

ВЕСТНИК

Магнитогорского государственного технического
университета им. Г.И. Носова

2018. Т.16, №3

Журнал включен в Перечень российских рецензируемых научных журналов, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук. Сведения о журналах содержатся в международных базах данных Ulrich's Periodicals Directory, Crossref, а также в ВИНТИ и РИНЦ. Электронные версии журнала размещаются на сетевом ресурсе Научной Электронной Библиотеки в сети Интернет.

Издается с марта 2003 года

Редакционная коллегия:

Председатель редакционной коллегии: В.М. Колокольников (Россия)

Главный редактор: М.В. Чукин (Россия)

Первый зам. главного редактора: Г.С. Гун (Россия)

Зам. главного редактора:

С.Е. Гавришев (Россия), А.Г. Корчунов (Россия),
О.С. Логунова (Россия), В.Р. Храмшин (Россия)

Ж.-Б. Вогт (Франция), В.Е. Громов (Россия),
Я. Грум (Словения), М. Дабала (Италия), Х. Дья (Польша),
Р. Дюссан (Индия), Р. Кавалла (Германия),
В.Н. Калмыков (Россия), Д.Р. Каплунов (Россия),
Д. Милованович (Сербия), К. Мори (Япония),
И.Б. Мусирин (Малайзия), А.Б. Найзабеков (Казахстан),
М. Пьетшик (Польша), В.Ф. Рашников (Россия),
Г. Роджерсон (Великобритания), В.М. Счастливец (Россия),
Ю Фенг (КНР), Р. Цин (Великобритания)

Редакция:

Первый зам. главного редактора: Г.С. Гун
Ответственные секретари: М.А. Полякова, М.В. Шубина
Редактор: Кутекина Н.В.
Технический редактор: Ключникова И.В.
Перевод на английский: Елесина В.И.

© ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова», 2018

Подписной индекс издания 48603 в объединенном каталоге «Пресса России», том 1.

Также подписку в оперативном режиме можно оформить и оплатить в удобной для Вас форме на подписной страничке сайта Агентства «Книга-Сервис» по ссылке:

код html: <http://www.akc.ru/itm/vestnik-magnitogorskogo-gosudarstvennogo-tehnicheskogo-universiteta-im-gi-nosova/>

Свидетельство о регистрации ПИ №ФС 77-59632 от 10.10.2014 г.

Выдано Федеральной службой по надзору в сфере связей, информационных технологий и массовых коммуникаций.

Учредитель – Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова.
(455000, Челябинская обл., г. Магнитогорск, пр. Ленина, д. 38).

16+, в соответствии с Федеральным законом №436-ФЗ от 29.12.10.

Адрес редакции:

455000, Челябинская обл., г. Магнитогорск,
ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова»
пр. К. Маркса, 45/2, оф. 402
Тел.: (3519) 22-14-93.
URL: <http://www.vestnik.mgtu.ru>
E-mail: rio_mgtu@mail.ru; vestnik@mgtu.ru

Адрес издателя:

455000, Челябинская обл., г. Магнитогорск, пр. К. Маркса, 45/2,
ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова», издательский центр

Адрес типографии:

455000, Челябинская обл., г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38,
ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова», участок оперативной полиграфии

Выход в свет 26.09.2018. Заказ 355. Тираж 500 экз. Цена свободная.

VESTNIK

of Nosov Magnitogorsk State Technical University

2018. Vol. 16, no. 3

The Journal is included in the List of Russian Peer-Reviewed Scientific Journals which are supposed to publish the major results of doctoral and PhD dissertations. Information about the Journal can be found in such international databases as Ulrich's Periodicals Directory and Crossref, as well as in the Russian VINITI database and the Russian Science Citation Index. The digital version of the Journal is available at eLIBRARY.RU.

PUBLISHED SINCE MARCH, 2003

Editorial Board

Head of the Editorial Board: V.M. Kolokoltsev (Russia)

Editor-in-Chief: M.V. Chukin (Russia)

First Deputy Editor-in-Chief: G.S. Gun (Russia)

Deputy Editor-in-Chief:

S.E. Gavrishev (Russia), V.R. Khrushin (Russia),
A.G. Korchunov (Russia), O.S. Logunova (Russia)

V.E. Gromov (Russia), J. Grum (Slovenia)
M. Dabala (Italy), H. Dyja (Poland),
R.O. Dusane (India), Feng Ye (P.R.China),
V.N. Kalmykov (Russia), D.R. Kaplunov (Russia),
R. Kawalla (Germany), D. Milovanovic (Serbia),
K. Mori (Japan), I.B. Musirin (Malaysia),
A.B. Naizabekov (Republic of Kazakhstan),
M. Pietrzyk (Poland), R. Qin (Great Britain),
V.F. Rashnikov (Russia), G.A. Rogerson (Great Britain),
V.M. Schastlivtsev (Russia), J.-B. Vogt (France)

Editorial Staff:

First Deputy Editor-in-Chief: G.S. Gun

Executive Editors: M.A. Polyakova, M.V. Shubina

Editor: N.V. Kutekina

Technical Editor: I.V. Klyunnikova

Translated into English: V.I. Elesina

© Federal State Budgetary Institution of Higher Education
Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2018

Registration certificate PI # FS 77-59632 dated October 10, 2014 is issued by the Federal Service for Supervision of Communications, Information Technology, and Mass Media.

Founder – Nosov Magnitogorsk State Technical University
(38, pr. Lenina, Magnitogorsk, Chelyabinsk Region, 455000)

16+ in accordance with Federal Law #436-FZ dated 29.12.10

Editorial office:

402, 45/2 Karla Marksa prospekt,
Magnitogorsk, Chelyabinsk region, 455000, Russia
Nosov Magnitogorsk State Technical University
Phone: +7 (3519) 221 493.
URL: <http://www.vestnik.mgtu.ru>
E-mail: rio_mgtu@mail.ru; vestnik@mgtu.ru

Editorial office:

45/2 Karla Marksa prospekt, Magnitogorsk, Chelyabinsk region, 455000, Russia
Nosov Magnitogorsk State Technical University

Printing office:

38 Lenin prospekt, Magnitogorsk, Chelyabinsk region, 455000, Russia
Nosov Magnitogorsk State Technical University

Publication date: 26.09.2018. Order 355. Circulation: 500. Open price.

СОДЕРЖАНИЕ

Разработка полезных ископаемых	5
<i>Чижевский В.Б., Фадеева Н.В., Гмызина Н.В.</i> Флотуемость графита углеводородами и кислородсодержащими соединениями	5
<i>Кожонов А.К., Молмакова М.С., Дуйшонбаев Н.П.</i> Выявление возможных причин проблем при обезвоживании продуктов флотационного обогащения	17
<i>Замотин П.А., Лобанов В.Г.</i> Интенсификация процесса измельчения золотосодержащей руды с использованием поверхностно-активных веществ и дополнительной обработкой ультразвуком	25
<i>Панкратьев П.В., Коломоец А.В., Пантелеев В.С.</i> Разработка остаточных запасов Кумакского золоторудного месторождения (Оренбургская область)	33
<i>Чебан А.Ю., Хрунина Н.П., Якименко Д.В.</i> Совершенствование комплекса горнотранспортного оборудования для работы совместно с машинами послойного фрезерования	40
Металлургия черных, цветных и редких металлов	46
<i>Харченко А.С.</i> Закономерности поступления компонентов шихты по крупности из бункера БЗУ в колошниковое пространство печи в зависимости от условий загрузки	46
Литейное производство	57
<i>Долгушин Д.М., Дубский Г.А., Неведьев А.А., Риве В.В., Долгушина О.В., Кайпер А.</i> Воздействие импульсного магнитного поля на расплав парамагнитного металла при кристаллизации	57
Обработка металлов давлением	67
<i>Полецков П.П., Гуцина М.С., Алексеев Д.Ю., Емалеева Д.Г., Кузнецова А.С., Никитенко О.А.</i> Исследование влияния режимов контролируемой прокатки трубной стали на структурное состояние горячедеформированного аустенита	67
<i>Славин В.С., Норец А.И., Жиркин Ю.В.</i> Методика определения энергосиловых параметров при волочении профилей типа МФ в двоярных роликовых калибрах за один проход	78
<i>Бобылев А.В., Козлов А.В., Максимов С.П., Халиулин Е.В.</i> Изучение тепловых явлений при гибке труб с раскатыванием	87
<i>Конов С.В., Михайлец В.Ф., Тептелев И.Е., Файнштейн А.С.</i> Анализ особенностей напряженного состояния фланца намоточного устройства как кольцевой пластины	98
<i>Колмогоров Г.Л., Кузнецова Е.В., Хабарова Д.В.</i> Релаксация остаточных напряжений и точность трубных металлоизделий	103

CONTENTS

Mineral Mining	5
<i>Chizhevsky V.B., Fadeeva N.V., Gmyzina N.V.</i> Floatability of graphite with hydrocarbons and oxygen containing compounds	5
<i>Kozhonov A.K., Molmakova M.S., Duyshonbaev N.P.</i> Identifying possible causes of problems in the dewatering of flotation products	17
<i>Zamotin P.A., Lobanov V.G.</i> Intensification of gold ore grinding process with the help of surfactants and additional ultrasonic	25
<i>Pankratiev P.V., Kolomoets A.V., Panteleev V.S.</i> Development of the remaining reserves of the Kumak gold deposit (Orenburg region)	33
<i>Cheban A.Yu., Khrunina N.P., Yakimenko D.V.</i> Enhanced mining and hauling equipment complex to be used together with surface miners	40
Metallurgy of Ferrous, Non-Ferrous and Rare Metals	46
<i>Kharchenko A.S.</i> Size related charging patterns dictated by charging conditions when components are fed from the BLT charging hopper to the furnace top	46
Metal Casting	57
<i>Dolgushin D.M., Dubsky G.A., Nefedev A.A., Rive V.V., Dolgushina O.V., Kayper A.</i> Effect of pulsed magnetic field on paramagnetic melt during crystallization	57
Metal Forming.....	67
<i>Poletskov P.P., Gushchina M.S., Alekseev D.Yu., Emaleeva D.G., Kuznetsova A.S., Nikitenko O.A.</i> Understanding the effect of controlled rolling regimes for pipe steel on the structural condition of hot-deformed austenite	67
<i>Slavin V.S., Norets A.I., Zhirkin Yu.V.</i> Method for defining drawing force parameters when drawing MF type sections in double gauge rollers in one	78
<i>Bobylev A.V., Kozlov A.V., Maksimov S.P., Khaliulin E.V.</i> Understanding the thermal phenomena occurring during pipe bending and rolling	87
<i>Konev S.V., Mikhaylets V.F., Teftelev I.E., Fainshtein A.S.</i> Analysis of the characteristic stress state of the coil flange as a circular plate	98
<i>Kolmogorov G.L., E.V. Kuznetsova E.V., Khabarova D.</i> Relaxation of residual stresses and precision of steel pipes	103

Материаловедение и термическая обработка металлов.....	109
<i>Якубов У.Ш., Ганиев И.Н., Сангов М.М., Ганиева Н.И.</i>	
О коррозионном потенциале сплава АЖ5К10, модифицированного щелочноземельными металлами, в среде электролита NaCl.....	109
Нanomaterialы и нанотехнологии	120
<i>Егорова Л.Ю., Хлебникова Ю.В., Пацелов А.М., Пилыгин В.П.</i>	
Структурно-фазовые превращения, происходящие в псевдомоннокристаллическом цирконии при тепловой деформации в камере Бриджмена	120
Новые технологические процессы и оборудование	129
<i>Зайдес С.А.</i>	
Новые способы поверхностного пластического деформирования при изготовлении деталей машин	129
<i>Попов И.П., Кубарева С.Ю.</i>	
Автобаланси́ровка ви́брационных машин	140
Энергетика металлургии, энергосбережение и электротехнические комплексы	145
<i>Мугалимов Р.Г., Закирова Р.А., Мугалимова А.Р., Одинцов К.Э.</i>	
Повышение энергоэффективности и ресурсосбережение при капитальном ремонте, модернизации и утилизации двигателей асинхронных электроприводов	145
Сведения об авторах	160

Materials Science and Heat Treatment of Metals	109
<i>Yakubov U.Sh., Ganiev I.N., Sangov M.M., Ganieva N.I.</i>	
On the corrosion potential of AlFe5S10 alloy inoculated with alkaline-earth metals in the NaCl medium.....	109
Nanomaterials and Nanotechnologies.....	120
<i>Egorova L.Yu., Khlebnikova Yu.V., Patselov A.M., Pilyugin V.P.</i>	
Structural phase transformations in zirconium pseudo- single crystals subjected to thermal deformation in the bridgeman chamber.....	120
New Processes and Equipment	129
<i>Zaydes S.A.</i>	
New surface plastic deformation techniques in the manufacture of machine parts.....	129
<i>Popov I.P., Kubareva S.Yu.</i>	
Autobalanced vibration	140
Power Engineering in Metallurgy, Energy Saving and Electrotechnical Systems	145
<i>Mugalimov R.G., Zakirova R.A., Mugalimova A.R., Odintsov K.E.</i>	
Enhanced energy efficiency and resource saving in the overhauling, retrofitting and disposal of induction motors.....	145
Information about authors	160

РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ

УДК 622.7

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-5-16>

ФЛОТИРУЕМОСТЬ ГРАФИТА УГЛЕВОДОРОДАМИ И КИСЛОРОДСОДЕРЖАЩИМИ СОЕДИНЕНИЯМИ

Чижевский В.Б., Фадеева Н.В., Гмызина Н.В.

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

Аннотация

Извлечение углерода в концентраты при флотации графитовых руд не превышает 75–88%, что обусловлено различием качества перерабатываемых руд и непостоянством состава применяемого основного собирателя – осветительного керосина, содержащего кроме углеводородов еще и кислородсодержащие соединения. Действие его компонентов при флотации графита не изучено, малочисленны исследования и действия индивидуальных органических соединений. Это затрудняет выбор эффективных реагентов из продуктов нефтеперегонки и нефтехимических производств. Изучено действие представителей основных классов углеводородов и кислородсодержащих соединений. Для оценки взаимодействия углеводородов с поверхностью графита с использованием атом-атомного приближения рассчитана потенциальная функция межмолекулярного взаимодействия как сумма потенциалов φ_{ij} межмолекулярного взаимодействия i -го количества силовых центров молекулы с j количеством атомов твердого тела. Расчет потенциалов производился по уравнению Бакингема – Корнера. В качестве силовых центров молекул приняты в случае алканов звенья CH_3 и CH_2 , алкенов и ароматических углеводородов – атомы C и H и для циклогексана – звенья CH_2 . Полученные значения потенциальной функции межмолекулярного взаимодействия углеводородов с поверхностью графита и экспериментальные значения энтальпии, полученные на основе данных газодсорбционной хроматографии, достаточно близки. Рассчитаны также значения свободной энергии ($-ΔG$) и энтропии адсорбции ($-ΔS$). Исследования выполнялись на хроматографе ЛХМ–8МД–5 с пламенно-ионизационным детектором с использованием в качестве газа – носителя гелия при расходе 40 см³/мин. По данным хроматографии определены термодинамические характеристики адсорбции карбоновых кислот, спиртов, простых и сложных эфиров, альдегидов и кетонов. Теплота адсорбции рассчитана по аддитивной схеме с использованием инкрементов теплот для отдельных звеньев. Показано, что наличие в молекулах функциональных групп с локально сконцентрированной электронной плотностью обеспечивает возникновение специфического, но еще молекулярного, взаимодействия соединений с поверхностью графита, вызывающего увеличение термодинамических характеристик адсорбции. По мере усиления адсорбционной способности группы располагаются в ряд: $=CO$, $-O-$, $-COO-$, $-CON$, $-OH$, $-COOH$. Важнейшими параметрами, определяющими адсорбцию, являются число атомов углерода в радикалах, их состав и строение, валентное состояние атомов углерода, наличие и свойства функциональных групп. Результаты флотации графита, выполненной на беспенном аппарате, свидетельствуют о том, что при увеличении числа атомов углерода в молекулах флотационная активность всех соединений повышается. Наиболее флотоактивны алканы, алкены и ароматические углеводороды. Корреляции между адсорбционной способностью и флотационной активностью различных соединений нет. Разработана классификация изученных углеводородов и кислородсодержащих соединений по их флотационной активности, на основе которой предложено три реагента, защищенные авторскими свидетельствами на изобретения. Результаты пенной флотации графитовой руды показали, что наиболее эффективными собирателями для графита являются реагенты, содержащие, в основном, высокомолекулярные парафиновые и ароматические углеводороды.

Ключевые слова: графит, углеводороды, кислородсодержащие соединения, термодинамические характеристики адсорбции, флотация, неспецифическое и специфическое взаимодействие, межмолекулярное взаимодействие, функциональные группы.

Введение

Извлечение углерода в концентрат при флотации графитовых руд на предприятиях неста-

бильное и не превышает 75–88%, что обусловлено различием качества перерабатываемых руд и непостоянством состава основного собирателя – осветительного керосина, содержащего, кроме различных углеводородов, еще и кислородсодержащие соединения, такие как спирты, кисло-

© Чижевский В.Б., Фадеева Н.В., Гмызина Н.В., 2018

ты, альдегиды и кетоны. Действие его компонентов при флотации графита не изучено, что сдерживает подбор эффективных собирателей из продуктов нефтепереработки и нефтехимических производств. Целью исследования является определение наиболее флотоактивных для графита углеводородов и кислородсодержащих соединений для изыскания эффективных собирателей.

Материалы и методы исследования

При флотации графитовой руды из восточной Индии [1] с использованием механической и колонной флотомашин получен концентрат с выходом 7,44% и массовой долей углерода 89,65%. Использовалось сосновое масло и дизельное топливо. Отмечено, что двухстадийная схема обогащения может снизить затраты на измельчение. Оптимальный реагентный режим при флотации графитовой руды месторождения Акдагмадени (Йозгате, Турция) включал силикат-глыбу (500 г/т), керосин (250 г/т), сосновое масло (100 г/т) и обеспечил получение грубого концентрата с массовой долей углерода до 37,93% [2]. Рекомендована дальнейшая его переработка, например, кислотным выщелачиванием. Для выделения графита из графитовых сланцев предложена флотация его с использованием керосина и соснового масла [3] по схеме, включающей основную и контрольную операции флотации с тремя перечистками пенных продуктов. Выход концентрата с промпродуктом составил 16,63%. Вопросу разделения графита и серицита, являющегося одним из основных загрязнителей концентрата, посвящена работа [4]. Показана возможность использования флотации, кислотной и щелочной обработки, но первый процесс является менее затратным и более экологически чистым. В работе [5] для разделения серицита и графита использовали реагент atlox4862 (formaldehyde condensate of methyl naphthalene sulfonic sodium salt) (MF). При применении целлюлозы, рН8 и реагента MF при концентрации 250 мг/дм³ извлечение серицита составило 89,7%. Для выделения слюды и кальцита из графитовой руды предложена технология, предусматривающая флотацию слюды и кальцита и химическое обогащение [6], обеспечивающая повышение массовой доли углерода в концентрате до 91%. Для получения низкзолных концентратов рекомендуется химическое рафинирование [7, 8], обеспечивающее снижение зольности концентратов до 3%.

Важным свойством собирателей, определяющим их флотационную активность, является адсорбционная способность. При этом адсорб-

ционное равновесие углеводородов определяется потенциальной функцией Φ межмолекулярного взаимодействия молекул с твердым телом [9–11]. С использованием атом-атомного приближения потенциальную функцию можно представить в виде суммы потенциалов ϕ_{ij} межмолекулярного взаимодействия i -го количества силовых центров молекулы с j -количеством атомов твердого тела, т.е.

$$\Phi = \sum_i \sum_j \phi_{ij} = \sum_i \Phi_i,$$

где Φ_i – потенциальная энергия межмолекулярного взаимодействия i -го атома молекулы со всеми атомами j твердого тела. Для расчета потенциалов при взаимодействии молекул с графитом принимаем уравнение Бакингема – Корнера, предусматривающее экспоненциальную функцию для сил отталкивания и два члена степенного ряда для энергии дисперсионного притяжения [9, 11].

$$\phi = -c_1 r^{-6} - c_2 r^{-8} + B \exp(-qr),$$

где c_1 и c_2 – параметры сил притяжения, определяемые по значениям массы электрона, скорости света, константы Планка, поляризуемости и диамагнитной восприимчивости силовых центров;

B – параметр сил отталкивания, определяемый из условия равновесия сил притяжения и отталкивания через параметры взаимодействующих тел и равновесное расстояние r_0 ;

q – параметр сил отталкивания в экспоненте, равный при адсорбции на графите 35,7 нм;

r – расстояние между взаимодействующими силовыми центрами, нм.

Потенциальная энергия межмолекулярного взаимодействия молекулы с графитом, состоящим из атомов одного сорта, будет равна

$$\Phi_i = \sum_j \phi_{ij} = -c_{1ij} \sum_j r_{ij}^{-6} - c_{2ij} \sum_j r_{ij}^{-8} + B_{ij} \sum_j \exp(-q_{ij} r_{ij}),$$

где r_{ij} – расстояние между i -м атомом молекулы и j -м атомом твердого тела.

При расчете потенциальной функции межмолекулярного взаимодействия алканов с поверхностью графита в качестве силовых центров молекулы приняты звенья CH_3 и CH_2 . Расчет выполнялся для транс-конформеров, имеющих место при невысоких температурах, и учитывалось взаимодействие звеньев CH_2 и CH_3 с 24 ближайшими атомами углерода. Равновесное расстояние принято равным сумме радиуса действия звеньев CH_2 и CH_3 , равным 0,2 нм [11], и половины межплоскостного расстояния кри-

сталлической решетки графита 0,3366 нм, определенным в работе [12]. После определения C_1 , C_2 и B [9, 11] потенциальная функция межмолекулярного взаимодействия звеньев CH_2 и CH_3 с поверхностью графита будет равна

$$\Phi_{CH_3-C[z]} = -3,56 \cdot 10^{-3} r^{-6} - 6,11 \cdot 10^{-5} r^{-8} + 8,54 \cdot 10^5 \exp(-35,7r),$$

$$\Phi_{CH_2-C[z]} = -2,86 \cdot 10^{-3} r^{-6} - 4,97 \cdot 10^{-5} r^{-8} + 6,87 \cdot 10^5 \exp(-35,7r).$$

После определения значения степенных сумм $\sum_j r_{ij}^{-6}$, $\sum_j r_{ij}^{-8}$ и $\sum \exp(-q \cdot r_{ij})$ рассчитаны по вышеприведенным формулам $\Phi_{CH_3-C[z]}$ и $\Phi_{CH_2-C[z]}$, которые составили соответственно – 7,217 и –5,802 кДж/моль. Потенциальная функция межмолекулярного взаимодействия молекул алканов, имеющих n атомов углерода, с поверхностью графита определялась по формуле

$$\Phi = (n-2)\Phi_{CH_2-C[z]} + 2\Phi_{CH_3-C[z]}.$$

Величина потенциальной функции межмолекулярного взаимодействия молекулы циклогексана с поверхностью графита определялась через потенциальную функцию межмолекулярного взаимодействия звеньев CH_2 с поверхностью графита $\Phi_{CH_2-C[z]}$, равную –5,802 кДж/моль, и составила –34,81 кДж/моль.

Расчет потенциальной функции межмолекулярного взаимодействия молекул алкенов с поверхностью графита выполнялся при использовании в качестве силовых центров атомов C и H молекул. Атомные потенциальные функции взаимодействия атомов углерода и водорода с атомами углерода графита определялись по формулам [10, 11]:

$$\Phi_{C(sp^2)-C[z]} = -1,48 \cdot 10^{-3} r^{-6} - 2,30 \cdot 10^{-5} r^{-8} + 2,026 \cdot 10^5 \exp(-35,7r),$$

$$\Phi_{C(sp^3)-C[z]} = -1,386 \cdot 10^{-3} r^{-6} - 2,148 \cdot 10^{-5} r^{-8} + 1,89 \cdot 10^5 \exp(-35,7r),$$

$$\Phi_{H-C[z]} = -0,498 \cdot 10^{-3} r^{-6} - 0,95 \cdot 10^{-5} r^{-8} + 3,60 \cdot 10^4 \exp(-35,7r).$$

С учетом установленного увеличения межплоскостного расстояния у графита расстояние

атомов C и H до плоскости графита принято равным 0,3823 и 0,3413 нм. При расчетах учитывалось взаимодействие атомов C и H с 12 ближайшими атомами углерода.

После расчета степенных сумм $\sum_j r_{ij}^{-6}$, $\sum_j r_{ij}^{-8}$ и $\sum \exp(-qr_{ij})$ определены значения атомных потенциальных функций взаимодействия углерода и водорода с атомами графита, которые составили

$$\Phi_{C(sp^2)-C[z]} = -2,666, \quad \Phi_{C(sp^3)-C[z]} = -2,498$$

$$\text{и } \Phi_{H-C[z]} = -2,039 \text{ кДж/моль.}$$

Потенциальная функция межмолекулярного взаимодействия алкенов с поверхностью графита определялась по формуле

$$\Phi = 2\Phi_{C(sp^2)-C[z]} + (n-2)\Phi_{C(sp^3)-C[z]} + 2n\Phi_{H-C[z]}.$$

Расчет потенциальной функции межмолекулярного взаимодействия молекул полиметил- и моно- n -алкилбензолов выполнялся с использованием трех атом-атомных потенциалов $\Phi_{C(sp^2)-C[z]}$,

$\Phi_{C(sp^3)-C[z]}$ и $\Phi_{H-C[z]}$ по вышеприведенным формулам и их величинам. Потенциальная функция межмолекулярного взаимодействия ароматических углеводородов определялась по формуле

$$\Phi = 6\Phi_{C(sp^2)-C[z]} + n\Phi_{C(sp^3)-C[z]} + (2n+6)\Phi_{H-C[z]}.$$

Результаты расчета потенциальной функции межмолекулярного взаимодействия углеводородов с поверхностью графита приведены в табл. 1.

Величина потенциальной функции межмолекулярного взаимодействия при невысоких температурах и малом заполнении поверхности соответствует теплоте адсорбции Q , определяемой на основе данных хроматографии и равной величине энтальпии с обратным знаком [11, 13]. Газоадсорбционная хроматография имеет высокую селективность по отношению к различным типам углеводородов и их структурным изомерам, являясь точным и быстрым методом физико-химического исследования адсорбционных процессов [9, 14], позволяет определять дополнительно величины свободной энергии ($-\Delta G$) и энтропии адсорбции ($-\Delta S$), а также хроматографические параметры удерживания – время удерживания молекул на поверхности графита (τ) и коэффициент асимметрии хроматографического пика (K_s). Исследования выполнялись на хроматографе ЛХМ–8МД–5 с пламенно-ионизационным детектором. Диаметр хроматографической колонки – 4 мм, длина – 0,2 м. В качестве газа-носителя использовался гелий, расход которого

го составлял 40 см³/мин [13]. Величина энтальпии адсорбции определялась по формуле

$$\Delta H = -2,3R \frac{\Delta \lg \Gamma}{\Delta (1/T)},$$

где R – универсальная газовая постоянная;

$\Delta \lg \Gamma$ – разность логарифмов коэффициентов адсорбции, измеренных при двух температурах хроматографической колонки T_1 и T_2 ;

$\Delta (1/T)$ – разность обратных температур T_1 и T_2 .

Величина свободной энергии адсорбции рассчитывалась по формуле [13]

$$\Delta G = -RT \ln \Gamma.$$

Расчет величины энтропии адсорбции выполнялся по формуле

$$\Delta S = \frac{\Delta H - \Delta G}{T}.$$

Полученные величины термодинамических характеристик и хроматографических параметров удерживания углеводородов приведены в табл. 1.

Анализ данных табл. 1 показывает, что рассчитанные величины потенциальной функции межмолекулярного взаимодействия углеводоро-

дов с поверхностью графита и экспериментальные величины энтальпии достаточно близки. При увеличении числа атомов углерода в молекулах алканов все величины, определяющие адсорбцию, повышаются, что является результатом усиления неспецифического дисперсионного взаимодействия. Величина свободной энергии изменяется при этом с $-0,37$ до $-13,32$ кДж/моль и указывает на уменьшение поверхностной активности чешуек графита, а величина энтропии адсорбции изменяется с $-0,106$ до $-0,15232$ кДж/моль, что свидетельствует об упорядочении системы графит – углеводород по мере формирования адсорбционного слоя. При повышении молекулярной массы углеводородов увеличивается время удерживания их молекул на поверхности графита (τ) и коэффициент асимметрии хроматографического пика (K_s). В случае циклогексана термодинамические характеристики адсорбции и хроматографические параметры удерживания меньше, чем у гексана, так как молекула содержит меньшее число атомов водорода и имеет неплоское строение, когда одна или несколько групп CH_2 приподняты на поверхности графита [11], что уменьшает величину энергии дисперсионного взаимодействия.

Таблица 1

Потенциальная функция межмолекулярного взаимодействия, термодинамические характеристики и хроматографические параметры удерживания молекул углеводородов при адсорбции на графите (363К)

Адсорбат	Φ , кДж/моль	$-\Delta H$, кДж/моль	$-\Delta G$, кДж/моль	$-\Delta S$, кДж/(моль*град)	τ , мин	K_s
Гексан	37,64	38,85	0,37	0,106	0,78	1,08
Гептан	43,44	42,73	1,71	0,113	1,13	1,27
Октан	49,24	46,64	3,44	0,119	1,32	1,63
Изооктан	–	46,17	3,34	0,118	1,21	1,57
Нонан	55,04	51,19	4,73	0,128	3,09	2,74
Декан	60,84	54,15	6,23	0,132	4,28	3,27
Додекан	72,45	61,30	10,84	0,139	8,15	4,88
Тридекан	78,25	65,02	12,75	0,144	11,32	7,95
Тетрадекан	84,05	68,50	13,32	0,152	13,81	10,31
Циклогексан	34,81	34,05	0,31	0,093	0,75	1,00
Ундецен	72,67	59,02	9,65	0,136	4,78	3,02
Додецен	79,24	62,39	11,57	0,140	9,11	5,71
Тридецен	85,81	67,10	13,38	0,148	12,52	8,24
Бензол	28,23	42,11	0,73	0,114	0,80	1,11
Толуол	34,80	45,91	1,62	0,122	0,92	1,27
Этилбензол	41,37	49,22	3,48	0,126	1,41	2,04
Триметилбензол	47,94	53,91	5,27	0,134	1,65	2,39
Пропилбензол	47,94	53,36	5,08	0,133	1,63	2,40
Изопропилбензол	–	52,71	4,79	0,132	1,58	2,30
Изоамилбензол	–	58,37	9,37	0,135	6,19	6,94
Диизопропилбензол	–	61,23	11,14	0,138	6,74	8,35
Гексилбензол	67,68	63,93	12,75	0,141	7,98	11,24

Алкены имеют более высокие значения термодинамических характеристик адсорбции и хроматографические параметры удерживания по сравнению с алканами за счет наличия в них двойной связи, исключаяющей вращение групп атомов вокруг углеродной оси σ -связи, и конфигурация алкенов является устойчиво плоской [15]. Радикалы при углеродных атомах, связанных двойной связью, обладают способностью отталкивать от себя электронное облако, в результате электроны двойной связи смещаются к конечному углеродному атому. Наличие локально сконцентрированной электронной плотности на периферии двойной связи молекулы алкена создает возможность проявления специфического, но еще молекулярного взаимодействия.

Адсорбционные свойства ароматических углеводородов определяются энергетическим состоянием молекул, зависящим от состава, количества и строения заместителей. Алкилирование и полиметилирование бензола повышает термодинамические характеристики адсорбции и хроматографические параметры удерживания за счет усиления дисперсионного взаимодействия углеводородов с поверхностью графита. В случае полиметилбензолов этот эффект выше, чем у их изомерных аналогов моно-*n*-алкилбензолов вследствие неодинакового распределения электронной плотности около остова бензольного кольца и различия равновесных расстояний между звеньями молекул и поверхностью графита.

Определение термодинамических характеристик адсорбции и хроматографических параметров удерживания для карбоновых кислот и спиртов производилось при температуре 373 К, а для простых и сложных эфиров, альдегидов и кетонов – при температуре 363 К (табл. 2). Значения теплот адсорбции рассчитывались по аддитивной схеме с использованием инкрементов теплот для отдельных звеньев [16].

В карбоновых кислотах кислород карбонильной группы смещает π -электронную плотность таким образом, что на углеродном атоме карбонила появляется частичный положительный заряд. Это вызывает смещение неподеленных электронных пар атома кислорода гидроксильной группы в сторону атома углерода, что, в свою очередь, приводит к перемещению электронной плотности от связи кислород – водород к атому кислорода. Атом водорода гидроксильной группы спиртов имеет большую подвижность за счет связи с электроотрицательным атомом кислорода, имеющим неподеленные электронные пары. Связанный с таким атомом

протон мало экранирован и легко взаимодействует с другим атомом с образованием водородной связи. Смещение электронной плотности происходит и в молекулах сложных эфиров, со-

держащих группу $-\text{C}(=\text{O})_2-$, альдегидах и кетонах,

имеющих группы $-\text{C}(=\text{O})\text{H}$ и $-\text{C}(=\text{O})-$. В молекулах

кетонов у атома кислорода имеется свободная электронная пара. Отмеченные особенности состава и строения функциональных групп с локально сконцентрированной электронной плотностью обеспечивают возникновение специфического, но еще молекулярного взаимодействия соединений с поверхностью графита, вызывая увеличение термодинамических характеристик адсорбции. Важнейшими параметрами, определяющими адсорбцию реагентов на графите, являются число атомов углерода в радикалах, их состав и строение, валентное состояние атомов углерода, наличие и свойства функциональных групп.

При закреплении капли аполярного реагента на поверхности частиц, находящихся в воде, степень ее гидрофобности определяется по формуле [17]

$$\cos\theta = \frac{\sigma_{2-3} - \sigma_{1-3}}{\sigma_{1-2}},$$

где σ_{1-2} , σ_{2-3} и σ_{1-3} – удельные свободные поверхностные энергии на поверхности раздела вода – углеводород, углеводород – твердое и вода – твердое.

Величина σ_{1-3} постоянная при закреплении любых реагентов. В случае гексана $\sigma_{1-2}^{\text{г}} = 51,1$, а для бензола $\sigma_{1-2}^{\text{б}} = 34,1$ мДж/м². Значения σ_{2-3} для гексана и бензола близкие, так как термодинамические характеристики их адсорбции отличаются незначительно (см. табл. 1). Поэтому в соответствии с вышеприведенной формулой значение $\cos\theta$ для гексана меньше. Большее значение $\cos\theta$ для бензола и меньшая протяженность молекулы обуславливают меньшую его гидрофобизирующую способность.

Важным условием успешной флотации частиц является сохранность комплекса пузырек-частица, которая, в свою очередь, зависит от устойчивости пузырька и величины капиллярного давления. Сохранность пузырька определяется, в значительной степени, способностью его оболочки изменять величину поверхностного натяжения и отвечать таким образом на воздействия внешней среды.

Термодинамические характеристики и хроматографические параметры удерживания
кислородсодержащих реагентов при адсорбции на графите

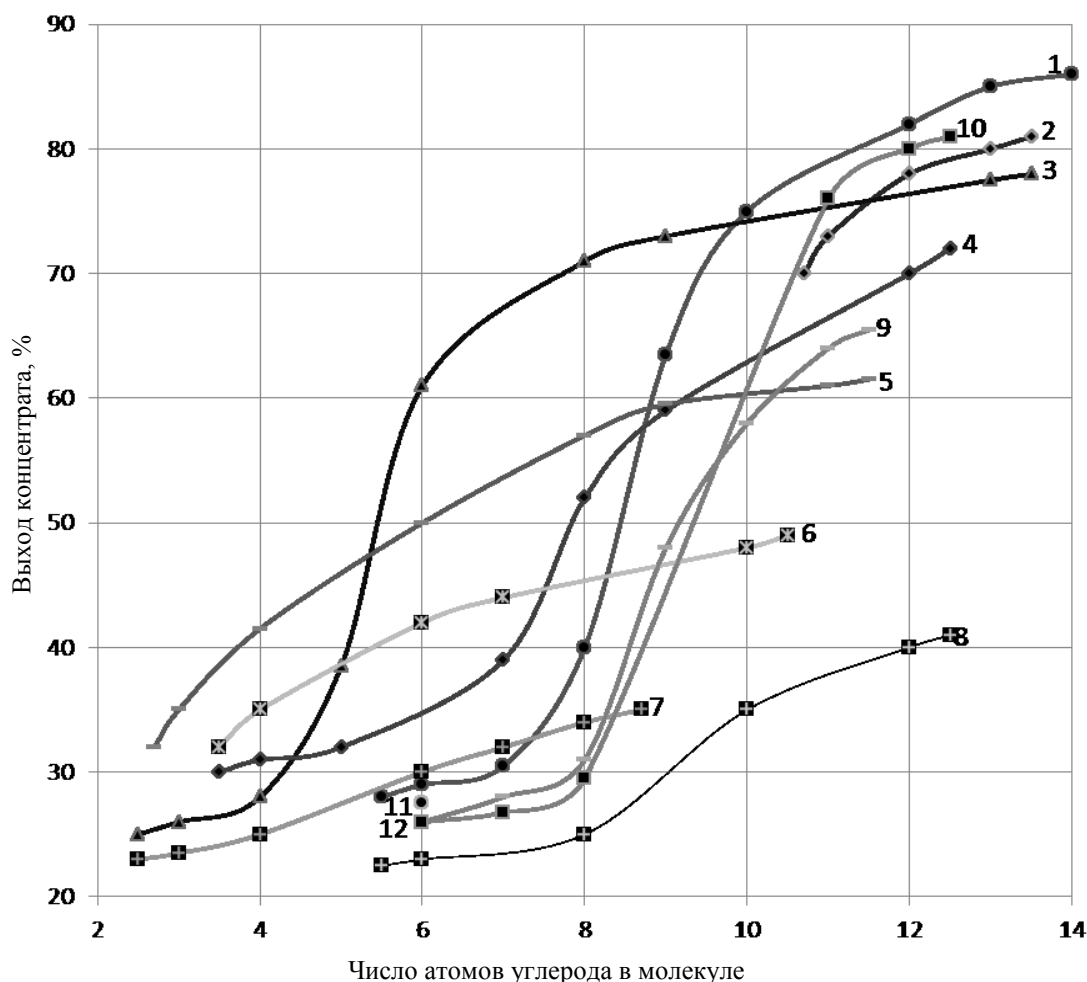
Адсорбаты	Q_a , кДж/ моль	$-ΔH$, кДж/ моль	$-ΔG$, кДж/ моль	$-ΔS$, кДж/ (моль.град)	τ , мин	K_s
Кислоты						
Пропионовая	37,20	40,13	5,44	0,093	1,96	3,24
Масляная	43,89	46,73	6,07	0,109	3,38	5,44
Капроновая	57,27	60,21	8,36	0,139	6,36	8,93
Каприловая	70,65	70,90	11,97	0,158	10,52	11,81
Пеларгоновая	77,34	77,89	14,85	0,169	12,49	13,10
Спирты						
Пропиловый	30,93	38,43	5,23	0,089	2,75	3,41
Изопропиловый	–	37,28	4,46	0,088	1,98	3,58
Бутиловый	37,62	44,64	5,85	0,104	3,28	4,81
Изобутиловый	–	43,19	5,14	0,102	2,39	4,21
Амиловый	44,31	51,54	6,78	0,120	4,58	4,93
Изоамиловый	–	48,68	6,16	0,114	3,83	5,09
Циклогексано́л	46,82	52,90	7,02	0,123	4,11	5,13
Гексиловый	51,00	57,90	7,55	0,135	5,34	7,24
2-этилгексано́л	64,37	60,88	8,28	0,141	7,52	6,82
Октиловый	64,37	63,93	9,85	0,145	8,83	7,18
Нониловый	71,06	69,09	11,27	0,155	10,11	8,13
Тридециловый	97,81	79,23	16,20	0,169	14,65	12,75
Сложные эфиры						
Этилацетат	43,89	41,60	1,67	0,110	0,83	1,92
Бутилформиат	50,56	45,74	4,72	0,113	1,58	1,98
Изобутилформиат	–	41,89	3,05	0,107	1,25	1,60
Этилвалерат	59,77	51,74	6,01	0,126	1,87	4,90
Амилацетат	59,77	52,84	6,38	0,128	1,90	4,89
Бутилбутират	70,64	55,11	6,47	0,133	2,26	6,73
Бутилизобутират	–	50,94	5,20	0,126	2,13	5,97
Изобутилбутират	–	52,15	5,69	0,128	2,25	6,05
Изобутиллизобутират	–	49,00	4,35	0,123	2,02	5,70
Амилбутират	77,33	57,76	8,03	0,137	4,97	7,11
Октилбутират	97,39	63,11	11,20	0,143	12,92	9,44
Альдегиды, кетоны и простые эфиры						
Ацетон	30,50	26,58	0,44	0,072	0,69	1,00
Метилэтилкетон	37,20	37,62	0,59	0,102	0,86	1,31
Циклогексоно́н	–	45,95	4,30	0,115	1,41	2,22
Масляный альдегид	37,20	41,98	2,78	0,108	3,14	3,94
Изомасляный альдегид	–	40,33	2,22	0,105	2,01	3,05
Бензальдегид	–	46,95	5,20	0,115	2,74	2,70
1,4-диоксан	–	37,33	0,67	0,101	0,72	1,35
Пропиловый эфир	49,74	46,89	4,79	0,116	1,23	1,43
Бутиловый эфир	63,12	52,34	6,60	0,126	1,61	2,05

Величина поверхностного натяжения гексана и бензола на границе с воздухом составляет 18,41 и 28,87 мДж/м². Поэтому в случае гексана диапазон изменения величины поверхностного натяжения при деформации оболочки пузырька шире и вероятность его сохранения выше.

Одновременно поверхностное натяжение определяет величину капиллярного давления, влияющего на отрыв пузырька от частицы. Значимость поверхности раздела жидкость-газ показана и при флотации графитовых руд [18–20]. В работе [18] изучена флотированность графита и определено поверхностное натяжение в зависимости от концентрации ацетата натрия. Установлено, что для гидрофобных минералов, каким является графит, флотированность определяется, в значительной степени, величиной поверхностного натяжения. Указаны гипотезы, рассматривающие дегидратацию гидрофобных поверхностей, снижение коалесценции пузырьков и повышение прочности их закреп-

ления на гидрофобных поверхностях. Дополнительное использование метилизобутилкетона (МИБК) в смеси с этиловым спиртом в соотношении 9:1 позволило перерабатывать низкосортные графитовые руды месторождения Тамилнаду [19]. Массовая доля углерода во флотационном концентрате составила 96,24% при извлечении 89%. Влияние поверхностно-активных свойств реагентов установлено и при флотации сульфидов [20]. В работе показано, что изменение поверхностной активности реагентов на границе раздела жидкость-газ позволяет регулировать селективность разделения минералов.

Результаты исследований по флотации графита различными реагентами, выполненные на беспенном аппарате, исключая механический вынос частиц в концентрат [12], свидетельствуют о том, что при увеличении числа атомов углерода в молекулах флотационная активность всех реагентов повышается (см. рисунок).



Влияние числа атомов углерода в молекулах реагентов на выход концентрата:

1 – алканы; 2 – алкены; 3 – спирты; 4 – сложные эфиры; 5 – карбоновые кислоты; 6 – альдегиды; 7 – кетоны; 8 – простые эфиры; 9 – полиметилбензолы; 10 – алкилбензолы; 11 – циклогексан; 12 – бензол

Из рисунка видно, что в каждом диапазоне значений числа атомов углерода наиболее эффективны определенные соединения. Так, при числе атомов углерода 3–4 наиболее эффективны карбоновые кислоты, а при 6–10 атомах углерода лучшие показатели флотации обеспечивают спирты, которые в первом диапазоне числа атомов углерода являются вместе с кетонами самыми неэффективными [21]. При числе атомов 12 и более наиболее эффективны алканы, алкены и алкилбензолы. Приведенные данные свидетельствуют о том, что между адсорбционной способностью реагентов на поверхности графита и их флотационной активностью корреляции нет. Это указывает на то, что действие изученных реагентов проявляется не только на поверхности раздела твердое-жидкость, но и на поверхности раздела жидкость-газ.

При выборе аполярных реагентов рекомендуется использовать их вязкость, которая отражает особенности, связанные с длиной молекул, энергией взаимодействия их с поверхностью и прочностью закрепления [21]. Действительно, при увеличении числа атомов углерода в молекулах реагентов каждого гомологического ряда термодинамические характеристики адсорбции и хроматографические параметры удерживания (см. табл. 1 и 2) и флотационная активность повышаются [12]. Но вязкость не является одним критерием для определения флотационной активности реагентов. При использовании вязкости для выбора реагентов не рассматривается влияние величины дипольного момента молекул, их структуры, валентного состояния атомов углерода, поляризуемости и действие на поверхности раздела жидкость-газ.

Влияние молекулярной массы реагентов на их флотационную активность рассмотрено в работе [12]. При одинаковой молекулярной массе на показатели флотации влияет валентное состояние атомов углерода. Так, бензол, имеющий sp^2 -гибридизацию атомов углерода, и его низшие производные имеют несколько меньшую флотационную активность по сравнению с алканами с

равной молекулярной массой. При значительной длине углеводородных радикалов, имеющих sp^3 -гибридизацию атомов углерода, флотационная активность ароматических углеводородов приближается к флотационной активности алканов. С увеличением молекулярной массы реагентов каждого гомологического ряда флотационная активность повышается.

Проведенные исследования позволили классифицировать изученные реагенты по эффективности их действия при флотации графита (табл. 3). При флотации графита из руд необходимо учитывать избирательность закрепления реагентов на минералах, содержащихся в рудах.

На основе классификации предложены эффективные собиратели для графита, защищенные авторскими свидетельствами на изобретения. Основные компоненты реагентов и технологические показатели приведены в табл. 4. Флотировалась графитовая руда Тайгинского месторождения на флотомашине ФМЛ-3 с объемом камеры 2 дм³.

Предложенные реагенты обеспечивают повышение извлечения углерода в концентрат на 1,03–7,64% при некотором снижении зольности концентратов.

Для флотации графита предложен реагент ВКП, являющийся кубовым остатком ректификации продуктов синтеза 2-этилгексанола из масляного альдегида (а.с. 1015914). Реагент кроме 2-этилгексанола (14,12%) содержит 85,24% более высококипяющих компонентов, в том числе 38,48% его димеров и тримеров [12].

Использование реагента ВКП на фабриках при флотации графитовых руд Тайгинского, Завальевского и Ботогольского месторождений позволило исключить из процесса Т-80, снизить расход керосина с 0,23 до 0,12 кг/т, с 0,396 до 0,197 кг/т и с 2,45 до 1,53 кг/т и повысить извлечение углерода в концентратах на 2,5 и 0,71% в случае переработки руд Тайгинского и Ботогольского месторождений. Одновременно зольность Тайгинского концентрата снизилась с 10,1 до 9,3%, а Ботогольского с 6,96 до 5,84%.

Таблица 3

Классификация углеводородов и кислородсодержащих соединений по эффективности их действия при флотации графита

Очень эффективные	Эффективные	Низкоэффективные
Алканы $C_{12}-C_{14}$ Алкены $C_{11}-C_{13}$ Алкилбензолы $C_{11}-C_{12}$	Алифатические спирты C_6-C_{13} Сложные эфиры C_9-C_{12} Алканы C_9-C_{11} Карбоновые кислоты C_8-C_{11} Полиметилбензолы $C_{10}-C_{11}$ Алкилбензол C_{10}	Карбоновые кислоты C_3-C_7 Сложные эфиры C_4-C_8 Альдегиды C_4-C_{10} Алифатические спирты C_3-C_5 Кетоны C_3-C_8 Алканы C_6-C_8 Алкил-и-полиметилбензолы C_7-C_9 Простые эфиры C_6-C_{12}

Таблица 4

Наименование, состав предложенных реагентов и технологические показатели

Наименование реагента и номер авторского свидетельства	Основные компоненты и их массовая доля, %	Расход, $\times 10^{-3}$, кг/т		Извлечение углерода в концентрат, %	Зольность концентрата, %
		собира-теля	T-80		
Циркуляционный газойль (продукт очистки пирогаза). А.с. 1256792	1. Высокомолекулярные парафиновые углеводороды $C \geq 10$, 33–37. 2. Полициклические парафиновые углеводороды, 13–16. 3. Алкилзамещенные ароматические углеводороды $C \geq 12$, 14–17	230	120	90,28	39,61
Раствор крекинг-остатка (продукт переработки нефти). А.с. 1162494	1. Высококипящие предельные углеводороды, 16,2–28,2. 2. Высокомолекулярные ароматические углеводороды, 32,0–41,8. 3. Высокомолекулярные нафтенновые углеводороды, 18,0–25,4	230	160	86,15	42,22
Кубовый остаток ректификации полиалкилбензолов. А.с. 1273167	1. Тяжелые продукты замещения в бензольном кольце $C_6H_mR_1R_2$, 73–84, где $m=2-5$, $R_1=CH_3$, C_2H_5 , R_2 – углеводородный радикал нормального строения, до 80. 2. Бутил и дибутилбензол, 14–19	250	100	83,67	37,83

Примечание. При использовании керосина (0,25 кг/т) и реагента T-80 (0,16 кг/т) извлечение углерода в концентрат составляет 82,64% при его зольности 43,72%.

Заключение

1. Теоретические и экспериментальные исследования особенностей действия при флотации графита различных углеводородов и кислородсодержащих соединений показали, что их флотационная активность определяется молекулярной массой в гомологическом ряду, составом и строением молекул, валентным состоянием атомов углерода, наличием и свойствами функциональных групп, которые по усилению адсорбционной способности реагентов располагаются в ряд $=CO$, $-O-$, $-COO-$, $-CON$, $-OH$, $-COOH$. Наиболее эффективными собирателями из изученных реагентов являются алканы $C_{12}-C_{14}$.

2. Рассчитана потенциальная функция межмолекулярного взаимодействия различных углеводородов с поверхностью графита и определены

на основе результатов газодсорбционной хроматографии термодинамические характеристики адсорбции реагентов, величина которых увеличивается при переходе от молекул с изолированной системой σ -связей к молекулам с локальным распределением электронной плотности и способным к образованию водородной связи.

3. Составлена классификация изученных реагентов по их флотационной активности, позволяющая осуществлять научно обоснованный выбор эффективных собирателей для графита из продуктов нефтеперегонки, нефтехимических и других производств. Предложены более эффективные, чем осветлительный керосин, собиратели для графита.

Список литературы

1. Vasumathi, N. Flotation studies on low grade graphite ore from eastern India / N. Vasumathi, T.V. Vijaya Kumar,

1. S. Ratchambigai, S. Subba Rao, G. Bhaskar Raju // International Journal of Mining Science and Technology. Volume 25, Issue 3. 2015. P. 415–420.
2. Kaya, Ö.M. A study on the floatability of graphite ore from yozgat akdağmadeni (turkey) / Ö. Kaya, M. Canbazoglu // The Journal of ORE DRESSING. 2007. Vol. 9. Is. 17.
3. Графитовые сланцы как перспективный источник благородных металлов на Дальнем Востоке России / А.И. Ханчук, А.Н. Диденко, И.Ю. Рассказов, Н.В. Бердников, Т.Н. Александрова // Вестник ДВО РАН. 2010. № 3. С. 3–12.
4. Hongqiang, L.I. Recovery mechanisms of sericite in microcrystalline graphite flotation / Hongqiang L.I., Leming O.U., Qiming FENG, Ziyong CHANG // Physicochem. Probl. Miner. Process. 51(2). 2015. P. 387–400.
5. Yangshuai, Qiu An Investigation of Reverse Flotation Separation of Sericite from Graphite by Using a Surfactant: MF / Yangshuai Qiu, Yongfu Yu, Lingyan Zhang, Yupeng Qian, Zhijun Ouyang // Minerals. 2016. 6, 57. doi:10.3390/min6030057.
6. Брагина В.И., Бакшеева И.И. Разработка технологии обогащения графитовых руд // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2012. № 9. С. 133–137.
7. Dmitriev, A. Chemical Purification of Flakelike Cryptocrystalline Graphite Powder / Dmitriev A., Basharin I., Bocharnikov V. // Annual World Conference on Carbon 2011, Shanghai, China. Vol.1. P. 180–182.
8. Химическое рафинирование чешуйчатого скрытокристаллического графита / А.В. Дмитриев, В.А. Бочарников, Е.Д. Великоднева, И.А. Башарин // Вестник Югорского государственного университета. 2014. Вып. 2 (33). С. 24–26.
9. Киселев А.В., Пошкус Д.П., Яшин Я.И. Молекулярные основы адсорбционной хроматографии. М.: Химия, 1986. 272 с.
10. Киселев, А.В. Межмолекулярные взаимодействия в адсорбции и хроматографии. М.: Высш. шк., 1987. 335 с.
11. Авгуль Н.Н., Киселев А.В., Пошкус Д.П. Адсорбция газов и паров на однородных поверхностях. М.: Химия, 1975. 384 с.
12. Чижевский В.Б. Физико-химические основы и интенсификация процесса флотации графитовых руд: дис. ... д-ра техн. наук: 05.15.08. Магнитогорск, 1990. 416 с.
13. Вяхирев Д.А., Шушунова А.Ф. Руководство к практическим работам по газовой хроматографии. Л.: Химия, 1988. 338 с.
14. Киселев А.В., Яшин Я.И. Адсорбционная газовая и жидкостная хроматография. М.: Химия, 1979. 228 с.
15. Несмеянов А.Н., Несмеянов Н.А. Начала органической химии. М.: Химия, 1974. Т.1. 624 с.
16. Киселев А.В., Яшин Я.И. Газоадсорбционная хроматография. М.: Наука, 1967. 256 с.
17. Глембоцкий, В.А. К теоретическим основам действия аплярных реагентов // Обогащение руд. 1980. С. 13–27.
18. Grabowski, B. Graphite flotation in the presence of sodium acetate / B. Grabowski and J. Drzymala // Annales universitatis Mariae Curie - Skłodowska Lublin – Polonia Wrocław Technical University, Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50–370 Wrocław, Poland VOL. LXIII, 6 SECTIO AA 2008. P. 68–72.
19. Ravichandran, V. Beneficiation of low grade graphite ore deposits of Tamilnadu (India) / V. Ravichandran, C. Eswaraiah and P. Manisankar // Ultra Chemistry. 2012. Vol. 8(2). P. 159–168.
20. Ryaboy, V.I. Influence of the surface-active properties of the reagents containing sodium di-alkyl-dithiophosphates on the flotation of sulfides // V.I. Ryaboy, E.D. Shepeta, V.P. Kretov, S.E. Levkovets, I. V. Ryaboy. Balkan Mineral Processing Congress 16th; 2015. Belgrade. June 17–19, 2015. Vol. 1. P. 321–326.
21. Чижевский, В.Б. Флотационные свойства спиртов // Обогащение руд. 1988. №3. С. 16–19.
22. Глембоцкий, В.А. Основы физико-химии флотационных процессов. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Недра, 1980. 471 с.

Поступила 07.05.18

Принята в печать 25.06.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-5-16>

FLOATABILITY OF GRAPHITE WITH HYDROCARBONS AND OXYGEN CONTAINING COMPOUNDS

Vladimir B. Chizhevsky – DSc (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Distinguished Worker of Higher Education of Russia, Inventor of the USSR. Magnitogorsk, Russia. E-mail: magtu_opi@mail.ru.

Natalia V. Fadeeva – PhD (Eng.), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: magtu_opi@mail.ru.

Natalia V. Gmyzina – PhD (Eng.), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: magtu_opi@mail.ru.

Abstract

The extraction of carbon into concentrates during flotation of graphite ores does not exceed 75–88 %, which is due to

the inconsistent quality of the processed ores and the inconsistent composition of the main collecting agent – i.e. burning kerosene, which, apart from hydrocarbons, also contains oxygen containing compounds. The effect of its

components in the flotation of graphite has not been studied, and the findings regarding the effect produced by individual organic compounds are scarce. This makes it a more challenging job to identify which reagents among oil refinery and petrochemical products would be more effective.

The authors looked at the effect produced by hydrocarbons representing the main classes, as well as by oxygen containing compounds. To analyse how hydrocarbons interact with the graphite surface, using the atom-atom approximation, a potential function of the intermolecular interaction was calculated as the sum of the potentials ϕ_{ij} in the intermolecular interaction between the i number of molecular force centres and the j number of solid state atoms. Buckingham-Corner equation was used for the potential calculations. The following bonds were taken as the molecular force centres: CH₃ and CH₂ for alkanes, C and H atoms for alkenes and aromatic hydrocarbons, and CH₂ for cyclohexane. The obtained values of the potential function of the intermolecular interaction between hydrocarbons and the graphite surface are fairly close to the enthalpy values obtained through gas adsorption chromatography. The values of free energy ($-\Delta G$) and entropy of adsorption ($-\Delta S$) were also calculated. An LKhM-8MD-5 chromatograph equipped with a flame ionization detector was used in the study, with helium used as the carrier gas at a flow rate of 40 cm³/min. The thermodynamic characteristics of the adsorption of carboxylic acids, alcohols, ethers and esters, aldehydes and ketones were determined based on chromatography data. The adsorption heat was calculated based on an additive scheme and using heat increments for individual bonds. It is shown that the functional groups with locally concentrated electron density that are present in the molecules stimulate a specific (however, still molecular) interaction between the compounds and the graphite surface, which enhances the thermodynamic characteristics of adsorption. As the adsorption capacity intensifies, the groups create the following row: =CO, -O-, -COO-, -COH, -OH, -COOH. The most important parameters defining adsorption include the number of carbon atoms in the radicals, their composition and structure, valence state, the presence and the properties of functional groups. The results of a graphite flotation test, which was performed on a non-frothing unit, indicate that the flotation activity of all compounds increases with the increase in the number of carbon atoms in the molecules. Alkanes, alkenes and aromatic hydrocarbons proved to have the highest flotation activity. There is no correlation between the adsorption capacity and the flotation activity of various compounds. A classification of the studied hydrocarbons and oxygen containing compounds was developed based on their flotation activity. On the basis of the above mentioned classification, the authors proposed three reagents, which are protected with certificates of authorship. The results of the froth flotation test conducted for graphite ore showed that the reagents that mainly contain high molecular weight paraffins and aromatic hydrocarbons offered the most effective graphite collecting agents.

Keywords: Graphite, hydrocarbons, oxygen containing compounds, thermodynamic characteristics of adsorption,

flotation, non-specific and specific interaction, intermolecular interaction, functional groups.

References

1. Vasumathi N. Vijaya Kumar T.V., Ratchambigai S., Subba Rao S., Bhaskar Raju G. Flotation studies on low grade graphite ore from eastern India. *International Journal of Mining Science and Technology*. Vol. 25, iss. 3, 2015, pp. 415–420.
2. Kaya Ö.M., Canbazoglu M. A study on the floatability of graphite ore from yozgat akdağmadeni (turkey). *The Journal of ORE DRESSING*. 2007, vol. 9, iss. 17.
3. Khanchuk A.I., Didenko A.N., Rasskazov I.Yu., Berdnikov N.V., Aleksandrova T.N. Graphite schists as a prospective source of precious metals in Russia's Far East. *Vestnik DVO RAS* [Vestnik of the Far East Branch of the Russian Academy of Sciences], 2010, no. 3, pp. 3–12. (In Russ.)
4. Hongqiang, L.I., Leming O.U., Qiming FENG, Ziyong CHANG. Recovery mechanisms of sericite in microcrystalline graphite flotation. *Physicochem. Probl. Miner. Process.* 51(2), 2015, pp. 387–400.
5. Yangshuai Qiu, Yongfu Yu, Lingyan Zhang, Yupeng Qian, Zhijun Ouyang. An Investigation of Reverse Flotation Separation of Sericite from Graphite by Using a Surfactant: MF. *Minerals*. 2016. 6, 57; doi:10.3390/min6030057.
6. Bragina V.I., Baksheeva I.I. Development of a beneficiation process for graphite ores. *Gonyi informatsionno-analitichesky byulleten* [Mining Information and Analytical Bulletin], 2012, no. 9, pp. 133–137. (In Russ.)
7. Dmitriev A. Chemical Purification of Flakelike Cryptocrystalline Graphite Powder. Basharin I., Bocharnikov V. *Annual World Conference on Carbon 2011, Shanghai, China*. Vol.1, pp. 180–182.
8. Dmitriev A.V., Bocharnikov V.A., Velikodneva E.D., Basharin I.A. Chemical refining of flaked crypto-crystalline graphite. *Vestnik Yugorskogo gosudarstvennogo universiteta* [Bulletin of the Yurga State University], 2014, no. 2 (33), pp. 24–26. (In Russ.)
9. Kiselev A.V., Poshkus D.P., Yashin Ya.I. *Molekulyarnye osnovy adsorbtsionnoy khromatografii* [Molecular basis of adsorption chromatography]. Moscow: Khimiya, 1986, 272 p. (In Russ.)
10. Kiselev A.V. *Mezhmolekulyarnye vzaimodeystviya v adsorbtsii i khromatografii* [Intermolecular interactions in adsorption and chromatography]. Moscow: Vysshaya shkola, 1987, 335 p. (In Russ.)
11. Avgul N.N., Kiselev A.V., Poshkus D.P. *Adsorbtsiya gazov i parov na odnorodnykh poverkhnostyakh* [Adsorption of gases and vapors on homogeneous surfaces]. Moscow: Khimiya, 1975, 384 p. (In Russ.)
12. Chizhevsky V.B. *Fiziko-khimicheskie osnovy i intensifikatsiya protsessa flotatsii grafitovykh rud: dis. ... d-ra tekhn. nauk* [Physical and chemical basis and process intensification in graphite ore flotation: Doctoral dissertation]. Magnitogorsk, 1990, 416 p. (In Russ.)
13. Vyakhirev D.A., Shushunova A.F. *Rukovodstvo k prakticheskim rabotam po gazovoy khromatografii* [A guide to practical work on gas chromatography]. Leningrad: Khimiya,

- 1988, 338 p. (In Russ.)
14. Kiselev A.V., Yashin Ya.I. Adsorbtsionnaya gazovaya i zhidkostnaya khromatografiya [Gas and liquid adsorption chromatography]. Moscow: Khimiya, 1979, 228 p. (In Russ.)
15. Nesmeyanov A.N., Nesmeyanov N.A. *Nachala organicheskoy khimii* [Principles of organic chemistry]. Moscow: Khimiya, 1974, vol. 1, 624 p. (In Russ.)
16. Kiselev A.V., Yashin Ya.I. *Gazoadsorbtsionnaya khromatografiya* [Gas adsorption chromatography]. Moscow: Nauka, 1967, 256 p. (In Russ.)
17. Glembofsky V.A. On the theoretical basis of apolar reagents and their action. *Obogashchenie rud* [Beneficiation of ores], 1980, pp.13–27. (In Russ.)
18. Grabowski, B. Graphite flotation in the presence of sodium acetate. B. Grabowski and J. Drzymala. *Annales universitatis Mariae Curie - Skłodowska Lublin – Polonia Wrocław Technical University, Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław*, Poland VOL. LXIII, 6 SECTIO AA 2008, pp. 68–72.
19. Ravichandran V. Eswaraiyah C., Manisankar P. Beneficiation of low grade graphite ore deposits of Tamilnadu (India). *Ultra Chemistry*. 2012. Vol. 8(2), pp. 159–168.
20. Ryaboy V.I., Shepeta E.D., Kretov V.P., Levkovets S.E., Ryaboy I.V. Influence of the surface-active properties of the reagents containing sodium dialkyl-dithiophosphates on the flotation of sulfides. *Balkan Mineral Processing Congress 16th*; 2015. Belgrade. June 17-19, 2015. Vol. 1, pp. 321–326.
21. Chizhevsky V.B. Flotation properties of alcohols. *Obogashchenie rud* [Beneficiation of ores], 1988, no. 3, pp. 16–19. (In Russ.)
22. Glembofsky V.A. *Osnovy fiziko-khimii flotatsionnykh protsessov. 2-e izd., pererab. i dop.* [Fundamental physics and chemistry behind flotation processes. 2nd revised edition]. Moscow: Nedra, 1980, 471 p. (In Russ.)

Received 07/05/18

Accepted 25/06/18

Образец для цитирования

Чижевский В.Б., Фадеева Н.В., Гмызина Н.В. Флотуемость графита углеводородами и кислородсодержащими соединениями // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 5–16. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-5-16>

For citation

Chizhevsky V.B., Fadeeva N.V., Gmyzina N.V. Floatability of graphite with hydrocarbons and oxygen containing compounds. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 5–16. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-5-16>

ВЫЯВЛЕНИЕ ВОЗМОЖНЫХ ПРИЧИН ПРОБЛЕМ ПРИ ОБЕЗВОЖИВАНИИ ПРОДУКТОВ ФЛОТАЦИОННОГО ОБОГАЩЕНИЯ

Кожонов А.К.¹, Молмакова М.С.², Дуйшонбаев Н.П.³

¹ОсОО «GeotechserviceTechnology», Бишкек, Кыргызская Республика

²Институт горного дела и горных технологий им. У.Асаналиева при Кыргызском государственном техническом университете им. И.Раззакова, Бишкек, Кыргызская Республика

³ОсОО «KazmineralsBozymbchak», Бишкек, Кыргызская Республика

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): Актуальность рассматриваемого вопроса обусловлена тем, что в условиях полного водооборота фабрики при неэффективной работе процессов обезвоживания происходит насыщение циркулирующей воды шламами крупностью менее 5 мкм. Отрицательное влияние шламов отражается в показателях фильтрации продуктов обогащения: снижается производительность фильтровального оборудования и повышается влажность готовой продукции. Цель работы – выявление причин снижения производительности фильтровального оборудования и предложение эффективных способов решения проблемы. Используемые методы: определение гранулометрического состава продуктов сгущения на лазерном дифракционном анализаторе «Analysette 22» фирмы «Fritsch». Анализ минералогического состава фильтруемых продуктов, подбор реагента-флокулянта для эффективного сгущения и фильтрации флотационных концентратов. Микроскопический анализ внутренних пор керамических панелей дискового керамического фильтра. Новизна: комплексный подход к решению проблемы фильтрации тонких шламов с установлением факторов, ухудшающих технологические параметры. Результаты: выявлены причины забивания пор фильтрующих элементов и определены направления повышения производительности и достижения проектных показателей по влажности готовой продукции. Практическая значимость: результаты исследований могут быть полезными для горно-обоганительных предприятий, использующих процессы обезвоживания концентратов и флотационных хвостов с целью сухого складирования.

Ключевые слова: сгущение, фильтрация, гранулометрический анализ, минералогический анализ, керамический фильтр, пресс-фильтр, флокулянты.

Введение

Известно, что для разделения неоднородных дисперсных систем (суспензий) применяют отстаивание (сгущение), фильтрование и центрифугирование. Эффективность разделения повышается использованием в сочетании с ними процессов промывки осадков и сгущенных пульп. Их закономерности определяются гидродинамикой и в большой степени зависят от конструкции аппаратов и технологических условий их эксплуатации [5, 13]. Обезвоживание относится к вспомогательным операциям при обогащении минерального сырья. Но значение его постоянно повышается, так как возрастает добыча тонковкрапленных руд и соответственно выпуск тонкоизмельченных продуктов, направляемых на обезвоживание. Наиболее это характерно для новых обоганительных производств, зачастую перерабатывающих бедное и труднообогащаемое сырье, требующее для полного извлечения ценных компонентов тонкого измельчения горной

массы. Фильтрация получаемых продуктов на подобных производствах осложнена и имеет низкую эффективность. Данная проблема существует на обоганительной фабрике, перерабатывающей методом флотации скарновые сульфидные медно-золотые руды. Максимальная производительность участка фильтрации золотомедного концентрата 17–20 т в сутки (по проекту ~100 т) с влажностью кека не ниже 19–20 % (по проекту 12 %).

Фильтрационному разделению технологических растворов и пульп в настоящее время уделяется особое внимание во всем мире. Этот процесс относится к числу наиболее перспективных и насущных задач химической технологии, ключевым переделом химического, горнодобывающего, металлургического и многих других производств. Обострившаяся проблема эффективной фильтрации промышленных стоков и шламов – процесса, являющегося зачастую лимитирующей стадией всей технологии, источником экологического риска и объектом высоких эксплуатационных затрат, стала причиной быстрого развития этой области науки и техники [1].

При мембранной фильтрации материалов применяется способ модифицирования поверхности мембраны диоксидом титана, и при его использовании гидрофильность и проницаемость поверхности увеличиваются, а загрязнение поверхности уменьшается [3].

В результате работы алюминиевых заводов, использующих процесс Байера, образуются отходы, состоящие в основном из оксидов железа, алюминия, титана и других металлов. Эти отходы являются тонкоизмельченными, и для переработки данных материалов применяются процессы сгущения и фильтрования. Обезвоживание данных материалов характеризуется сложной зависимостью показателей от условий осуществления процесса, и фильтрация под давлением позволяет получать осадки с влажностью до 32,8 % при температуре около 20 °С [4].

Плотность пульпы оказывает значительное влияние на результаты фильтрования. Повышение плотности пульпы способствует повышению производительности фильтра. Для достижения высокой плотности для фильтрации процесс сгущения пульпы должен работать эффективно. Скорость осаждения при сгущении зависит от размера частиц, их формы, разности плотностей твердой фазы и жидкости, вязкости жидкости и содержания твердой фазы в суспензии. Два параметра в выражении для скорости – диаметр частицы и доля жидкой фазы в суспензии входят в формулу в степенных зависимостях, следовательно, даже незначительное увеличение размеров частиц и (или) соотношения содержания жидкой и твердой фазы будут вызывать значительное изменение скорости осаждения [8].

Большая доля тонкодисперсных классов в сгущаемой пульпе (80 % – 0,045 мм и 72 % – 0,020 мм) обусловлены содержанием в руде волластонита. Шламы волластонита имеют игольчатую форму, забивают поры плит керамических фильтров и поры фильтровальных тканей. Кроме того, остаточное количество применяемых флокулянтов (полиакриламид) в составе фильтруемых продуктов усугубляет процесс фильтрации, образуя труднофильтруемые влагоемкие комплексы [6, 7].

Материалы и методы исследования

Проведен гранулометрический анализ полученных продуктов на лазерном дифракционном анализаторе «Analysette 22» фирмы «Fritsch».

Минералогический анализ продукта выполнен на автоматизированном анализаторе для петрографических исследований MLA 650.

Осуществлен подбор более эффективного

флокулянта по сравнению с применяемым на обогатительной фабрике флокулянтом «Magnofloc 352». Испытывались флокулянты из серии «Superfloc» (табл.1).

Таблица 1

Используемые флокулянты

Наименование	Рабочие концентрации
Magnofloc 352	0,1 % раствор
Superfloc A 150HWM	0,1 % раствор
Superfloc A 137HWM	0,1 % раствор

Для исследования использовались равные по объему пробы. Рабочие растворы флокулянтов приготавливались в день проведения испытаний. В мерный цилиндр помещалась проба объемом 500 мл. Раствор полимера вводился в подготовленную пробу и перемешивался способом 10-кратного переливания во второй цилиндр. После смешивания пробы с раствором флокулянта оценивалась скорость осаждения и мутность фугата (осветленной жидкой фазы). Содержание взвешенных веществ (мг/л) в осветленной воде измеряли турбидиметром-мутномером «2100Q» фирмы «HACH» [14].

Были проведены сравнительные исследования в лабораторных установках дискового керамического фильтра и пресс-фильтра. Испытания на дисковом керамическом фильтре выполнены на лабораторной установке ДКДФ-0.03 (Бакор), которая имеет площадь фильтрации 0,03 м² и представляет собой автоматизированный комплекс, состоящий из вакуум-фильтра, блока вакуумирования, систем обратной промывки, химической и ультразвуковой регенерации, позволяющий полностью смоделировать процесс фильтрации в непрерывном режиме в лабораторных условиях. В испытании участвовали 4 типа фильтрующих панелей: С1 – одноканальный, размеры пор 2–4 мкм; С2 – двухканальный, размер пор 2–4 мкм; П1 – безмембранный одноканальный, размер пор 10–15 мкм; П2 – безмембранный двухканальный, размер пор 10–15 мкм.

Испытания на пресс-фильтре выполнены на лабораторной фильтровальной установке. Схема установки пресс-фильтра приведена на рис. 1.

В фильтровальную воронку подается давление через шланг из баллона с редуктором, наполненного инертным газом. При создании перепада давления на фильтровальной ткани происходит разделение на жидкую и твердую фазы. Фильтрат отводится по шлангу в мерный цилиндр, полученные данные фиксируются. Операция «отжим» представляет собой механическое уплотнение структуры осадка, которое

Таблица 3

Минералогический состав продуктов обогащения

Минерал	Концентрат, %	Хвосты, %
Самородное Au	0,01	0,00
Самородное Fe	0,01	0,04
Сульфиды Cu	36,34	0,10
Блеклая руда	0,20	0,00
Прочие сульфиды	0,60	0,00
Вторичные карбонаты и сульфаты Cu	0,68	0,03
Гидроксиды Fe + Хризокolla	3,63	0,43
Пирротин	1,36	0,00
Пирит	5,11	0,03
Гидроксиды Fe	0,66	0,17
Карбонаты	7,53	12,79
Кварц	6,93	10,65
Волластонит	3,23	11,58
Гранаты	7,94	26,82
Везувиан	3,09	7,45
Каолинит	0,01	0,05
Слюда	0,18	0,05
Сerpентин	6,70	0,62
Пироксены	10,26	23,68
Полевые шпаты	2,38	3,03
Амфиболы	1,30	0,74
Цеолиты	0,30	0,71
Прочие породные минералы	0,67	0,95
Прочие минералы	0,89	0,07
Всего:	100,00	100,00

производится резиновой диафрагмой. Диафрагма вкладывается в воронку поверх сформированного осадка. Операция «фильтрация» проводилась при давлении 4–5 бар. Длительность данной операции варьировалась от 130 до 820 с, в зависимости от количества залитой пульпы.

Произведен визуальный и микроскопический анализ внутренности сколов фильтрующих элементов дисковых керамических фильтров.

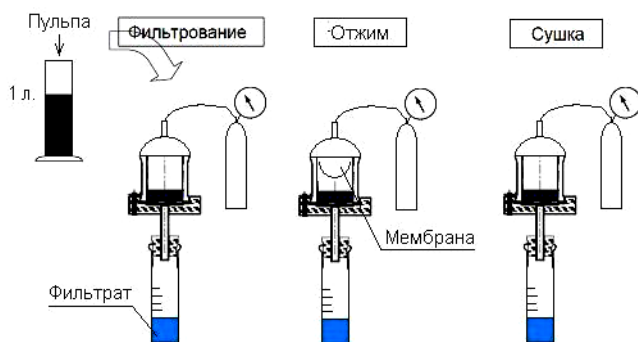


Рис. 1. Установка пресс-фильтра

Обсуждение результатов

Результаты гранулометрического анализа приведены в табл. 2.

Таблица 2

Результаты гранулометрического анализ продуктов обогащения

Концентрат		Хвосты	
Распределение класса, %	Размер частиц, мкм	Распределение класса, %	Размер частиц, мкм
0,1	0,342	0,1	1,132
5,0	1,066	5,0	2,017
10,0	2,367	10,0	5,095
20,0	8,248	20,0	23,407
50,0	21,357	50,0	44,068
80,0	38,713	80,0	66,273
100,0	32,491	100,0	119,556

Из результатов гранулометрического анализа следует, что продукты обогатительной фабрики на 10 % представлены шламами, крупность которых не превышает 3–5 мкм. Концентрат существенно мельче хвостов. В концентрате неблагоприятная для фильтрации фракция составляет около 50 %, в хвостах – 20 %.

Результаты микроскопического анализа приведены в табл. 3.

В ходе минералогического анализа получены изображения продуктов в режиме программной визуализации, где каждый минерал имеет свой цвет (рис. 2).

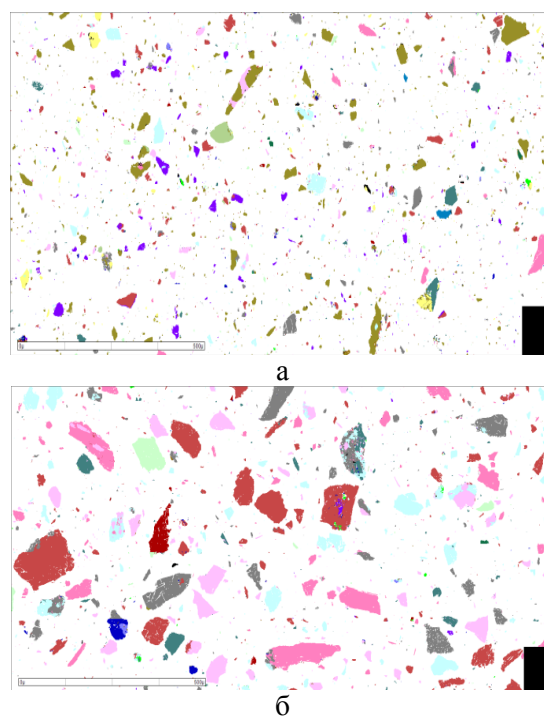


Рис. 2. Снимки: а – концентрата; б – хвостов

На снимках наблюдается массовое содержание шламовых минералов: в хвостах – более 50%, в концентрате – 30%.

Визуальные результаты применения различных флокулянтов для сгущения хвостов и концентратов приведены на **рис. 3**.

Результаты изменения положения границы осадка через промежутки времени с определением мутности фугата при сгущении приведены в **табл. 4**.

Осаждение происходит быстрее при сгущении хвостов и концентратов при применении флокулянта Superfloc A 150 HMW. Мутность образовавшегося фугата (осветленной жидкой фазы) также ниже у флокулянта Superfloc A 150 HMW.

Результаты фильтрации продуктов обогащения на дисковом керамическом фильтре ДКДФ-0.03 приведены в **табл. 5**.

Снимки внутренней полости фильтрующих панелей приведены на **рис. 5**.

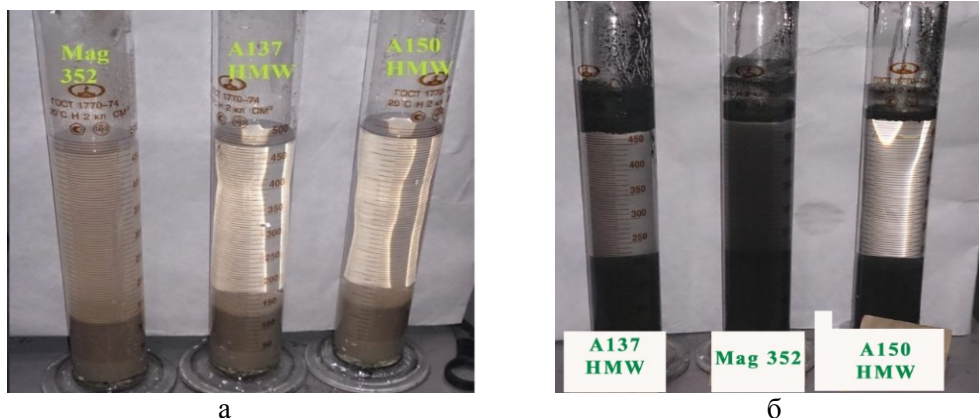


Рис. 3. Мерные цилиндры, содержащие, хвосты (а), концентраты (б), обработанные разными флокулянтами (дозировка 5 мл – 15 г/т)



Рис. 4. Загрязнение фильтрующих элементов

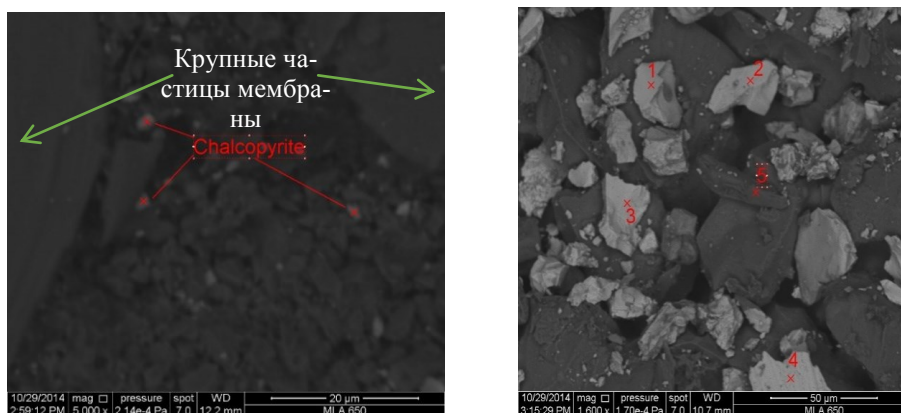


Рис. 5. Микроскопические снимки мембраны и внутренней полости керамических панелей

По результатам фильтрации установлено, что фильтрующие элементы разных типов имеют различную эффективность, при этом элементы с мембраной (С1 и С2) показывают более высокую производительность по сравнению с элементами без мембраны (П1 и П2).

Результаты фильтрации концентратов на пресс-филт্রে приведены в **табл. 6**.

В результате определен эффективный тип фильтровальной ткани 262 70F, при применении

которого установлено расчетное время одного цикла – 26 мин и 2,31 цикла в час. Влажность кека 6,5%.

При визуальном изучении сколов керамических панелей наблюдается значительное загрязнение фильтрующих элементов изнутри и в меньшей степени снаружи (**рис. 4**).

Внутренняя полость значительно загрязнена частицами, которые идентифицированы, как сульфиды меди – халькопирит и борнит.

Таблица 4

Результаты испытаний по сгущению с различными флокулянтами

Флокулянт	Материал	Изменение положения границы осадка (мл) во времени (с)								Мутность, NTU
		10	20	40	60	90	120	150	180	
Magnofloc 352	Хвосты	440	390	350	315	260	240	240	235	60,5
	Концентрат	440	425	390	370	345	310	280	250	193
Superfloc A 150HMW	Хвосты	320	280	250	230	220	210	200	195	15,1
	Концентрат	410	350	280	250	225	210	200	195	30,7
Superfloc A 137HMW	Хвосты	370	310	260	240	220	210	205	195	17,2
	Концентрат	445	430	400	375	340	290	265	245	71,2

Таблица 5

Результаты фильтрации хвостов обогащения на фильтрующих элементах «Бакор»

Номер панели	Вакуум, бар	Масса влажного кека, гр	Объем фильтра, см ³	Влажность кека, %	Масса сухого кека, гр	Производительность по сухому кеку, кг/м ² ч
Без добавления флокулянта						
С1	0,8	254	120	15,74	205	407
С2	0,8	220	120	14,95	184	369
П1	0,8	214	100	16,3	179	358
П2	0,8	204	98	16,11	169	345
С добавлением флокулянта Superfloc A 150 HMW – 30г/т						
С1	0,8	293	200	16,23	245	491
С2	0,8	273	170	17,00	232	453
П1	0,8	243	160	16,07	202	403
П2	0,8	255	200	15,26	214	428

Таблица 6

Результаты фильтрации концентратов на пресс-филт্রে

Наименование пульпы	Фильтровальная ткань	Время фильтрации, мин	Время отжима и просушки, мин	Объем суспензии, мл	Толщина осадка, мм	Влажность осадка, %
Концентрат	262 70 F	13,66	6	1300	48	6,5
	97350 K	2,16	3,5	500	18	11
	97350 K	6,00	4	800	28	12,1
	97350 K	8,33	4	1300	50	12,84
	97350 K	7,16	6	1100	43	11,2
	97350 K	7,50	6	1100	40	11

Выводы:

1. Фильтрация пульпы с большим содержанием мелкой фракции отличается низкой эффективностью, а именно: критической является фракция крупностью менее 5 мкм (содержание в хвостах 10 %, в концентрате более 18 %), которая забивает поры фильтрующих элементов, образуя естественную плотную мембрану на поверхности фильтрующего элемента, что затрудняет образование достаточного слоя кека (снижается производительность фильтра). Шламы обладают большой удельной поверхностью, благодаря чему могут удерживать большое количество воды, повышая влажность кека.

2. По результатам минералогического анализа концентрата и хвостов выявлены факторы, отрицательно влияющие на фильтрацию данных продуктов: значительное количество относительно хрупких минералов пустой породы (воластонит, серпентин, карбонаты и пироксены). Причем, имея низкую плотность (2,6–2,8 г/см³), их объемное содержание в продуктах может составлять от 50 до 80%. При тонком измельчении данные минералы (воластонит) приобретают неблагоприятные для фильтрации пластинчатые и игольчатые формы.

3. Наиболее эффективным из рассмотренных флокулянтов является флокулянт марки Superfloc A 150 NMW. Высокая мутность осветленной жидкой части говорит о присутствии тонких шламов. При замкнутом водообороте ОФ данные шламы будут накапливаться в процессах флотации и фильтрации, значительно ухудшая их технологические показатели.

4. При фильтрации на дисковом керамическом фильтре элементы с мембраной (С1 и С2) показывают более высокую производительность по сравнению с элементами без мембраны (П1 и П2), что косвенно подтверждает предположение о механической забивке шламами элементов с размером пор более 5–10 мкм. Добавление флокулянта способствует связыванию части шламов во флоккулы, дополнительно повышая производительность в среднем на 10–15 %.

5. Применение пресс-фильтра при фильтрации концентратов позволяет достичь высоких параметров производительности (98 т/сут) с влажностью 6,5%.

6. Визуальный и микроскопический анализ внутренней керамических панелей выявил сквозной проскок минеральных частиц в основном халькопирита с фильтратом. Наблюдается забивка внутренней поверхности керамической основы частицами халькопирита при обратной

промывке, что приводит к низкой пропускной способности пластин. Это результат снижения производительности и повышения влажности.

Заключение

В целях решения описанной проблемы необходимо внедрить механическое удаление шламов из водооборота ОФ, применить отдельную фильтрацию песковой и шламовой части фильтруемой пульпы, более эффективных фильтрующих элементов, с подбором размеров пор и типа фильтрующей мембраны и более эффективных реагентов-флокулянтов для укрупнения шламов во флоккулы. При обезвоживании концентратов целесообразно применять фильтрацию на пресс-фильтрах.

Список литературы

1. Белоглазов И.Н. Фильтрование технологических пульп. М.: ФГУП «Издательский дом «Руда и металлы», 2003. 320 с.
2. Бондарь В.В., Красный Б.А. Состояние и перспективы применения дисковых вакуумных фильтров с керамическими фильтрующими элементами в технологии обезвоживания горно-обогачительных производств // Обогащение руд. 2007. №2. С. 39–43.
3. Перспективы применения мембранной фильтрации на горно-обогачительных предприятиях / Алексеева Е.А., Бричкин В.Н., Николаева Н.В., Биленко Л.Ф. // Обогащение руд. 2013. №3.
4. Обезвоживание красного шлама и основные направления его переработки / Бричкин В.Н., Дубовиков О.А., Николаева Н.В., Беседин А.А. // Обогащение руд. 2014. №1.
5. Сизяков В.М., Дубовиков О.А., Николаева Н.В. Исследование процесса разделения неоднородных дисперсных систем при кондиционировании бокситов // Записки Горного института. 2013. Т. 202. С. 56–62.
6. Кожонов А.К., Ящук А.А., Дуйшонбаев Н.П. Исследование сгущаемости продуктов флотации полимерными флокулянтами и определение влияния флокулянтов на процесс фильтрации // Технические науки – от теории к практике: сб. ст. по матер. ХLI междунар. науч.-практ. конф. № 12(34). Ч. II. Новосибирск: СибАК, 2016. С. 32–47.
7. Орозова Г.Т., Кожонов А.К., Молмакова М.С. Комплексные решения при интенсификации процесса сгущения // Технические науки – от теории к практике: сб. ст. по матер. LXII междунар. науч.-практ. конф. № 9(57). Новосибирск: СибАК, 2016. С. 32–40.
8. Бауман А.В. Сгущение и водооборот на предприятиях цветной металлургии // Сборник докладов VII Международного Конгресса «Цветные металлы и минералы». Красноярск, 2015. С. 791–795.
9. Mizra S., Richardson J.F. Sedimentation of suspension of particles of two or more sizes // Chem. Eng. Sci. 1979. V. 34. P. 447–454.

10. Method 8006 (DOC316.53.01139). Suspended Solids. Photometric Method (750 mg/L TSS). Edition 9. HACH Company, 2014. 4 p.
11. Porter J.L., Scandrett H.F. / Interpretation of settling test data for estimation of area requirements for settling and consolidation of sludges // Extractive Metallurgy of Aluminium. 1963. Vol.1. P.95–112.
12. Talmage S.P., Fitch E.B. / Determining of unit area thickeners // Industrial and Engineering Chemistry. 1955. Vol. 47. № 1. 17 p.
13. Fitch B. Current thickeners and thickener design. An authoritative review of the established and recently proposed methods thickener design // Industrial and Engineering Chemistry. 1966. Vol.58. № 10. P.18–28. DOI: 10.1021/ie50682a006
14. Method 8006 (DOC316.53.01139). Suspended Solids. Photometric Method (750 mg/L TSS). Edition 9. HACH Company, 2014. 4 p.

Поступила 18.04.18

Принята в печать 04.06.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-17-24>

IDENTIFYING POSSIBLE CAUSES OF PROBLEMS IN THE DEWATERING OF FLOTATION PRODUCTS

Almaz K. Kozhonov – PhD (Eng.), General Director
Geotechservice Technology, Bishkek, Kyrgyz Republic. E-mail: kozhonov@mail.ru

Mira S. Molmakova – PhD (Eng.), Associate Professor
Institute of Mining and Mining Technologies named after academician U. Asanaliev, a part of Razzakov Kyrgyz State Technical University, Bishkek, Kyrgyz Republic. E-mail: molmakova_m@mail.ru

Nazym P. Duyshonbaev – Minerals Processing Engineer
KazmineralsBozymchak, Bishkek, Kyrgyz Republic.

Abstract

Problem Statement (Relevance): The relevance of the problem under consideration is due to the fact that if a concentration plant uses a water recirculation system and if the dehydration processes lack efficiency, the circulating water gets saturated with slurries of less than 5 microns. The negative effect of slurries is reflected in the product filtration indicators. Thus, the filter throughput drops and the final products become more moist. **Objectives:** The objective of this research is to identify the cause of the decreased performance of the filtering equipment and to come up with good solutions for the problem. **Methods Applied:** Size distribution analysis of the concentration products using Fritsch's Analysette 22 laser diffraction analyzer; mineralogical analysis of the filtered products, selection of the flocculant for efficient thickening and filtration of flotation concentrates; microscopic analysis of internal pores of ceramic filtering plates. **Originality:** This research provides a comprehensive approach to solving the problem of filtering fine slurries and identifying factors that may impact the process performance. **Findings:** The authors found what caused the plugging of pores in the filters and how to increase the throughput and reach the design moisture content parameters in the final product. **Practical Relevance:** The results of this research can be useful for mining companies relying on dewatering processes for concentrates and flotation tailings so that they can be stored as dry products.

Keywords: Thickening, filtration, particle size analysis, mineralogical analysis, ceramic filter, filter press, flocculants.

References

1. Beloglazov I.N. *Filtrovaniye tekhnologicheskikh pulp* [Filtration of process slurries]. Moscow: Ore and Metals Publishing house, 2003, 320 p. (In Russ.)
2. Bondar V.V., Krasny B.A. Current status and prospects of using ceramic vacuum disc filters in dewatering processes of mining and processing sites. *Obogashchenie rud* [Beneficiation of ores], 2007, no.2, pp. 39–43. (In Russ.)
3. Alekseeva E.A., Brichkin V.N., Nikolaeva N.V., Bilenko L.F. Prospects of using membrane filters at mining and processing sites. *Obogashchenie rud* [Beneficiation of ores], 2013, no. 3. (In Russ.)
4. Brichkin V.N., Dubovikov O.A., Nikolaeva N.V., Besedin A.A. Dehydration of red mud and main processing techniques. *Obogashchenie rud* [Beneficiation of ores], 2014, no. 1. (In Russ.)
5. Sizyakov V.M., Dubovnikov O.A., Nikolaeva N.V. Understanding the homogenous disperse system separation process in bauxite conditioning. *Zapisi Gornogo instituta* [Proceedings of the Mining Institute], 2013, vol. 202, pp. 56–62. (In Russ.)
6. Kozhonov A.K., Yashchuk A.A., Duyshonbaev N.P. Studying the condensability of the flotation products by polymer flocculants and the effect of flocculants on the filtration process. *Tekhnicheskie nauki – ot teorii k praktike: sb. st. po mater. XLI mezhdunar. nauch.-prakt. konf. # 12(34). Ch. II* [Engineering sciences – From theory to practice: Proceedings of the XLI International Conference No. 12 (34). Part II]. Novosibirsk: SibAK, 2016, pp. 32–47. (In Russ.)
7. Orozova G.T., Kozhonov A.K., Molmakova M.S. Comprehensive solutions for the intensification of the thickening

- process. *Tekhnicheskie nauki – ot teorii k praktike: sb. st. po mater. LXII mezhdunar. nauch.-prakt. konf. # 9(57)* [Engineering sciences – From theory to practice: Proceedings of the LXII International Conference No. 9(57)]. Novosibirsk: SibAK, 2016, pp. 32–40. (In Russ.)
8. Bauman A.V. Thickening and water circulation in non-ferrous metallurgy industry. *Sbornik dokladov VII Mezhdunarodnogo Kongressa "Tsvetnye metally i mineraly"* [Proceedings of the VII International Congress on Non-Ferrous Metals and Minerals]. Krasnoyarsk, 2015, pp. 791–795. (In Russ.)
 9. Mizra S., Richardson J.F. Sedimentation of suspension of particles of two or more sizes. *Chem. Eng. Sci.* 1979. V. 34. P. 447–454.
 10. Method 8006 (DOC316.53.01139). Suspended Solids. Photometric Method (750 mg/L TSS). Edition 9. HACH Company, 2014. 4 p.
 11. Porter J.L., Scandrett H.F. Interpretation of settling test data for esmnbgtion of area requirements for settling and consolidation of nuds. *Extractive Metallurgy of Aluminium*. 1963, vol.1, pp. 95–112.
 12. Talmage S.P., Fitch E.B. Determining of unit area thickeners. *Industrial and Engineering Chemistry*. 1955, vol. 47, no 1. 17 p.
 13. Fitch B. Current thecru and thiekener design. An autoritativseritigue of the established and recently pripcsed methods thiekener design. *Industrial and Engineering Chemistry*. 1966, vol. 58, no 10, pp. 18–28. DOI: 10.1021/ie50682a006
 14. Method 8006 (DOC316.53.01139). Suspended Solids. Photometric Method (750 mg/L TSS). Edition 9. HACH Company, 2014. 4 p.

Received 18/04/18

Accepted 04/06/18

Образец для цитирования

Кожонов А.К., Молмакова М.С., Дуйшонбаев Н.П. Выявление возможных причин проблем при обезвоживании продуктов флотационного обогащения // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 17–24. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-17-24>

For citation

Kozhonov A.K., Molmakova M.S., Duyshonbaev N.P. Identifying possible causes of problems in the dewatering of flotation products. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 17–24. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-17-24>

УДК 669.2

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-25-32>

ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ПРОЦЕССА ИЗМЕЛЬЧЕНИЯ ЗОЛОТОСОДЕРЖАЩЕЙ РУДЫ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПОВЕРХНОСТНО-АКТИВНЫХ ВЕЩЕСТВ И ДОПОЛНИТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКОЙ УЛЬТРАЗВУКОМ

Замотин П.А., Лобанов В.Г.

Уральский федеральный университет имени первого Президента Б.Н. Ельцина, Екатеринбург, Россия

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): описаны основные научные и практические результаты исследования повышения эффективности измельчения золотосодержащих пород в процессе рудоподготовки с применением поверхностно-активных веществ. Изучены механизмы действия поверхностно-активных веществ на поверхность минерала; изучен ультразвуковой способ интенсификации воздействия поверхностно-активных веществ на минеральную структуру; разработан принцип подбора поверхностно-активных веществ. Цель работы: исследовать и реализовать технологии применения поверхностно-активных веществ на стадии измельчения золотосодержащих руд, позволяющие повысить эффективность всей технологии. Используемые методы: применялся анализ литературных и патентных источников, лабораторные исследования измерения краевого угла, исследования процессов измельчения в лабораторной стержневой мельнице. Новизна: предложена методика подбора поверхностно-активных веществ через измерение краевого угла смачивания на поверхности минерала, разработана технология по интенсификации процесса измельчения, отличается от аналогов оборотным использованием раствора для экономии последнего, а также тем, что в качестве дополнительного разрушающего физического воздействия используются не электрические, а акустические импульсы (ультразвук). Результат: наименьшие углы смачивания на поверхности пирита и руды месторождения Макмал наблюдаются при использовании растворов с КИСК-1, -2, Antiprex D и ЛСН (лаурилсульфат натрия). По выходу каждого класса после процесса измельчения наиболее эффективными ПАВ являются: КиСК-1, -3, -8, Antiprex D и ЛСН. Практическая значимость: сделаны выводы относительно эффективности описанной технологии и целесообразности дальнейших исследований в этом направлении. экспериментально установлены реагенты, которые интенсифицируют процесс измельчения золотосодержащих руд, на их основе разработана технология, получен патент «Способ измельчения минерального сырья» RU 2641527.

Ключевые слова: золото, руда, поверхностно-активные вещества, измельчение, ультразвук.

Введение

Рудоподготовка является одной из наиболее затратных стадий переработки минерального сырья, что делает повышение её эффективности чрезвычайно актуальным. В качестве одной из мер, направленных на совершенствование процессов вскрытия руд и концентратов перед обогащательными и гидрометаллургическими процессами, в последние годы специалисты все чаще рассматривают измельчение руды в присутствии поверхностно-активных веществ [1-4]. Данный прием отличается технологической простотой, его использование не требует значимых капитальных затрат.

Эффект от измельчения сырья в присутствии ПАВ может заключаться в увеличении производительности мельниц при сохранении прежней тонины помола, уменьшении удельных расход

электроэнергии, шаров и футеровки. Иногда основную цель метода усматривают в увеличении количества извлеченного ценного компонента за счёт избирательности вскрытия минералов при неизменных затратах. Это связывают с особенностями действия ПАВ. Несмотря на очевидную перспективность способа, его особенности плохо изучены, результаты исследований противоречивы, а данные проверки в промышленных условиях не поддаются корректной интерпретации. Чаще всего это обусловлено тем, что методика лабораторных исследований не позволяет реализовать измельчение в открытом цикле с циркулирующей нагрузкой, влияющей на баланс и действующие концентрации ПАВ. Кроме того, исследователи не учитывают особенности поведения поверхностно-активных веществ в минеральных суспензиях при интенсивном массообмене и динамично обновляемой поверхности.

Однако рудоподготовка – лишь вспомогательная операция. Необходимо изучать неиз-

© Замотин П.А., Лобанов В.Г., 2018

бежное влияние ПАВ на последующие обогащенные и гидрометаллургические процессы.

Теория, материалы и методы исследования, предварительные выводы

В настоящей работе изучены перспективы и некоторые особенности измельчения золотосодержащих руд в присутствии ПАВ. Ее целью на первоначальном этапе было выбрать наиболее эффективное вещество. Методики выбора ПАВ для измельчения минерального сырья в литературе не обнаружено, чаще всего в исследованиях используются ПАВ, имеющиеся в наличии. Эффективность действия ПАВ зависит от физико-химических свойств материала и в разных системах «минерал-вода» может оказывать как положительное, так и отрицательное действие. Адсорбционные слои ПАВ радикально изменяют межмолекулярные силы сцепления, в результате снижается поверхностная энергия, так же как и работа по образованию новой поверхности на границе фаз. Структура минеральных частиц в процессе добычи сырья и диспергации приобретает сеть микротрещин. В наибольшей степени микродефектами насыщается поверхность рудных частиц.

Эффект снижения прочности поверхности сорбента под действием ПАВ первоначально объясняли их проникновением в трещины с расклинивающим действием. Но это справедливо лишь для дефектов значительного размера, а часть трещин и микропор меньше молекул ПАВ.

Позднее механизм разрушающего действия ПАВ объяснили тем [5], что при образовании трещины ионы материала приходят в активированное состояние, неуравновешенное разорванными связями, смещаются в сторону притягивающих их к себе мигрирующих ионов ПАВ, в том числе в устья трещин, скапливаясь в которых, препятствуют их смыканию. При этом молекулы ПАВ адсорбируются на поверхности полярными группами к твердому телу, как это показано на рис. 1. С увеличением концентрации ПАВ усиливается взаимодействие углеводородных цепей между собой, что благоприятствует вертикальной ориентации их молекул и максимальной адсорбции.

Для многих минералов уменьшение пластичности и прочности при снижении поверхностной энергии во время деформации и развития тре-

щины объясняется также давно доказанным и проверенным эффектом П.А. Ребиндера [5, 6]. Новые микротрещины, в том числе в самих кристаллах, могут образовываться под действием ПАВ при меньших напряжениях.

В настоящее время известно достаточно большое число различных классификаций поверхностно-активных веществ. По механизму их действия, характеру диссоциации, токсичности и другим свойствам П. А. Ребиндер [7] разделяет их в соответствии с состоянием в водных растворах на две группы – полукolloидные ПАВ, обладающие моющими свойствами (обычные и синтетические мыла) и ПАВ, образующие в воде истинные растворы (спирты, жидкие кислоты, амины). В соответствии с рекомендациями организации по стандартизации, III Международный конгресс по ПАВ принял классификацию, основанную на химической структуре соединений [8]. В соответствии с ней выделяют четыре основных класса: анионоактивные (АПАВ), катионоактивные (КПАВ), неионогенные (НПАВ) и амфотерные (АмПАВ) поверхностно-активные вещества. Помимо органических ПАВ с асимметричной молекулярной структурой на практике широко используют растворы солей, расплавы и прочие электролиты.

Одной из главных особенностей эффекта Ребиндера является его избирательность. Она состоит в том, что требуемое изменение свойств твердого тела может обеспечить только родственное данному телу поверхностно-активное вещество. Так, по данным автора [9], наиболее активными по отношению к телам с ионной или ионно-ковалентной связью являются полярные жидкости – расплавы солей или растворы электролитов. Для молекулярных кристаллов наибольший эффект достигается в органических жидкостях типа бензола, гептана, ацетона. Кроме того, зависимость энергии взаимодействия от количества молекул ПАВ в растворе, как правило, имеет явно выраженный максимум, т.е. наибольший эффект достигается при конкретной и строго выдержанной концентрации.

Кроме улучшения размалываемости, при использовании ПАВ предотвращается адгезия измельченного сырья в виде образования твердой оболочки на мелющих элементах и отодвигается в область более высоких значений удельной поверхности агрегация сверхтонких частиц.

Процесс разрушения структуры твердого тела многостадийен и начинается в местах дефектов [10]. На стадии развития микротрещины большое значение имеют ПАВ, ослабляющие связи на поверхности материала. Поскольку дислокации обладают избыточной свободной энергией, на них происходит наиболее активная адсорбция, увеличивая количество трещин. Процесс лавинный, с явной положительной обратной связью: чем больше дефектов, тем сильнее действие ПАВ, а на бездефектных структурах оно отсутствует.

С помощью ПАВ можно менять смачиваемость тел вплоть до ее инверсии – гидрофобные поверхности делать гидрофильными и наоборот. Механизм инверсии связан с определенной ориентацией молекул ПАВ в адсорбционном слое. Если поверхность гидрофильна, то адсорбированные молекулы взаимодействуют своими полярными группами с поверхностью, а неполярными цепями обращаются наружу, вследствие чего твердая поверхность становится гидрофобной. Когда твердая поверхность гидрофобна, адсорбированные на ней молекулы ПАВ обращаются к твердому материалу углеводородными цепями, а полярными группами – наружу, поверхность становится гидрофильной.

Наиболее эффективным методом исследования влияния ПАВ в паре жидкости с твердым телом является измерение краевого угла смачивания. Были приготовлены растворы нескольких анионоактивных ПАВ одинаковой концентрации. По традиционной методике [11] проведен замер краевого угла смачивания их капель на стекле – хорошо воспроизводимой твердой поверхности (рис. 2). Сравнивая эти углы (определяемые силой поверхностного натяжения), можно судить об эффективности того или иного ПАВ. Как показали результаты измерения, наилучшими являются КИСК-1, КИСК-2, КИСК-3 и Antiprex D. В табл. 1 представлены результаты измерения краевых углов смачивания.

В качестве минеральных образцов, на поверхности которых оценивали краевой угол смачивания, использовали пирит Березовского месторождения и руду золоторудного месторождения Макмал. Плоскую поверхность (до 5 см²) шлифовали, полировали известными методами, промывали спиртом и дистиллированной водой.

На поверхность высушенного образца пипеткой наносили каплю раствора с заданной кон-

центрацией ПАВ и через 1 мин после достижения равновесного профиля капли замеряли краевой угол. Для каждого образца ПАВ производилось 10 замеров краевого угла; усредненное значение приведено на рис. 1 и 2.

Наименьшие углы смачивания наблюдаются при использовании растворов с КИСК-1, -2, Antiprex D и ЛСН (лаурилсульфат натрия). Это означает лучшую смачиваемость минеральных поверхностей в присутствии данных реагентов, более глубокое проникновение молекул растворителя в микротрещину, а значит, увеличивает вероятность того, что микротрещина не сомкнется и процесс разрушения будет более эффективным.

Для проверки указанных предположений в одной и той же лабораторной стержневой мельнице проведена подготовка руды «Макмал» с указанными ПАВ при наиболее близких к промышленным параметрах измельчения – масса навески 500 г, Ж:Т = 1:1. Ситовая характеристика исходной руды приведена в табл. 2.

Таблица 2

Класс, мм	%
+2,5	81,2
+1,6	14,0
+0,65	2,0
+0,315	1,0
+0,2	0,8
+0,1	0,7
+0,074	0,2
-0,074	0,1

В соответствии с идеологией измельчения руд в присутствии ПАВ основной результат заключается в большей скорости процесса при прочих равных условиях. При этом в случае достаточной большой продолжительности измельчения ситовая характеристика выхода без ПАВ и в их присутствии может не иметь значимых различий. На основании результатов предварительных опытов максимальное различие в крупности продукта измельчения, в частности выхода класса -0,074 мм, для указанных условий отмечается при продолжительности измельчения 15 мин. Результаты опытов представлены на рис. 3.

Таблица 1

ПАВ	Вода	КИСК-1	КИСК-2	КИСК-3	КИСК-4	КИСК-8	Antiprex D
α, град	28	22	17	25	31	31	25

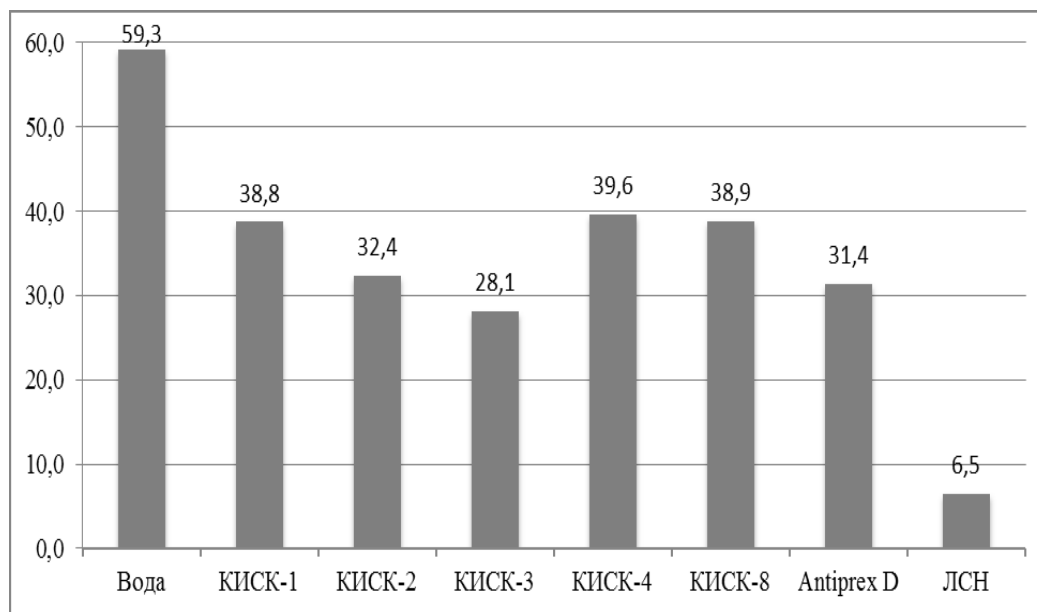


Рис. 1. Значения краевого угла смачивания водных растворов ПАВ на поверхности пирита, град

По выходу каждого класса можно сказать, что наиболее эффективными ПАВ являются: КИСК-1, -3, -8, Antiprex D и ЛСН. Ситовая характеристика выхода руды «Макмал» при использовании различных ПАВ приведены в **табл. 3**.

Данные результаты позволяют сказать, что применение ПАВ даёт возможность за один и тот же промежуток времени увеличить выход каждого класса, что положительно отразится на экономической эффективности процесса. Для еще большей его интенсификации возможно совместное применение дополнительного электрофизического воздействия.

Известен выбранный в качестве прототипа способ измельчения минерального сырья, включающий предварительную его обработку водным раствором ПАВ с расходом 25-100 г/т и последующее механическое измельчение. В процессе предварительной обработки дополнительно воздействуют импульсными электрическими разрядами. К недостаткам указанного способа следует отнести негативное влияние высоковольтных импульсов (50 кВ) на молекулы ПАВ. Большинство известных поверхностно-активных веществ, преимущественно высокомолекулярных, при указанном воздействии окисляются, что влечет за собой увеличенный расход реагента. Другим существенным недостатком прототипа является неконтролируемое изменение ионного состава водной фазы пульпы при электроимпульсной обработке минерального сырья, которое может привести к нарушению последующего технологическо-

го процесса. Кроме того, использование высокого напряжения в процессах рудоподготовки существенно усложняет организацию производства в части безопасности труда.

В связи с этим выбрано ультразвуковое (УЗ) воздействие с последующим механическим измельчением, что обеспечило заявляемому способу более эффективное использование ПАВ в сравнении с аналогами. В процессе обработки сырья ультразвуком водный раствор, модифицированный ПАВ, интенсивно проникает в мельчайшие дефекты кристаллической структуры, прочностные свойства минералов ослабляются существенно сильнее, чем в аналогичных способах, и последующее измельчение протекает весьма эффективно.

Перед измельчением руда помещалась в ультразвуковую ванну UM-4 польской фирмы UNITRA UNIMA, в которой создавались ультразвуковые волны частотой диапазона 25 кГц. Ультразвуковую ванну предварительно заполняли проточной водой или раствором ПАВ, затем засыпали руду. Соотношение Ж:Т составляло 2:1, навеска руды 500 г. Расход ПАВ варьировали от 200 до 300 г/т. Ультразвуковую обработку вели в течение 10 мин при комнатной температуре. Далее руду с жидкостью и раствором извлекали из ванны и отправляли на измельчение в том же растворе. После этого руду сушили и проводили ситовой анализ. Отмечался прирост класса руды - 0,4 мм до 12% по сравнению с измельчением без ультразвука (**рис. 4**).

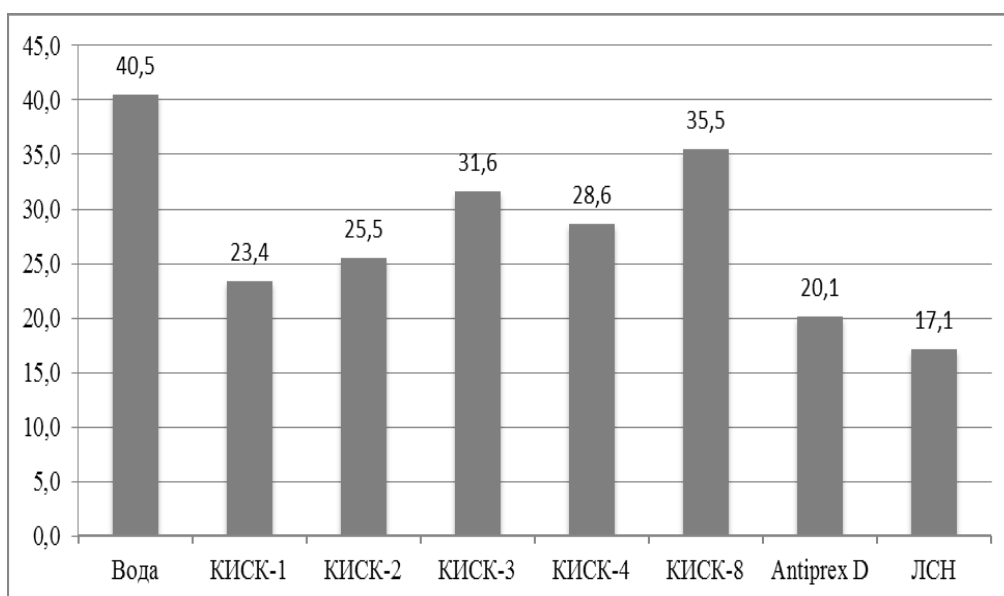


Рис. 2. Значения краевого угла смачивания водных растворов ПАВ на поверхности образца руды «Макмал», град

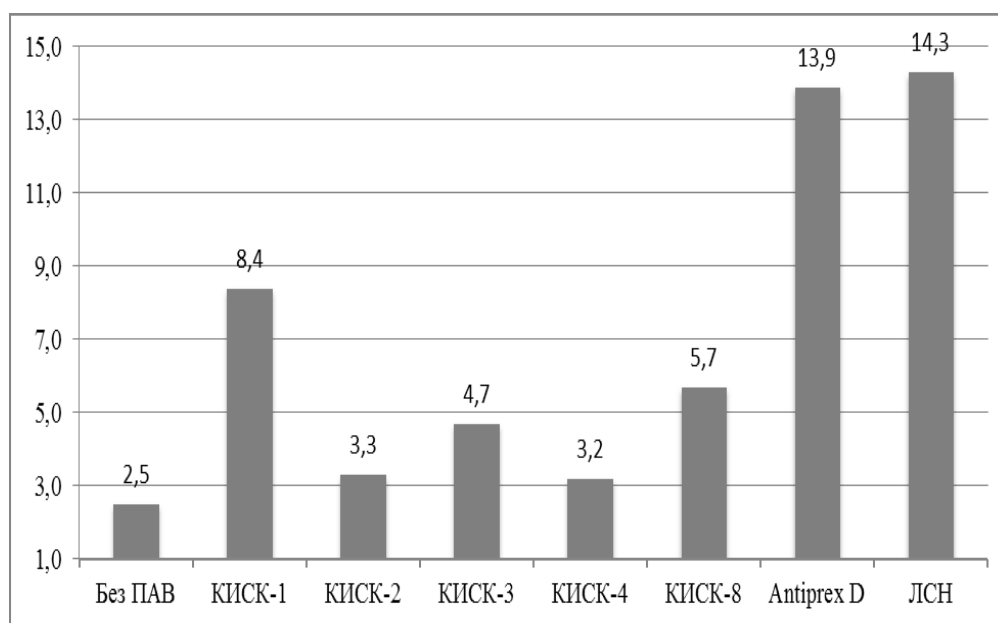


Рис. 3. Выход класса $-0,074$ мм с различными ПАВ, %

Таблица 3

Класс, мм	Выход класса, %							
	Без ПАВ	КИСК-1	КИСК-2	КИСК-3	КИСК-4	КИСК-8	Antiprex D	ЛСН
+2,5	6,3	3,2	3,2	3,6	3,3	3,0	3,7	3,0
+1,6	6,7	3,5	3,6	5,2	5,1	3,5	4,0	3,5
+0,65	13,5	7,7	8,1	8,3	8,5	7,5	7,9	8,0
+0,315	12,8	11,2	10,8	11,7	10,3	10,9	11,0	10,0
+0,2	18,7	16,2	15,0	15,8	14,6	15,9	17,5	15,2
+0,1	12,5	18,3	17,5	16,2	20,7	19,3	20,6	22,0
+0,074	27,0	31,4	38,0	33,9	33,5	32,6	21,5	24,0
-0,074	2,5	8,4	3,3	4,7	3,2	5,7	13,9	14,3

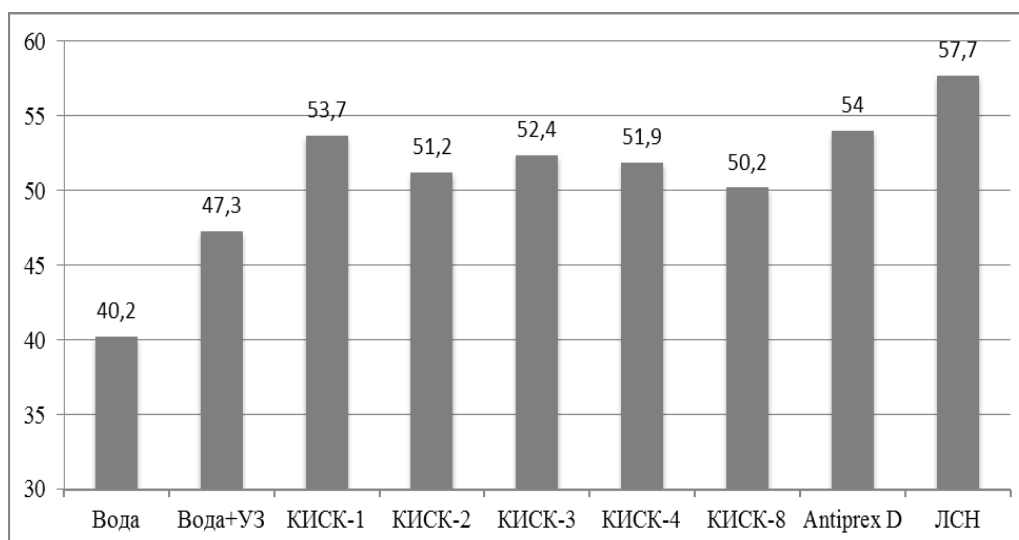


Рис. 4. Выход класса -0,4мм после УЗ-обработки, %

Заключение

Таким образом, экспериментальным путём подтверждено однозначно положительное влияние обработки растворами ПАВ и ультразвуком на измельчение исходного сырья в процессе рудоподготовки, повышение – при тех же затратах энергии и времени – выхода мелкодисперсных классов, последующая переработка которых наиболее продуктивна. Что же касается побочных эффектов метода, его влияния на другие обогащательные и гидрометаллургические операции, их изучение продолжается.

В частности, исследование цианистого выщелачивания пока не дало каких-либо результатов в связи с тем, что показатели извлечения постоянно различаются. Существует вероятность того, что молекулы ПАВ обволакивают частицы золота и препятствуют проникновению цианида. Для выяснения этого необходимы дополнительные работы в данном направлении.

Список литературы

1. Пат. 2431689 Российская Федерация, МПК C22B11/08.
2. Пат. 2347620 Российская Федерация, МПК B02C23/06.
3. Пат. 2096504 Российская Федерация, МПК C22B11/00.
4. Литвинова В.М. Совершенствование технологических методов измельчения упорных золотосодержащих руд. Хабаровск, 2008.
5. Горюнов Ю.В., Перцов Н.В., Сумм Б.Д. Эффект Ребиндера. М., 1966.
6. Ребиндер П.А., Щукин Е.Д. Поверхностные явления в твердых телах в процессах их деформации и раз-

рушения // Успехи физических наук. 1972. Т. 108, вып. 1. С. 3.

7. Ребиндер П.А. Взаимосвязь поверхностных и объемных свойств растворов поверхностно-активных веществ // Успехи коллоидной химии. 1973. С. 9–68.
8. Абрамзон А.А., Зайченко Л.П., Файнгольд С.И. Поверхностно-активные вещества. Синтез, анализ, свойства, применение. М.: Химия, 1988. 200 с.
9. Щукин Е.Д. Новые исследования физико-химических явлений в процессах деформации и разрушения твердых тел // Успехи коллоидной химии. 1973. С. 159–173.
10. Вибрационная дезинтеграция твердых материалов / Ревнивцев В.И., Денисов Г.А., Зарогатский Л.П. и др. М.: Недра, 1992. 430 с.
11. Лабораторные работы и задачи по коллоидной химии: учеб. пособие / под ред. Ю.Г. Фролова и А.С. Гродского. М.: Химия, 1986. 216 с.
12. Somani, Aditya, Nandi, Tapas K., Pal, Samir L. Pre-treatment of rock prior to comminution – A critical review of present practices // Internation Journal of Mining Science and Technology. 2017. 27. №2. P. 339-348.
13. Dr. Manish Raj, Mr. J.C. Pandey, Dr. N. Bandyopadhyay, Ms. R. Sriprya. A process of beneficiation of iron ore like materials by treating their slurries with high intensity power ultrasound: patent №249608; 31.10.2011.
14. Aanan H.K., Dr. Shang, Julie Q., Improvement of Total Sulphur Measurement Techniques for Management of Reactive Mine Tailings // Electronic Thesis and Dissertation Repository. 2012.
15. V. M. Chakka, B. Altunccevahir, Q. Jin, Y. Li, and J. P. Liu. Surfactant assisted ball milling // Journal of applied phusycs. 99. 2006. P. 99-101.
16. Mahbub Ullah, Md. Edqub Ali. Urfactant-assisted ball milling // Universiti Malaya. 2013.

Поступила 23.04.18

Принята в печать 14.06.18

INTENSIFICATION OF GOLD ORE GRINDING PROCESS WITH THE HELP OF SURFACTANTS AND ADDITIONAL ULTRASONIC TREATMENT

Pavel A. Zamotin – Postgraduate Student,
Ural Federal University, Yekaterinburg, Russia. E-mail: pavelzamotin@gmail.com

Vladimir G. Lobanov – PhD (Eng.), Professor
Ural Federal University, Yekaterinburg, Russia.

Abstract

Problem Statement (Relevance): This paper describes the main scientific and practical results of the study into increasing the efficiency of gold-bearing rock grinding process by using surfactants during ore concentration stage. The authors looked at the action mechanism of the surfactants and at how to apply ultrasound to intensify the surfactant action on the mineral structure. The authors also developed an approach to selecting surfactants. **Objectives:** The objective of this research is to examine and implement the application of surfactants at the gold ore grinding stage to help enhance the entire process. **Methods Applied:** The authors did a review of the literature (including patent information), carried out laboratory tests to determine the contact angle, and analysed the grinding processes using a laboratory rod mill. **Originality:** The authors propose a technique for selecting surfactants through measuring the contact angle on the mineral surface. The authors developed a technique to help intensify the grinding process, which, in contrast to similar techniques, reuses the solution thus saving it and uses acoustic pulses (i.e. ultrasound), instead of electrical pulses, to create an additional destructive impact. **Findings:** The smallest contact angles on the surface of pyrite and ore from the Makmal deposit were observed when the solutions applied contained the following: KISK-1, -2, Antiprex D and SLS (sodium lauryl sulfate). By the size yield after grinding, the most effective surfactants included: KISK-1, -3, -8, Antiprex D and SLS. **Practical Relevance:** Conclusions were formulated regarding the effectiveness of the described technique and the relevance of further research in this area. Reagents were identified through experiments that can help intensify the gold ore grinding process. A relevant technique was developed, and the following patent – registered: "A grinding technique for mineral raw materials" (RU 2641527).

Keywords: Gold, ore, surfactants, grinding, ultrasound

References

1. Patent RF, no. 2431689, MPK S22V11/08.
2. Patent RF, no. 2347620, MPK V02S23/06.

3. Patent RF, no. 2096504, MPK S22V11/00.
4. Litvinova V.M. *Sovershenstvovanie tekhnologicheskikh metodov izmelcheniya upornykh zolotosoderzhashchikh rud* [Optimised grinding techniques for refractory gold ores]. Khabarovsk, 2008. (In Russ.)
5. Goryunov Yu.V., Pertsov N.V., Summ B.D. *Effekt Rebindera* [Rehbinder effect]. Moscow, 1966. (In Russ.)
6. Rehbinder P.A., Shchukin E.D. Surface phenomena in solids during deformation and fracture. *Uspekhi fizicheskikh nauk* [Advancements in physics], 1972, vol. 108, iss. 1, p. 3. (In Russ.)
7. Rehbinder P.A. Relationship between surface and bulk properties of surfactant solutions. *Uspekhi kolloidnoy khimii* [Advancements in colloid chemistry], 1973, pp. 9–68. (In Russ.)
8. Abramzon A.A., Zaychenko L.P., Fayngold S.I. *Poverkhnostno-aktivnye veshchestva. Sintez, analiz, svoystva, primeneniye* [Surfactants. Synthesis, analysis, properties, application]. Moscow: Khimiya, 1988, 200 p. (In Russ.)
9. Shchukin E.D. New research of physical and chemical phenomena characterizing deformation and fracture of solids. *Uspekhi kolloidnoy khimii* [Advancements in colloid chemistry], 1973, pp. 159–173. (In Russ.)
10. Revnivtsev V.I., Denisov G.A., Zarogatsky L.P. et al. *Vibratsionnaya dezintegratsiya tverdykh materialov* [Vibration caused disintegration of solid materials]. Moscow: Nedra, 1992, 430 p. (In Russ.)
11. *Laboratornye raboty i zadachi po kolloidnoy khimii: ucheb. posobie* [Laboratory tests and problems in colloid chemistry]. Ed. by Yu.G. Frolov and A.S. Grodsky. Moscow: Khimiya, 1986, 216 p. (In Russ.)
12. Somani, Aditiya, Nandi, Tapas K., Pal, Samir L. Pre-treatment of rock prior to comminution – A critical review of present practices. *International Journal of Mining Science and Technology*. 2017, 27, no. 2, pp. 339–348.
13. Dr. Manish Raj, Mr. J.C. Pandey, Dr. N. Bandyopadhyay, Ms. R. Sripriya. A process of beneficiation of iron ore like materials by treating their slurries with high intensity power ultrasound: Patent no. 249608; 31.10.2011.
14. Aanan H.K., Dr. Shang, Julie Q., Improvement of Total Sulphur Measurement Techniques for Management of Reactive Mine Tailings. *Electronic Thesis and Dissertation Repository*. 2012.

15. V. M. Chakka, B. Altuncevahir, Q. Jin, Y. Li, and J. P. Liu. Surfactant assisted ball milling. Journal of applied physics. 99. 2006. pp. 99–101.
16. Mahbub Ullah, Md. Edqub Ali. Urfactant-assisted ball milling. Universiti Malaya. 2013.

Received 23/04/18

Accepted 14/06/18

Образец для цитирования

Замотин П.А., Лобанов В.Г. Интенсификация процесса измельчения золотосодержащей руды с использованием поверхностно-активных веществ и дополнительной обработкой ультразвуком // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 25–32. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-25-32>

For citation

Zamotin P.A., Lobanov V.G. Intensification of gold ore grinding process with the help of surfactants and additional ultrasonic. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 25–32. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-25-32>

УДК 622.2

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-33-39>

РАЗРАБОТКА ОСТАТОЧНЫХ ЗАПАСОВ КУМАКСКОГО ЗОЛОТОРУДНОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ (ОРЕНБУРГСКАЯ ОБЛАСТЬ)

Панкратьев П.В., Коломоец А.В., Пантелеев В.С.

Оренбургский государственный университет, Оренбург, Россия

Аннотация

В данной статье рассматривается один из перспективных золоторудных районов оренбургского Урала (зона сочленения Восточно-Уральского поднятия и Магнитогорского прогиба), где развиты золото-кварцевая и золото-сульфидно-кварцевая формация в углеродистых сланцах. Кумакское месторождение приурочено к рифтогенному грабену, выполненному углеродисто-терригенно-карбонатными ордовикскими и нижнекаменноугольными отложениями, содержащими органику от 1 до 9 % и сульфидов до 2–5%. Устанавливается пространственная связь областей углеродистого накопления с шовными зонами глубинных разрывных нарушений, контролирующими протяженную зону дайкового пояса, сопровождающегося процессами кварц-серицитового метасоматоза, окварцеванием и вулканизма. Кумакское месторождение относится к группе золоторудных объектов, которые по глубине залегания руд, содержанию золота и другим условиям не могут быть переработаны по классическим технологиям с экономически приемлемыми показателями. Для такого рода объектов привлекательной является технология выщелачивания золота из руд непосредственно на месте их залегания, без проведения работ по добыче руды и других дорогостоящих операций. Актуальность работы: на Кумакском месторождении можно успешно применить метод скважинного подземного выщелачивания, который позволит решить проблему пополнения золотых запасов за счет разработки месторождений, нерентабельных для механических методов добычи. Золотое оруденение приурочено к зонам трещиноватости метаморфизованных сланцев и представлено резко неравномерной вкрапленностью, локализуемой в виде круто наклоненных струй (столбов), вдоль которых и намечено вести выщелачивание. Метод относится к числу важнейших геотехнологий в золотодобывающей промышленности и требует скорейшего внедрения в практику разработки. Новизна: раскрытие потенциала промышленной значимости малообъемных месторождений Оренбургской области на примере Кумакского золоторудного месторождения.

Ключевые слова: Восточно-Уральское поднятие, Магнитогорский прогиб, оренбургский Урал, Кумакское рудное поле, остаточные запасы, черносланцевый тип, скважинное подземное выщелачивание, золото, новооренбургская толща.

Введение

В настоящее время важное значение среди золоторудных месторождений для горнодобывающих компаний имеют месторождения, локализованные в черносланцевых толщах. Их специфичность (масштабы, условия образования) обусловила выделение самостоятельной «черносланцевой» формации [3].

Примерами уникальных и крупных месторождений, относящихся к этой формации, являются месторождения Хоумстейк (США), Джуно (Аляска, США), Морру-Велью (Бразилия), Мурунтау (Узбекистан), Бакырчик (Казахстан), Кумтор (Кыргызстан), Сауляк (Украина), Сухой лог, Советское, Эльдорадо, Олимпиадинское (Россия). На Урале к этой формации принадлежат Воронцовское, Светлинское и Кумакское месторождения.

Среди многих отечественных золотоносных провинций особое место занимает Урал. Изуче-

нием золоторудных месторождений этого региона занимались в разные годы Пуркин А.В., Прокин А.В., Лядский П.В., Сазонов В.Н., Огородникова В.Н., Ченцов А.М., Котунов А.Я., Коротеев В.А., Знаменский С.Е., Серавкин И.Б., Воин М.И., Новгородова М.И., Болтыров В.Б., Рудской В.Г., Сурин Т.Н., Панкратьев П.В., Лощинин В.П., Арифуров Ч.Х., Хасанов В.Н., Харьков В.М., Арсентьева И.В. и др.

Оренбургский Урал, на территории которого насчитываются около 130 месторождений и рудопроявлений золота, относится к числу старых золоторудных районов Урала, основной промышленный потенциал которого определяется группой месторождений золото-сульфидно-кварцевого и золото-кварцевого формационного типа [10]. Месторождения рудного и россыпного золота в области известны с середины XIX века. Первая обогатительная фабрика по извлечению рудного золота была построена в Айдырлинском районе в 1897 г. В начале 1900 г. в эксплуатацию были вовлечены группа Каиндинских, Сине-

Шиханских и Солончанских месторождений.

В 1914 году началась разработка месторождений Кумакского района, а в 1916 году – Кумакской сланцевой полосы. В 1915–16 гг. были открыты Бузбиинские и Аккаргинские месторождения. В годы советской власти возобновлена старательская государственная добыча золота на Сине-Шиханском, Блакском и Айдырлинском, восстановленных в 1934 году, рудниках.

С 1940-х годов по разным причинам происходит свертывание золотодобывочных работ. Консервируются рудники, прекращается добыча золота, в том числе в 1965 году на Кумакском руднике в Оренбургской области. Проведенные геолого-экономические расчеты Оренбургской горной компанией показали, что разработка рудного поля карьерным или шахтным способами убыточна.

Вместе с тем высокой продуктивностью на золото характеризуется зона сочленения Восточно-Уральского поднятия и Магнитогорского прогиба. В пределах Восточного Оренбуржья выделяются следующие промышленно-генетические типы золоторудных месторождений:

- 1) золото-кварцевый;
- 2) золото-сульфидный;
- 3) золото-шеелит (вольфрамит) -кварцевый;
- 4) золотоносный в минерализованных дайках умеренно-кислого состава;
- 5) золотоносный в минерализованных дайках основного состава;
- 6) золотоносный в железных шляпах медно-колчеданных и колчеданно-полиметаллических месторождений.

Анализ материалов поисковых, разведочных и эксплуатационных работ прошлых лет, результаты геологических исследований последних лет свидетельствуют о большом количестве остаточных запасов, эфелей, проявлений ценного сырья, отработка которого не всегда рентабельна с экономически приемлемыми показателями при традиционных методах добычи.

В 2003–2004 гг. Оренбургской Горной Компанией методом подземного выщелачивания была произведена экспериментальная добыча золота из слабоводопроницаемых кор выветривания и метаморфических пород девонского возраста, которые содержат дисперсное золото (размеры частиц менее 0,1 мм.). Эти исследования позволили доказать, что извлечение золота методом подземного выщелачивания может быть экономически эффективно.

Внедрение подземного выщелачивания при добыче золота позволит решить проблему разработки малообъемных месторождений Оренбургской области.

Методология и методика исследования

Для решения поставленной задачи в 2016–2017 гг. были проведены работы по изучению золотопроявлений типовых черносланцевых формаций палеозоя восточной части Оренбургской области, а также условий их образования. Обобщены исследования по геологии и морфологическим особенностям руд Кумакского золоторудного месторождения, выполнены натурные технологические испытания.

Основные черты геологического строения Кумакского месторождения

В структурном отношении площадь Кумакского рудного поля расположена в восточной прибортовой части Аниховского линейного грабена рифтогенного типа. Слагающие грабен породы ранне- и позднепалеозойского возраста смяты в Такашинскую антиклиналь длиной более 30 км при ширине 7 км [8, 9]. Установленная золотоносность прослеживается от р. Кумак на юге до р. Кайракты на севере на расстоянии более 10 км.

Промышленное оруденение локализуется внутри минерализованных зон смятия (или вблизи них), выполненных углеродисто-терригенно-карбонатными ордовикскими и нижнекаменноугольными отложениями. Отличительной чертой продуктивной толщи является широкое развитие углеродистых пород, достигающих 50% от общего объема отложений, содержанием в них органики от 1 до 9%, наличие в черносланцевых породах сульфидов (пирита, арсенопирита), количество которых в рудных зонах достигает 2–5%, присутствие в участках трещиноватости, зон окварцевания, наличие в смежных участках кислых вулканитов и их туфов [8, 9].

В общем разрезе палеозоя Восточно-Уральского поднятия углеродистые породы относятся к двум основным уровням – ордовикскому и карбонному биогенной эволюции Земли, проявившейся в Восточном Зауралье, характерной для углеродистых отложений фанерозоя. Специфичной чертой бассейнов углеродистого накопления в ордовике и карбоне является их мелководный характер для рифовидных прогибов озерно-морского типа [3].

К признакам влияния на формирование черных сланцев относится разделение углеродистых толщ на углеродисто-сульфидную и углеродистую и контроль в их образовании собственно экзогенных факторов [3]. Кроме того, устанавливается отчетливая пространственная связь областей углеродистого накопления с линейными

длительно существовавшими шовными зонами глубинных разрывных нарушений, ограничивающими крупные структурные элементы территории и контролирующими области активного вулканизма, прилегающие с запада к Кумакскому месторождению.

Рудная фоновая минерализация представлена, главным образом, пиритом и арсенопиритом. Поэлементная специализация характерна также для углеродисто-сульфидного генетического типа аналогичных месторождений других регионов. Особое металлогеническое значение приобретает зона сопряжения углеродистых толщ продуктивных уровней и крупных систем консолидационных долгоживущих разломов глубинного заложения, которая создавала благоприятное условие для проникновения эксглюции и H_2S , рудных элементов, в том числе золота [3]. Зоны, контролирующие размещение участков мобилизации, перераспределения и накопления рудного вещества, связаны с позднеметаморфическим и литосоматическим преобразованием толщ.

Черносланцевые формации среднеордовикского возраста представлены новооренбургской толщей, которая состоит из двух подтолщ: нижней – углеродисто-песчано-сланцевой (350–400 м) и верхней – углеродисто-терригенно-кремнисто-глинистой с горизонтами вулканитов основного состава (250–300 м) [8]. Аналогами новооренбургской толщи являются отложения шебектинской и балаталдыкской толщ среднего ордовика [9], которые присутствуют в пределах Аниховского (шебектинская толща) Восточно-Уральского поднятия и Старо-Карабутацкого (балаталдыкская толща) в Мугоджарах грабенов.

Нижнекаменноугольные отложения Кумакского месторождения (брединская свита) под названием «углеродисто-терригенно-карбонатная толща» имеют выдержанный состав и мощность на всем протяжении Восточно-Уральского поднятия. В ней также выделяются две подтолщи: нижняя – песчано-гравелитовая с прослоями карбонатных пород (400–600 м) и верхняя углеродисто-терригенно-карбонатно-сланцевая – с прослоями кислых вулканитов (500–700 м) [8, 9].

Простираение основной минерализованной зоны субмеридиональное, а падение почти вертикальное. Метасоматическая проработка основной зоны представлена окварцеванием, серицитизацией, хлоритизацией, пиритизацией и турмалинизацией. Основными рудоносными структурами Кумакского рудного поля являются две меридиональные зоны Восточно-Аниховских разломов, в которые внедрились кварцевые жилы и где ин-

тенсивно проявился приразломный метаморфизм, метасоматоз и орогенез.

На Центральном участке месторождения установлено выклинивание углистых сланцев и появление интрузии кварцевых диоритов, вытянутой вдоль рудной зоны с несколько повышенной железистостью (до 10–12%). Породы состоят из плагиоклаза (до 70%), кварца (15–25%), биотита, магнетита, изредка встречается роговая обманка и ортоклаз.

Кварцевые диориты катаклазированы, рассланцованы и часто не имеют четких границ с вмещающими метасоматитами [10]. Отмечено, что апикальные части интрузии на отдельных участках гидротермально изменены и несут золотое оруденение (отвод Сербский).

Рудовмещающие метасоматиты месторождения обычно занимают срединную часть пачки черных сланцев и представлены в виде:

- серицит-кварцевых сланцев с хлоритом и углеродистым веществом;
- кварц-хлорит-серицитовых сланцев с турмалином;
- альбит-кварц-серицит-турмалиновых сланцев.

На Кумакском месторождении метасоматиты, развитые по песчано-сланцевым углеродсодержащим отложениям, образуют осветленные рудные сланцы кварцево-серицит-хлоритового состава, часто с турмалином и оттрелитом (Мп-разновидность хлоритоида). Осветление сланцев является результатом их карбонизации и мусковитизации. На участке Коммерческого месторождения устанавливается пространственная связь оруденелых сланцев с альбитизацией пород. Протяженность зон метасоматитов, вмещающих оруденение, на Кумакском месторождении составляет 4,5 км при мощности до 120 м [10].

Повышенные концентрации минералов железа, титана и хрома (ильменита, титаногематита, титаномagnetита, хромшпинелидов) в песчано-сланцевых и вулканогенно-осадочных толщах связаны с альбититоподобными метасоматитами.

Типоморфный минерал кварц-карбонат-полевошпатовых метасоматитов – апатит. Апатит устойчив в зоне окисления, его повышенные концентрации в измененных породах – хороший показатель возможной золотоносности участка. Одним из характерных спутников золота в участках развития песчано-сланцевых отложений является натрийсодержащий мусковит.

Характерно развитие даек кислого, основного и пестрого составов с возрастом 240–270 млн лет [11, 12]. Девонские породы в пределах рудного поля подвержены региональному и приразломному метаморфизму в условиях зелено-

сланцевой фации. Позднее метаморфические породы были плагиофельдшпатизированы. Еще позднее, главным образом в пределах Кумакской сланцевой полосы, в метаморфизованных породах проявился углеродисто-кремнисто-калиевый метасомат [12]. Повышенное давление в контактовых участках зон смятия обусловило появление хлоритоида. В более позднее время (образование парагенезисов с эпидотом, биотитом, хлоритом) хлоритоид заместился хлоритом.

Эволюция магматизма несет направленный характер от массовых излияний базальтоидов, с появлением в земной коре офиолитовой серии, к локальным проявлениям кислого вулканизма и широкому развитию плутонических комплексов.

Опыт применения технологии подземного выщелачивания

Энциклопедией «Рэндол» [14] отмечаются впечатляющие перспективы применения метода подземного выщелачивания для извлечения так называемого «забойного золота», остающегося в отработанных и выведенных из эксплуатации подземных горных выработках. «Забойное золото» образуется в результате того, то при шахтной добыче руды в результате взрывных работ породная масса рассеивается вверх, при этом плотное тонкозернистое самородное золото мигрирует вниз через пустую породу и накапливается (аккумулируется) в трещинах в виде «потерянного». Увеличению количества «потерянного» золота дополнительно способствует практика обрушения вертикального или крутопадающего рудного тела. В результате, в отработанном пространстве может остаться до 20 % золота (от его изначального количества в месторождении) в виде «потерянного» золота.

В настоящее время успешно ведется добыча золота способом подземного выщелачивания на Урале [4,6,7,15,16]. Первым объектом исследований явилось месторождение Гагарка в Свердловской области. Здесь на первом этапе с применением жидкого хлора (с содержанием активного хлора 0,3–0,6 г/л) отрабатывались бедные руды коры выветривания [4]. В дальнейшем подземное выщелачивание применялось еще на четырех месторождениях – Маминском, Верхотурском, Восточно-Семеновском и Долгий Мыс, где выщелачивающим агентом является гипохлорит натрия. При бортовом содержании золота 0,3 г/т рудные залежи представляют собой сплошные тела. Золото из растворов сорбировалось активированным углем. В коренном залегании месторождений подобного типа золото тонкодисперс-

ное, при механическом обогащении руд значительная часть металла теряется с отходами, чего не происходит при подземном выщелачивании.

В отличие от традиционных методов переработки минерального сырья, выщелачивание золота из руд позволяет более чем вдвое сократить производственные затраты за счет исключения таких трудоемких и дорогостоящих операций, как вскрышные работы, добыча и транспортировка руды, ее дробление, измельчение, предварительное обогащение, складирование хвостов, рекультивация и др. Благодаря этому создается возможность существенно снизить кондиции на содержание полезного компонента в руде, вовлечь в переработку бедные и забалансовые руды, мелкие и глубокозалегающие рудные тела [1, 2, 4–6, 13–22]. Технология подземного выщелачивания предполагает более комфортные условия труда и минимальное воздействие на окружающую среду.

Особенности технологии добычи золота на примере Кумакского месторождения

Подземное выщелачивание получило наибольшее развитие в мире в варианте скважинной системы отработки руд непосредственно на месте залегания [16].

При таком методе подготовку, вскрытие и извлечение металлов осуществляют путем выщелачивания через скважины, пробуренные с поверхности. Подача выщелачивающего раствора производится в систему закачных скважин, затем раствор фильтруется через рудный массив, а продуктивные растворы через систему откачных скважин извлекаются на поверхность и транспортируются на установку переработки растворов.

При скважинном подземном выщелачивании важнейшим фактором является проницаемость продуктивного горизонта, которая может быть естественной или создаваться искусственно путем применения специальных методов (гидро-разрыв, разрушение взрывом и др.) [16]. Кроме того, при ПВ важно наличие частичной или полной естественной обводненности руд, приуроченности рудной минерализации к порам и трещинам, обеспечивающим проницаемость руды.

На предлагаемом объекте можно успешно применить данный метод. Золотое оруденение месторождения приурочено к зонам трещиноватости метаморфизованных сланцев и представлено резко неравномерной вкрапленностью, локализующейся в виде круто наклоненных струй (столбов), вдоль которых и намечено вести вы-

щелачивание. Литологический состав вмещающих оруденение пород – силикатные сланцы – позволяет применять реагенты, нейтральные по отношению к силикатам (хлор или гипохлорит), вместе с тем, если в процессе подготовки объекта выяснится наличие в рудах карбонатов или графита – существует достаточное разнообразие других реагентов.

Технология в первом приближении достаточно проста:

– Через систему закачных скважин в определенные блоки рудного массива подается простым наливом закачной раствор, содержащий определенное соотношение реагентов (гипохлорит натрия, соляная кислота и поваренная соль).

– Откачными скважинами осуществляется с помощью насосов или компрессорами откачка раствора, в котором содержится растворенное золото; оно образует растворимый в слабом растворе соляной кислоты комплексный радикал типа AuCl_3 .

– Раствор прокачивается через сорбционные колонны, заполненные сорбентом, допустим активированным углем, золото сорбируется на угле, а обеззолоченный раствор доукрепляется реагентами и вновь подается в недра.

– Уголь с золотом поступает в сушильные шкафы и по достижению определенной влажности (9%) отправляется на плавку и затем на аффинаж на металлургический завод.

Главное достоинство предлагаемой технологии – замкнутость процесса. Отходов производства практически нет (только отстой шлама при осветлении растворов); «привносятся» в процесс реагенты для подготовки выщелачивающего раствора (хлор или содержащие его соединения, кислоты, сорбенты); продукцией (промежуточной) является золотосодержащий концентрат (уголь, смола) и конечной – лигатура золота.

Разработана процедура контроля за экологией планируемого процесса, которая заключается в следующем:

1. До производства осуществить моделирование процесса с нейтральными растворами (поваренной солью), с мониторингом растекания соляного раствора во всевозможных направлениях. С этой целью оборудовать полигон испытаний, окруженный системой скважин, из которых с определённой регулярностью требуется отбирать пробы с определением содержания соли (хлор-иона).

2. При доказательстве отсутствия «загрязнения» солью каких-то важных участков подземных вод для жизнедеятельности необходимо осуществить работы с применением реагентов.

Следует отметить, что существует достаточное количество технических средств и приёмов для предотвращения растекания подземных потоков.

Заключение

Приведенные данные свидетельствуют о приуроченности Кумакского месторождения к линейному прогибу рифтовидного типа, широком развитии углеродистых пород, достигающих 50% от общего объема отложений, содержания в них органики от 1–9%, сульфидов до 2–5% и серы, о присутствии карбонатных пород, повышенном содержании калия, низком содержании платины. Объект имеет сходство с сухоложским типом оруденения и элементами мурунтауского (низкое содержание металло-платиновой группы, наличие песчано-гравелистых отложений в разрезе).

Целесообразность выделения остаточных запасов (невысокие концентрации золота) на Кумакском золоторудном месторождении связана с возможностью извлечения из них золота уникальным геотехнологическим способом – подземным выщелачиванием.

Список литературы

1. Аликулов Ш.Ш., Нажимов Ф.Ф. Анализ базовой модели подземного выщелачивания урана к природным условиям месторождения // ГИАБ. 2015. № 3. С. 67–74.
2. Арианова А.Б. О тенденциях развития скважинного подземного выщелачивания золота // Успехи современной науки и образования. Томск, 2016. С. 148–150.
3. Буряк В.А., Михайлов Б.К., Цымбалюк Н.В. Генезис, закономерности размещения и перспективы золото- и платиноносности черносланцевых толщ // Руды и металлы. 2002. № 6. С. 25–36.
4. Опытные испытания способа ПВ на золоторудном месторождении Гагарском и оценка воздействия на окружающую среду / Видусов Т.Э., Харькевич К.А., Заболотский А.И. и др. Екатеринбург, 1995.
5. Экспериментальное обоснование параметров подземного выщелачивания металлов / В.И. Голик, В.Г. Лукьянов, С.Г. Страданченко, С.А. Масленников // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. 2015. С. 90–97.
6. Заболотский В.К. Перспективы применения скважинной технологии подземного выщелачивания при разработке месторождений полезных ископаемых // Горный журнал. 1991. № 7. С. 48–52.
7. Коломоец А.В. К вопросу о разработке остаточных запасов и отвалов золота в районах старых золотодобывающих предприятий (на примере Кумакского рудного поля) // Материалы Четвертой Российской молодежной Школы с международным участием «Новое в познании процессов рудообразования». М., 2014. 160 с.
8. Лощинин В.П., Панкратьев П.В. Золотоносность нижне-среднепалеозойских черносланцевых формаций Восточного Оренбуржья // Стратегия и процессы освоения георесурсов. Пермь, 2006. С. 79–82.
9. Лощинин В.П., Панкратьев П.В. О золотоносности среднеордовикских углеродистых терригенно-кремни-

- тых отложений новооренбургской свиты Восточного Оренбуржья // Металлогения древних и современных океанов: сб. Миасс, 2003. С. 165–168.
10. Новгородова М.И., Якобс Е.И., Шинкаренко Ю.Г. Золотое оруденение и метасоматиты одного из районов Южного Урала // Вопросы петрологии и металлогении Урала. Свердловск: УНЦ АН СССР, 1981. С. 115–116.
 11. Месторождения золота Урала / В.Н. Сазонов, В.Н. Огородников, В.А. Коротеев, Ю.А. Поленов. Екатеринбург, УГГА, 1999. 570 с.
 12. Золото в «черных сланцах» Урала / Сазонов В.Н., Коротеев В.А., Огородников В.Н., Поленов Ю.А., Великанов А.Я. // Литосфера. 2011. № 4. С. 70–92.
 13. Экологическая безопасность разработки месторождений урана методом подземного выщелачивания / Т.С. Теровская, А.Г. Кеслер, М.Д. Носков // Изв. вузов. Физика. 2013. С. 297–301.
 14. Чемберлин Р.Д. Состояние кучного и подземного выщелачивания золота и серебра / Gold Forum on Technology and Practices // World Gold. 89. Littleton, Colorado, 1989. P. 225–232.
 15. Хан И.С., Панкратьев П.В., Ольхова А.И. О перспективах применения кучного выщелачивания при добыче металлических полезных ископаемых в Оренбургской области // Материалы всероссийской научно-практической конференции. Оренбург: ОГУ, 2010. С. 1495–1500.
 16. Фазлуллин М.И., Авдонин Г.И., Смирнова Р.Н. Перспективы подземного скважинного выщелачивания золота в России // Цветные металлы. 2002. №10. С. 39–46.
 17. Kerrich R., Goldfarb R.J., Groves D.I., Garwin S., Jia Y. The characteristics, origin and geodynamic settings of super- Геологический сборник № 11. Информационные материалы giant gold metallogenic provinces // Science in China. 2000. V. 43. P. 1–68.
 18. Golik V.I., Hasheva Z.M., Galachieva S.V. Diversification of the economic foundations of depressive mining region // Medwell Journals. The Social Sciences. 2015. № 10 (5). P. 678–681.
 19. Johnson TW ; Hofer WB ; Mendez. MACarlin-type Gold Deposits and Current Mining Activities at Jerriitt Canyon, Elko County, Nevada/ Geological-Society-of-Nevada's Symposium – New Concepts and Discoveries. 2015. P. 483–513.
 20. Schafer, W .Geochemical Evaluation of Cemented Paste Tailings in a Flooded Underground Mine/ Annual Meeting of the International-Mine-Water-Association (IMWA). 2016. P. 714–724.
 21. Haque N., Norgate T. The greenhouse gas footprint of in-situ leaching of uranium, gold and copper in Australia. Journal of Cleaner Production 2014;84:382–390. doi:10.1016/j.jclepro.2013.09.033.
 22. Schafer, W. Geochemical Evaluation of Cemented Paste Tailings in a Flooded Underground Mine. Annual Meeting of the International-Mine-Water-Association (IMWA) GERMANY публ.: JUL 11–15, 2016.

Поступила 18.05.18

Принята в печать 02.07.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-33-39>

DEVELOPMENT OF THE REMAINING RESERVES OF THE KUMAK GOLD DEPOSIT (ORENBURG REGION)

Petr V. Pankratiev – DSc (Geology & Minerology), Professor
Orenburg State University, Orenburg, Russia. E-mail: pankratiev34@mail.ru

Aleksandra V. Kolomoets – Postgraduate Student
Orenburg State University, Orenburg, Russia. E-mail: kolomoets56@mail.ru

Vasily S. Panteleev – Postgraduate Student
Orenburg State University, Orenburg, Russia.

Abstract

This article examines one of the promising gold ore areas of the Orenburg Urals region (the suture zone between the East Ural uplift and the Magnitogorsk trough), which has a developed gold-quartz and gold-sulfide-quartz formations in carbonaceous shales. The Kumak deposit is confined to a rift graben comprised of Ordovician carbon-terrigenous-carbonate and Lower Carboniferous deposits and containing 1 to 9 % of organic matter and 2 to 5% of sulfides. The authors established how the accumulations of carbonaceous particles are positioned to the suture zones of deep faults, which control an extended zone of the dyke belt experiencing quartz-sericite alteration, silicification and volcanism. The Kumak deposit falls under the category of gold ore deposits that, considering the depth of formation, the concentration of gold and other

parameters, cannot offer economic feasibility when processed using conventional techniques. What would work well for such deposits is the in-situ leaching process, avoiding actual ore mining and other costly operations. **Relevance:** The drillhole in-situ leaching process can be successfully implemented at the Kumak deposit, enabling to develop gold deposits for which mechanical mining does not prove economically feasible. Ore-grade gold is confined to the fractured zones of metamorphosed shales and is unevenly disseminated localized as steeply inclined ore shoots, along which the leaching process is designed to take place. This technique is one of the most promising geotechnologies in gold mining and should be put into practice as soon as possible. **Originality:** Using the case study of the Kumak gold deposit, this paper reveals the potential industrial relevance of small deposits of the Orenburg region.

Keywords: East Ural uplift, Magnitogorsk trough, Orenburg Urals region, Kumak ore field, remaining reserves, black shale type, drillhole in-situ leaching, gold, New Orenburg stratum.

References

1. Alikulov Sh.Sh., Nazhimov F.F. Analysing the applicability of the generic uranium in-situ leaching model to the natural conditions of the deposit. *Gorny informatsionno-analiticheskiy byulleten* [Mining bulletin], 2015, no. 3, pp. 67–74. (In Russ.)
2. Arianova A.B. On the current developments in drillhole in-situ leaching of gold. *Uspekhi sovremennoy nauki i obrazovaniya* [Progress in modern science and education], Tomsk, 2016, pp. 148–150. (In Russ.)
3. Buryak V.A., Mikhaylov B.K., Tsymbalyuk N.V. Genesis, localization patterns and potential gold and platinum bearing capacity of black shale strata. *Rudy i metally* [Ores and Metals], 2002, no. 6, pp. 25–36. (In Russ.)
4. Vidusov T.E., Kharkevich K.A., Zabolotsky A.I. and et al. *Opytnye ispytaniya sposoba PV na zolotorudnom mestorozhdenii Gagar'skom i otsenka vozdeystviya na okruzhayushchuyu sredu* [Pilot testing of the in-situ leaching process at the Gagar'sk gold deposit and assessment of the environmental impact]. Yekaterinburg, 1995. (In Russ.)
5. Golik V.I., Lukyanov V.G., Stradanchenko S.G., Maslennikov S.A. Parameters of in-situ leaching of metals supported by experiments. *Izvestiya Tomskogo politekhnicheskogo universiteta. Inzhiniring georesursov* [Proceedings of Tomsk Polytechnic University. Georesources engineering], 2015, pp. 90–97. (In Russ.)
6. Zabolsky V.K. Prospective application of the drillhole in-situ leaching process in mineral mining. *Gornyi zhurnal* [Mining journal], 1991, no. 7, pp. 48–52. (In Russ.)
7. Kolomoets A.V. On the development of remaining gold reserves and dumps around old gold mining sites (case study of the Kumak'sk ore field). *Materialy Chetvertoy Rossiyskoy molodezhnoy Shkoly s mezhdunarodnym uchastiem "Novoe v poznanii protsessov rudobrazovaniya"* [Proceedings of the Fourth Russian Youth Workshop with International Participation "New findings about mineralization processes"], Moscow, 2014, 160 p. (In Russ.)
8. Loshchinin V.P., Pankratiev P.V. Gold content of the Lower-Middle Paleozoic black shale formations of the Eastern Orenburg region. *Strategiya i protsessy osvoeniya georesursov* [Strategy of exploration and development of georesources]. Perm, 2006, pp. 79–82. (In Russ.)
9. Loshchinin V.P., Pankratiev P.V. On the gold content of the Middle Ordovician carbon-bearing terrigenous-siliceous deposits of the New Orenburg suite in the East Orenburg region. *Metallogeniya drevnikh i sovremennykh okeanov* [Metallogeny of ancient and modern oceans]. Miass, 2003, pp. 165–168. (In Russ.)
10. Novgorodova M.I., Yakobs E.I., Shinkarenko Yu.G. Gold mineralization and metasomatites of one of the regions in the Southern Urals. *Voprosy petrologii i metallogenii Urala* [Problems of petrology and metallogeny of the Urals region]. Sverdlovsk: The Urals Science Centre of the USSR Academy of Sciences, 1981, pp. 115–116. (In Russ.)
11. Sazonov V.N., Ogorodnikov V.N., Koroteev V.A., Polenov Yu.A. *Mestorozhdeniya zolota Urala* [Gold deposits of the Urals region]. Yekaterinburg, Ural State Academy of Mining and Geology, 1999, 570 p. (In Russ.)
12. Sazonov V.N., Koroteev V.A., Ogorodnikov V.N., Polenov Yu.A., Velikanov A.Ya. Gold in the "black shales" of the Urals region. *Litosfera* [Lithosphere], 2011, no. 4, pp. 70–92. (In Russ.)
13. Terovskaya T.S., Kesler A.G., Noskov M.D. In-situ leach mining of uranium and environmental safety. *Izv. vuzov. Fizika* [University proceedings. Physics], 2013, pp. 297–301. (In Russ.)
14. Chamberlin R.D. Heap and in-situ leaching of gold and silver. *Gold Forum on Technology and Practices*. World Gold. 89. Littleton, Colorado. 1989, pp. 225–232.
15. Khan I.S., Pankratiev P.V., Olkhova A.I. On the prospective application of heap leaching for mining metallic minerals in the Orenburg region. *Materialy vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii* [Proceedings of the national science conference]. Orenburg: OSU, 2010, pp. 1495–1500. (In Russ.)
16. Fazlullin M.I., Avdonin G.I., Smirnova R.N. Prospects of drillhole in-situ leaching of gold in Russia. *Tsvetnye metally* [Non-ferrous metals], 2002, no. 10, pp. 39–46. (In Russ.)
17. Kerrich R., Goldfarb R.J., Groves D.I., Garwin S., Jia Y. The characteristics, origin and geodynamic settings of super-Collection of geology proceedings no. 11. Giant gold metallogenic provinces. *Science in China*. 2000, vol. 43, pp. 1–68.
18. Golik V.I., Hasheva Z.M., Galachieva S.V. Diversification of the economic foundations of depressive mining region. *Medwell Journals. The Social Sciences*. 2015, no. 10 (5), pp. 678–681.
19. Johnson T.W., Hofer W.B., Mendez M.A. Carlin-type Gold Deposits and Current Mining Activities at Jerri Canyon, Elko County, Nevada. *Geological-Society-of-Nevada's Symposium – New Concepts and Discoveries*. 2015, pp. 483–513.
20. Schafer, W. Geochemical Evaluation of Cemented Paste Tailings in a Flooded Underground Mine/ Annual Meeting of the International-Mine-Water-Association (IMWA). 2016, pp. 714–724.
21. Haque N., Norgate T. The greenhouse gas footprint of in-situ leaching of uranium, gold and copper in Australia. *Journal of Cleaner Production* 2014;84:382–390. doi:10.1016/j.jclepro.2013.09.033
22. Schafer, W. Geochemical Evaluation of Cemented Paste Tailings in a Flooded Underground Mine. Annual Meeting of the International-Mine-Water-Association (IMWA) GERMANY рубн.: JUL 11–15, 2016.

Received 18/05/18

Accepted 02/07/18

Образец для цитирования

Панкратьев П.В., Коломоец А.В., Пантелеев В.С. Разработка остаточных запасов Кумакского золоторудного месторождения (Оренбургская область) // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 33–39. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-33-39>

For citation

Pankratiev P.V., Kolomoets A.V., Panteleev V.S. Development of the remaining reserves of the Kumak gold deposit (Orenburg region). *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 33–39. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-33-39>

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОМПЛЕКСА ГОРНОТРАНСПОРТНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ РАБОТЫ СОВМЕСТНО С МАШИНАМИ ПОСЛОЙНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ

Чебан А.Ю., Хрунина Н.П., Якименко Д.В.

Институт горного дела ДО РАН, Хабаровск, Россия

Аннотация

Актуальность и цель исследования. Появление новых и усовершенствованных горных машин, транспортного, бурового и погрузочного оборудования предопределяет изменение традиционных и внедрение новых технологических схем ведения открытых горных работ, в частности с использованием машин послойного фрезерования. Расширяется область применения комбинированного карьерного транспорта, при этом конвейер является магистральным транспортом, а автосамосвалы или выемочно-транспортирующие машины являются сборочным транспортом, подающим горную массу от нескольких карьерных комбайнов или фрезерных машин на перегрузочный пункт конвейера. Известны конструкции перегрузочных комплексов с приемными бункерами для перевалки горной массы из автосамосвалов на ленточные конвейеры. В случае если на карьере добычные участки, на которых задействованы фрезерные машины, расположены на различных расстояниях от перегрузочного пункта конвейерного транспорта, может быть экономически целесообразным вести выемочно-транспортировочные работы различными комплектами машин. Цель работы. Совершенствование технологии применения колесных скреперов в качестве сборочного транспорта для работы совместно с ленточными конвейерами, а также модернизация конструкции колесного скрепера для эффективной выемки и последующей перегрузки разрыхленной фрезерной машиной горной массы. Результаты. В статье анализируется возможность совершенствования комплекса горно-транспортного оборудования для работы совместно с фрезерными машинами. Предлагается на участках, расположенных вблизи перегрузочного комплекса, выемку и транспортировку горной массы вести посредством модернизированных колесных скреперов, а с удаленных участков выемку и транспортировку горной массы производить одноковшовыми погрузчиками и автосамосвалами. Модернизированный колесный скрепер оснащен активной заслонкой для интенсификации наполнения ковша горной массой на заключительном этапе загрузки и обеспечения высокого коэффициента наполнения ковша. Разгрузка скрепера осуществляется в приемные бункеры перегрузочного комплекса гравитационным способом посредством поворота ковша. Выводы. Выемка различными комплектами горного оборудования в зависимости от дальности транспортировки разрыхленной фрезерными машинами горной массы позволяет оптимизировать затраты на функционирование сборочного карьерного транспорта и повысить рентабельность горного производства.

Ключевые слова: фрезерные машины, горная масса, модернизированные колесные скреперы, автосамосвалы, перегрузочный комплекс, конвейерный транспорт.

Введение

Минерально-сырьевой комплекс является важной составляющей экономики России, выручка от продажи различных полезных ископаемых обеспечивает значительную часть валютных поступлений в страну [1–2]. Основной объем твердых полезных ископаемых добывается открытым способом, при этом глубина карьеров постепенно возрастает, в связи с чем увеличиваются затраты на транспортировку горной массы.

Появление новых и усовершенствованных горных машин, транспортного, бурового и погрузочного оборудования предопределяет изменение традиционных и внедрение новых технологических схем ведения открытых горных ра-

бот [3–6]. Перспективным направлением развития горных технологий является применение машин послойного фрезерования, позволяющих без применения буровзрывных работ вести выемку относительно прочных горных пород. Карьерными комбайнами и фрезерными машинами разрабатываются месторождения угля, бокситов, фосфоритов, известняков и многих других полезных ископаемых [7–10]. При этом прочностной диапазон горных пород, на которых могут высокопроизводительно и экономически оправдано работать машины послойного фрезерования, постепенно расширяется. В настоящее время подобное оборудование позволяет вести массовую выемку горных пород с прочностью на одноосное сжатие до 50–80 МПа, особенно эффективно применение машин послойного фрезерования на сложноструктурных месторождениях

ях, где буровзрывные работы нецелесообразны в связи с перемешиванием полезного ископаемого с пустыми породами.

Постановка проблемы

Карьерные комбайны обеспечивают фрезерование горных пород и погрузку горной массы в транспортное средство. Фрезерные машины в отличие от карьерных комбайнов не имеют погрузочных транспортеров и оставляют разрыхленную горную массу в отрытой траншее. Разработка массива горных пород рабочими органами карьерных комбайнов и фрезерных машин позволяет получить горную массу, которую без предварительной подготовки (первичного дробления) можно перемещать с использованием конвейерного транспорта. Поскольку машина послойного фрезерования перемещается по карьере с относительно большой скоростью (до 15–20 м/мин) и при рыхлении полускальных и легко разрабатываемых скальных пород не обеспечивает производительность, достаточную для полной загрузки конвейера, то непосредственная погрузка отфрезерованной горной массы на конвейер в большинстве случаев не применяется. Обычно используется комбинированная схема, когда конвейер является магистральным транспортом, а автосамосвалы или выемочно-транспортирующие машины – сборочным транспортом, подающим горную массу от нескольких машин послойного фрезерования на перегрузочный пункт конвейера.

Карьерные комбайны в большинстве случаев работают совместно с автосамосвалами, недостатками данной технологической схемы являются простои комбайна при замене автосамосвалов под погрузку, а также простои комбайна в ожидании автосамосвалов. Фрезерные машины работают совместно с выемочно-транспортирующими машинами (колесными скреперами) или погрузочными машинами и автосамосвалами [11]. Для перевалки горной массы из автосамосвалов и скреперов на конвейерный транспорт применяются перегрузочные пункты, представляющие собой крупногабаритные конструкции, в виде мощных подпорных стенок или эстакад [12], однако строительство данных сооружений для удержания нагрузок от веса груженых автосамосвалов и колесных скреперов требует значительных капитальных затрат.

Известны перегрузочные комплексы, включающие поворотные приемные бункеры, расположенные с двух сторон от рамы, гидроцилиндры управления, просеивающую поверхность, питатель [13–14]. Приемные бункеры перегру-

зочных комплексов поочередно загружаются автосамосвалами и затем при подъеме гидроцилиндрами разгружают горную массу через просеивающую поверхность на питатель. Отдельные крупнокаменистые включения, оставшиеся на просеивающей поверхности, периодически удаляются в отвал.

В случае если на карьере добычные участки, на которых задействованы фрезерные машины, расположены на различных расстояниях от перегрузочного пункта конвейерного транспорта, может быть экономически целесообразным вести выемочно-транспортировочные работы различными комплектами машин. На ближних участках посредством колесных скреперов, а на удаленных участках одноковшовыми погрузчиками и автосамосвалами. Однако разгрузка колесных скреперов с принудительной выгрузкой горной массы посредством задней стенки при открытой передней заслонке в приемные бункеры перегрузочных комплексов невозможна, поскольку данные комплексы предназначены для работы с автосамосвалами, осуществляющими заднюю разгрузку. Расчеты показывают, что в зависимости от типоразмера транспортных средств и горнотехнических условий ведения работ рациональная область применения колесных скреперов в сравнении с комплектом машин экскаватор-автосамосвал может достигать до 0,9–1,4 км.

Целью работы является совершенствование технологии применения колесных скреперов в качестве сборочного транспорта для работы совместно с перегрузочными комплексами ленточных конвейеров, а также модернизация конструкции колесного скрепера для эффективной выемки и последующей перегрузки, разрыхленной фрезерной машиной горной массы.

Результаты исследований и их обсуждение

Институтом горного дела ДВО РАН предлагается усовершенствованная схема ведения выемки и транспортировки горной массы с применением фрезерных машин 1, модернизированных колесных скреперов 2, одноковшовых погрузчиков 3, автосамосвалов 4, перегрузочного комплекса 5 и ленточного конвейера 6 (рис. 1).

Данная схема может быть использована при разработке месторождений известняков, мергелей, апатитов и некоторых других полезных ископаемых на выемке и транспортировке, как полезного ископаемого, так и пустых пород. Рыхление горных пород месторождения, для обеспечения необходимой производительности карьера и загрузки конвейера, одновременно ведется несколькими

фрезерными машинами 1. Для обеспечения минимальной себестоимости погрузочно-транспортных работ на участках 7, расположенных вблизи с перегрузочным комплексом, выемка из траншей разрыхленной горной массы ведется модернизированными колесными скреперами 2. С удаленных участков 8 горная масса транспортируется автосамосвалами 4, которые загружаются одноковшовыми погрузчиками 3. Вместимость кузовов автосамосвалов 4 и ковшей модернизированных колесных скреперов 2 одинакова. Модернизированные колесные скреперы 2 и автосамосвалы 4 поочередно могут разгружаться в любом из двух приемных бункеров 9, 10 перегрузочного комплекса 5.

Для улучшения заполнения ковша 1 разрыхленной фрезерной машиной 2 горной массой модернизированный колесный скрепер 3 оборудован активной заслонкой 4, перемещающейся на каретках 5 в криволинейных направляющих 6, расположенных на боковых стенках 7 ковша (рис. 2).

Ковш 1 посредством кронштейнов 8 шар-

нирно закреплен на задней оси 9 скрепера, подъем-опускание ковша 1 осуществляется с помощью гидроцилиндров 10, установленных на тяговой раме 11, в транспортном положении ковш дополнительно удерживается посредством гидравлических фиксаторов 12. При заполнении ковша 1 скрепера гидроцилиндры 13 привода активной заслонки 4 выдвигаются и каретки 5 перемещаются в переднюю часть криволинейных направляющих 6, при этом активная заслонка 4 открывается. Одновременно гидроцилиндры 10 подъема-опускания ковша 1 втягиваются и переводят ковш 1 в положение для набора горной массы. Ковш 1 заполняется за счет силы тяги скрепера, на конечном этапе заполнения активная заслонка 4 посредством гидроцилиндров 13 закрывается, одновременно перемещая в ковш горную массу, находящуюся в призме волочения 14, образовавшейся перед ковшом 1, за счет чего обеспечивается высокий коэффициент наполнения ковша 1 горной массой.

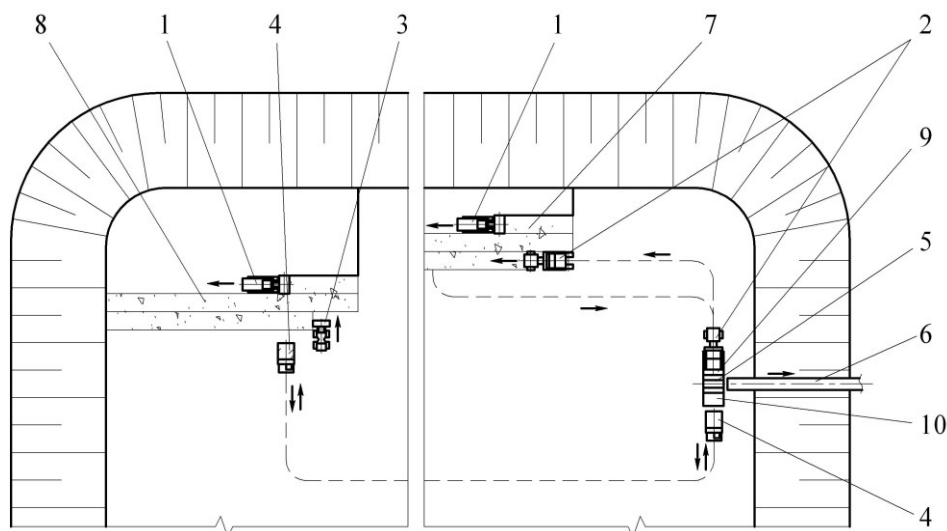


Рис. 1. Усовершенствованная схема ведения выемки и транспортировки горной массы

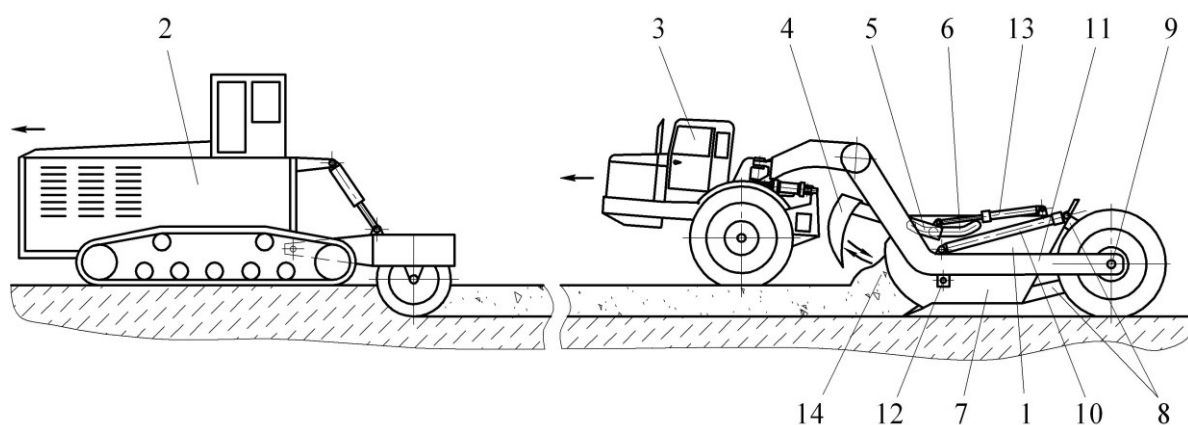


Рис. 2. Схема заполнения модернизированного колесного скрепера разрыхленной горной массой

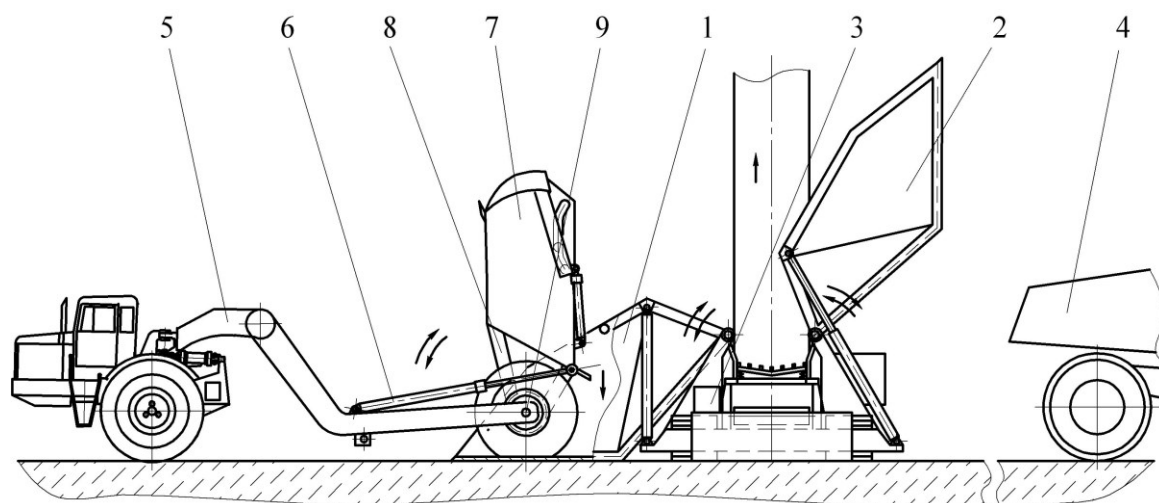


Рис. 3. Схема последовательной разгрузки транспортных средств в приемные бункеры перегрузочного комплекса

При разгрузке горной массы в приемные бункеры 1, 2 перегрузочного комплекса 3 автосамосвал 4 или модернизированный колесный скрепер 5 задним ходом частично въезжают в один из приемных бункеров (рис. 3).

Для разгрузки ковша колесного скрепера гидроцилиндры 6 подъема-опускания ковша полностью выдвигаются, при этом ковш 7 скрепера на кронштейнах 8 поворачивается относительно задней оси 9, в результате чего происходит гравитационная разгрузка горной массы из ковша скрепера. После выгрузки горной массы транспортные средства выезжают из приемных бункеров перегрузочного комплекса 3.

Часовая производительность комплекса может быть определена по формуле

$$\Pi = \frac{60Gn}{t},$$

где G – количество горной массы, перевозимой транспортным средством (автосамосвалом, колесным скрепером), т, предполагается, что вместимости ковша скрепера и кузова автосамосвала одинаковы; $n = 2$ – количество приемных бункеров перегрузочного комплекса (для увеличения производительности возможно использование комплекса с четырьмя приемными бункерами, расположенными по два с каждой из сторон перегрузочного комплекса); $t = 3 - 4$ мин – время одного цикла работы приемного бункера (складывается из времени маневрирования и разгрузки транспортного средства при заезде в бункер, подъема, разгрузки и опускания приемного бункера).

Как показывает анализ производственной деятельности отечественных предприятий, разработа-

тывающих месторождения известняков, основу парка автосамосвалов составляют машины номинальной грузоподъемностью 30–45 т. Для перемещения 35–40 т горной массы может быть использован после модернизации колесный скрепер ДЗ-13 с геометрической вместимостью ковша 21 м³. Таким образом, при объеме горной массы в 40 т в кузове транспортного средства производительность перегрузочного комплекса с двумя приемными бункерами может составлять 1200–1500 т/ч.

Заключение

Совершенствование конструкций горного оборудования и технологических схем его применения позволяет снизить себестоимость ведения добычных и транспортных работ. Опыт развития горно-транспортных систем при разработке месторождений показывает эффективность комбинированного карьерного транспорта. Развитие схем перегрузочного процесса с использованием комплексов с приемными бункерами повышает технико-экономические показатели горного производства. Выемка различными комплектами горного оборудования в зависимости от дальности транспортировки разрыхленной фрезерными машинами горной массы позволяет оптимизировать эксплуатационные затраты на функционирование сборочного карьерного транспорта. Предлагаемая конструкция модернизированного колесного скрепера позволяет вести выемку горной массы из траншеи с высоким коэффициентом наполнения ковша и наравне с автосамосвалами осуществлять разгрузку в приемные бункеры перегрузочного комплекса.

Список литературы

1. Яковлев В.Л. Состояние, проблемы и пути совершенствования открытых горных разработок // Горный журнал. 2009. № 11. С. 11–14.
2. Мельников Н.Н., Бусырев В.М. Концепция ресурсобалансированного освоения минерально-сырьевой базы // Минеральные ресурсы России. Экономика и управление. 2005. № 2. С. 58–64.
3. Трубецкой К.Н., Корнилков С.В., Яковлев В.Л. О новых подходах к обеспечению устойчивого развития горного производства // Горный журнал. 2012. № 1. С. 15–19.
4. Special equipment for quarry operations. Zement-Kalk-Gips Int. 2014, vol. 67, no. 10, p. 12.
5. Чебан А.Ю. Способ и оборудование для открытой разработки маломасштабных крутопадающих месторождений // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. № 3. С. 18–23.
6. Mobil Anlagen von Sandvik in Kasachstan. AT Miner. Process. Eur. 2015, vol. 56, no. 1–2, pp. 40–41.
7. Чебан А.Ю. Классификация технологических схем применения карьерных комбайнов // Системы. Методы. Технологии. 2015. № 2. С. 159–163.
8. Wirtgen surface mining for selective limestone mining in the North Caucasus / Russia. Zement-Kalk-Gips Int. 2014, vol. 67, no. 10, p. 18.
9. Швабенланд Е.Е. Применение послойно-порционной технологии добычи руды с использованием фрезерных комбайнов для рационального и комплексного освоения недр // Разведка и охрана недр. 2017. № 2. С. 38–42.
10. Drebenshtedt K., Pessler C. Calculation methods for mining machines. Materials of the international conference "Forum of miners – 2006". – D: National mining University, 2006, pp. 26–32.
11. Чебан А.Ю. Совершенствование безвзрывных циклично-поточных технологий добычи полезных ископаемых // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2016. Т.14. № 2. С. 5–9.
12. Санакулов К.С., Шелепов В.И. Глубокие вводы поточного звена ЦПТ в каптере «Мурунтау» // Рациональное освоение недр. 2011. № 4. С. 52–57.
13. Пат. 2084628 Российская Федерация, МПК E21C41/00. Погрузочное устройство / В.И. Слепян, А.Н. Пинчук, В.А. Дьяков, Е.Е. Гольдбукт, В.Е. Френкель; заявитель и патентообладатель В.И. Слепян №96 96101646; заявл. 30.01.1996, опубл. 20.08.1999.
14. Чебан А.Ю., Хрунина Н.П. Модернизация транспортно-перегрузочного оборудования при ведении открытых горных работ // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. № 1. С. 10–14.

Поступила 22.05.18

Принята в печать 02.07.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-40-45>

ENHANCED MINING AND HAULING EQUIPMENT COMPLEX TO BE USED TOGETHER WITH SURFACE MINERS

Anton Yu. Cheban – Senior researcher, Associate Professor

Institute of Mining, Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences, Khabarovsk, Russia.

E-mail: chebanay@mail.ru

Natalya P. Khrunina – Senior researcher

Institute of Mining, Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences, Khabarovsk, Russia.

E-mail: npetx@mail.ru

Dmitry V. Yakimenko – Postgraduate Student

Institute of Mining, Far Eastern Branch of the Russian Academy of Sciences, Khabarovsk, Russia.

E-mail: omts@intour.khv.ru.

Abstract

Relevance and Objectives. The emergence of new advanced mining machines, as well as conveying, drilling and loading equipment, predetermines changes in conventional opencast mining systems and introduction of new systems, in particular those relying on surface miners. Multi-purpose open pit transport finds an ever growing range of applications. At the same time, conveyors fall under the category of long-haul transport, while mine dump trucks or mining-and-hauling machines perform a gathering function as they collect rock from several surface miners and

transport it to the transfer point of the conveyor. There are transfer systems that are equipped with receivers used to transfer rock from mine dump trucks onto belt conveyors. If production units that use surface miners are located at different distances from the conveyor transfer point, the use of various machinery sets may be feasible to support mining and hauling operations. **Objective.** The objective of this research is to optimise the use of wheel scrapers for collecting rock and unloading it on the belt conveyors and to optimise the design of such wheel scrapers to ensure efficient excavation and further transfer of rock loosened by a surface miner. **Findings.** This article examines the

possibility of enhancing the mining-and-hauling complex by adding surface mining machinery. It is proposed to use retrofitted wheel scrapers for rock excavation and transportation in the areas that are not far from the transfer point while using bucket loaders and dump trucks to excavate and move rock from remote areas. A wheel scraper of the newer design is equipped with an active blade designed to intensify the final stage of the filling process and ensure a high hopper fill factor. The scraper turns its hopper and the material tumbles out into the receiving hoppers of the transfer point due to gravitation effect. Conclusions. One can optimize the costs of running collecting machinery and enhance the profitability of mining operations due to the application of different sets of mining equipment depending on the haulage range when hauling rock loosened by surface miners.

Keywords: Surface miners, rock mass, retrofitted wheel scrapers, dump trucks, transfer point, conveyor transport.

References

1. Yakovlev V.L. Status, problems and optimization paths in opencast mining. *Gornyj zhurnal* [Mining Journal], 2009, no. 11, pp. 11–14. (In Russ.)
2. Melnikov N.N., Busyrev V.M. Resource-balanced development of the mineral resources base. *Mineralnye resursy Rossii. Ekonomika i upravlenie* [Mineral resources of Russia. Economics and management], 2005, no. 2, pp. 58–64. (In Russ.)
3. Trubetskoy K.N., Kornilkov S.V., Yakovlev V.L. On new approaches to ensuring sustainable development in mining. *Gornyj zhurnal* [Mining Journal], 2012, no. 1, pp. 15–19. (In Russ.)
4. Special equipment for quarry operations. *Zement-Kalk-Gips Int.* 2014, vol. 67, no. 10, p. 12.
5. Cheban A.Yu. Method and equipment for opencast mining of small steeply dipping deposits *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2017, vol. 15, no. 3, pp. 18–23. (In Russ.)
6. Mobil Anlagen von Sandvik in Kasachstan. *AT Miner. Process. Eur.* 2015. vol. 56, no. 1–2, pp. 40–41.
7. Cheban A.Yu. Classification of surface miner operating procedures. *Sistemy. Metody. Tekhnologii* [Systems. Methods. Technologies], 2015, no. 2, pp. 159–163. (In Russ.)
8. Wirtgen surface mining for selective limestone mining in the North Caucasus / Russia. *Zement-Kalk-Gips Int.* 2014, vol. 67, no. 10, p. 18.
9. Schwabendland E.E. Use of surface miners for rational and integrated development of ore deposits. *Razvedka i okhrana nedr* [Exploration and conservation of mineral resources], 2017, no. 2, pp. 38–42. (In Russ.)
10. Drebenshtedt K., Pessler C. Calculation methods for mining machines. Materials of the international conference "Forum of miners – 2006". D: National mining University, 2006, pp. 26–32.
11. Cheban A.Yu. Enhancing the conveying technology in explosive-free mining. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2016, vol. 14, no. 2, pp. 5–9. (In Russ.)
12. Sanakulov K.S., Shelepov V.I. Implementation of continuous mining line at the Muruntau open pit. *Ratsionalnoe osvoenie nedr* [Mineral mining and conservation], 2011, no. 4, pp. 52–57. (In Russ.)
13. Slepian V.I., Pinchuk A.N., Dyakov V.A., Goldbukht E.E., Frenkel V.E. *Pogruzochnoe ustroystvo* [Loader]. Patent RF, no. 2084628, 1999.
14. Cheban A.Yu., Khrunina N.P. Modernization of transportation and handling equipment in opencast mining. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2017, vol. 15, no. 1, pp. 10–14. (In Russ.)

Received 22/05/18

Accepted 02/07/18

Образец для цитирования

Чебан А.Ю., Хрунина Н.П., Якименко Д.В. Совершенствование комплекса горнотранспортного оборудования для работы совместно с машинами послонного фрезерования // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 40–45. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-40-45>

For citation

Cheban A.Yu., Khrunina N.P., Yakimenko D.V. Enhanced mining and hauling equipment complex to be used together with surface miners. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 40–45. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-40-45>

МЕТАЛЛУРГИЯ ЧЕРНЫХ, ЦВЕТНЫХ И РЕДКИХ МЕТАЛЛОВ

УДК 669.162.24

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-46-56>

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ПОСТУПЛЕНИЯ КОМПОНЕНТОВ ШИХТЫ ПО КРУПНОСТИ ИЗ БУНКЕРА БЗУ В КОЛОШНИКОВОЕ ПРОСТРАНСТВО ПЕЧИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УСЛОВИЙ ЗАГРУЗКИ

Харченко А.С.

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

Аннотация

Постановка задач (актуальность работы) для достижения высоких технико-экономических показателей при выплавке чугуна в доменной печи необходимо обеспечивать равномерное окружное распределение материалов по видам и крупности. Поскольку шихта доменных печей является многокомпонентной, в сырьевой части которой помимо агломерата и окатышей могут присутствовать промывочные материалы, топливные добавки и материалы, формирующие гарнисаж, возникают сложности в обеспечении равномерного окружного распределения шихты. В связи с этим необходимо исследовать влияние различных параметров загрузки на равномерность поступления компонентов шихты по крупности из бункера бесконусного загрузочного устройства (БЗУ) лоткового типа в колошниковое пространство печи. Цель – выявление закономерностей поступления компонентов шихты по крупности из бункера БЗУ в колошниковое пространство печи для разработки рациональных режимов загрузки железорудных материалов в доменную печь, обеспечивающих повышение технико-экономических показателей плавки. Используемые методы (эксперименты): провели несколько серий экспериментов на лабораторной установке одноканального компактного загрузочного устройства лоткового типа, изготовленной в масштабе 1:5 по отношению к линейным размерам БЗУ доменных печей № 4 и 6 ПАО «ММК». В первой серии экспериментов исследовали изменение показателя равномерности поступления агломерата по крупности от содержания в нем фракции 1–5 мм в интервале от 1 до 18%, которую загружали в бункер загрузочного устройства в смеси с агломератом класса (–10) мм. При этом агломерат мелких классов располагали под фракцией +10 мм над ней и в среднем ее слое. Также фракцию +10 мм размещали в слое агломерата крупностью (–10) мм. При этом соотношение фракций +10 и (–10) мм составляло 90:10; 70:30; 50:50; 30:70; 10:90. Во второй серии экспериментов исследовали влияние последовательности загрузки компонентов шихты на показатель равномерности по крупности агломерата и окатышей в процессе поступления их из бункера БЗУ на лоток. Для этого окатыши загружали в нижнюю часть бункера БЗУ под агломератом, над ним и в слое между порциями агломерата в различных вариантах: 25:75; 50:50 и 75:25%, расположенными в бункере БЗУ соответственно под и над окатышами. Сравнили их с режимами загрузки агломерата в слой окатышей в различных вариантах: 25:75; 50:50 и 75:25%, расположенными в бункере БЗУ соответственно под и над агломератом. Долю окатышей меняли от 0,1 до 0,9 с шагом 0,2. При угле открытия шихтового затвора 50 градусов производили выпуск материалов. По ходу выпуска отбирали пробы, рассеивали материалы на классы: 1–3; 3–5; 5–8; 8–10; 10–12; 12–15; 15–17,5; 17,5–25; >25. После чего рассчитывали показатели равномерности поступления компонентов шихты из бункера БЗУ на лоток. Новизна: установлены закономерности поступления компонентов шихты по крупности из бункера БЗУ в колошниковое пространство печи в зависимости от условий загрузки. Результаты: разработаны математические зависимости очередности и равномерности поступления из шихтового бункера железорудных материалов по крупности при различных режимах загрузки. При загрузке материалов в бункер БЗУ для обеспечения более высокого показателя равномерности целесообразно в нижней части бункера располагать материал расход, которого наиболее высокий, а поверх него наиболее низкий. Увеличение содержания фракции 1–5 мм в агломерате в интервале от 1 до 10% при одновременном росте фракции (–10) мм от 10 до 90% за счет снижения доли агломерата крупностью +10 мм незначительно влияло на перераспределение агломерата фракции 1–5 мм в сформированных по ходу выпуска порциях. Средняя величина показателя равномерности составляет 0,88. Увеличение содержания фракции 1–5 мм от 10 до 18% значительно ухудшало равномерность ее поступления из бункера в колошниковое пространство печи. В первых порциях содержание мелочи составляло в среднем 10 %, а по истечении 60% времени выпуска материала от общей его продолжительности – 25%. Показатель равномерности снизился от 0,88 до

© Харченко А.С., 2018

0,62. В связи с этим превышение содержания фракции 1–5 мм границы в 10% будет отрицательно сказываться на газодинамике доменного процесса в отдельных секторах печи и, следовательно, сопровождаться ухудшением технико-экономических показателей. Для обеспечения равномерного распределения железорудного сырья по крупности в процессе выпуска его из бункера БЗУ в колошниковое пространство печи с целью достижения рационального распределения газового потока через слой шихты по окружности целесообразно материал с более высокой эквивалентной по поверхности крупностью располагать в слое материала с меньшей крупностью. Наиболее высокую равномерность поступления компонентов шихты по крупности из бункера БЗУ обеспечивает загрузка окатышей в середину слоя агломерата. При доле окатышей 38% от расхода железорудной части шихты величина показателя равномерности составила 0,90. Практическая значимость: использование разработанных режимов загрузки на доменных печах ПАО «ММК», оснащенных компактным БЗУ лоткового типа, повысит окружную равномерность распределения шихтовых материалов по крупности, что обеспечит увеличение технико-экономических показателей работы печи.

Ключевые слова: доменная печь, БЗУ лоткового типа, крупность шихты, окружное распределение, агломерат, окатыши.

Введение

Для работы доменной печи с высокой производительностью и низким удельным расходом кокса необходимо обеспечивать равномерное распределение материалов [1–4] и газов [5–9] по окружности печи и оптимальное размещение шихты по радиусу колошника [10]. Бесконусным загрузочным устройством лоткового типа (БЗУ) сложно обеспечить равномерное распределение шихты по окружности по разным причинам [11–15]. Одной из них является многокомпонентность загружаемой шихты [16,17]. Например, в ПАО «ММК» помимо железорудных материалов – агломерат и окатыши в ее составе присутствуют коксовый орешек или фракция, кварцит, промывочные материалы, такие как железная или марганцевая руды, конвертерный шлак, материалы, формирующие гарнисаж, например титаномагнетитовая руда, шунгит [18,19]. Кроме того, материалы поступают в доменную печь неоднородные по крупности и различные по качеству [20,21]. Это обеспечивает различную траекторию движения компонентов шихты от лотка до поверхности ранее сформировавшегося слоя [22], вследствие чего неравномерное протекание процессов восстановления и плавления по окружности печи [23–25]. В связи с этим необходимо выявить закономерности поступления компонентов шихты по крупности из бункера БЗУ в колошниковое пространство печи с целью разработки рациональных режимов загрузки железорудных материалов в доменную печь компактным бесконусным загрузочным устройством лоткового типа, обеспечивающих повышение технико-экономические показатели плавки.

Экспериментальная часть

Провели несколько серий экспериментов на лабораторной установке однократного компактного загрузочного устройства лоткового ти-

па, изготовленной в масштабе 1:5 по отношению к линейным размерам БЗУ доменных печей № 4 и 6 ПАО «ММК» [2].

В первой серии экспериментов исследовали следующие факторы:

- доля фракции 1–5 мм в агломерате при одновременном изменении соотношения агломерата крупностью более и менее 10 мм;
- расположение агломерата крупностью более 10 мм в слое агломерата крупностью менее 10 мм;
- расположение агломерата крупностью менее 10 мм в слое агломерата крупностью более 10 мм.

В качестве выходного параметра использовали показатель равномерности поступления агломерата из бункера БЗУ лоткового типа в колошниковое пространство ($K_{\text{КШ}}$), рассчитанный по формуле

$$K_{\text{КШ}} = 1 - \frac{\sigma_i}{K_{\text{Ш}}_{\text{ср}}}, \quad (1)$$

где σ_i – среднеквадратическое отклонение по массе i -х порций компонентов шихты, поступающих из бункера;

$K_{\text{Ш}}_{\text{ср}}$ – среднее значение поступающих из бункера порций шихты, по массе.

В процессе эксперимента в бункер БЗУ загружали агломерат фракцией 1–5 мм в смеси с агломератом крупностью (–10) мм, которую располагали под фракцией +10 мм над ней и в среднем ее слое. Также фракцию +10 мм размещали в слое агломерата крупностью (–10) мм. При этом соотношение фракций +10 и (–10) мм составляло 90:10; 70:30; 50:50; 30:70; 10:90. Долю фракции 1–5 мм изменяли в интервале от 1 до 18%. При угле открытия шихтового затвора 50 град производили выпуск материала. По ходу выпуска отбирали пробы, рассеивали агломерат на классы: 1–3; 3–5; 5–8; 8–10; 10–12; 12–15; 15–17,5;

17,5–25; >25. Определяли долю агломерата крупностью 1–5, (–10), +10 мм по ходу выпуска и затем по формуле (1) рассчитывали показатель равномерности поступления агломерата каждой фракции из бункера БЗУ.

Размещение агломерата фракции 1–5 мм в количестве 5,5% от его расхода в смеси с агломератом фракции (–10) мм под агломератом крупностью +10 мм при средневзвешенной крупности всего агломерата 12,2 мм сопровождалось поступлением максимального количества класса 1–5 мм в начале выпуска (рис. 1). В порциях, сформированных в период от 10 до 30% времени от общей продолжительности выпуска, эквивалентная по поверхности крупность агломерата была ниже средней исходной ее величины (рис. 2, А – соотношение крупности менее единицы). По истечении 40% времени от общей продолжительности выпуска содержание фракции 1–5 мм в формируемых по ходу выпуска порциях уменьшалось в соответствии с выражением 2 ($R^2 = 0,99$). Крупность поступающего из бункера агломерата превышала исходную среднюю ее величину (соотношение крупности более единицы). Средняя величина показателя равномерности поступления фракции 1–5 мм составила 0,71.

$$A_{1-5}^n = 5,7 - 0,67 \cdot e^{\tau_{\text{фп}}} - \frac{0,05 \ln(\tau_{\text{фп}})}{\tau_{\text{фп}}^2}, \quad (2)$$

где A_{1-5}^n – содержание агломерата фракции 1–5 мм по ходу выпуска при загрузке его под фракцией +10 мм;

$\tau_{\text{фп}}$ – доля времени формирования порции от общей продолжительности выпуска, 0–1.

При загрузке фракции 1–5 мм в составе агломерата крупностью (–10) мм после класса +10 мм в начале выпуска наблюдали минимальное содержание фракции 1–5 мм с последующим увеличением ее количества в порциях, формируемых по ходу выпуска согласно уравнению 3 ($R^2 = 0,99$). Средняя величина показателя равномерности поступления фракции 1–5 мм составила 0,63.

$$A_{1-5}^n = \tau_{\text{фп}}^{1,88} e^{-4,21-2,52 \cdot 10^{-2} \tau_{\text{фп}}}, \quad (3)$$

где A_{1-5}^n – содержание агломерата фракции 1–5 мм по ходу выпуска при загрузке его над фракцией +10 мм;

$\tau_{\text{фп}}$ – доля времени формирования порции от общей продолжительности выпуска, 0–100%.

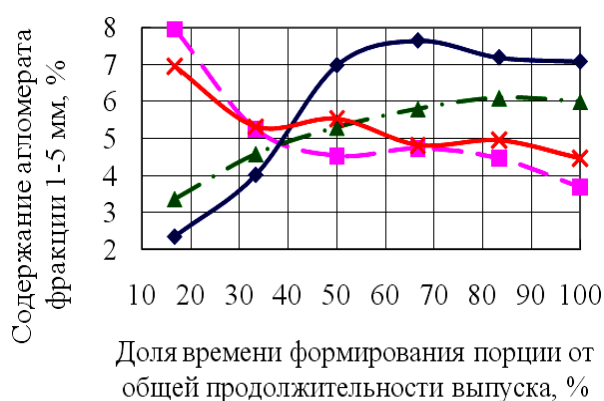


Рис. 1. Содержание агломерата фракции 1–5 мм по мере истечения материала из бункера БЗУ при загрузке фракции 1–5 мм совместно с агломератом крупностью (–10) мм в бункер под фракцию +10 мм (–■–), над ней (–◆–), в средний ее слой (–▲–) и расположении фракции +10 мм в слое агломерата крупностью (–10) мм (–×–)

Загрузка агломерата крупностью 1–5 мм в смеси с агломератом класса (–10 мм) в середину слоя фракции +10 мм обеспечивала величину показателя равномерности поступления агломерата класса 1–5 мм, равную 0,80. Характер изменения отношения эквивалентной по поверхности крупности агломерата по мере истечения его из бункера БЗУ к исходной ее величине незначительно отличался от такового при загрузке мелкого агломерата над слоем крупного (сравнение рис. 2, А и 2, Б). В начале выпуска поступали крупные частицы агломерата. По ходу выпуска крупность шихты уменьшалась и в последней порции отношение эквивалентной по поверхности крупности к исходной величине составляла 0,9. Максимальную величину показателя равномерности поступления агломерата крупностью 1–5 мм, равную 0,84, добились путем загрузки агломерата класса +10 между фракцией (–10) мм. Изменение эквивалентной по поверхности крупности агломерата по ходу выпуска было следующим: вначале поступали мелкие частицы шихты, после истечения 33,3% времени от общей продолжительности выпуска наблюдали среднюю ее величину (см. рис. 2, Б). Распределение агломерата фракции 1–5 мм по ходу выпуска при расположении мелкого агломерата в слое крупного и при размещении фракции +10 мм в слое агломерата (–10 мм) описывают соответственно следующие уравнения.

$$A_{1-5}^c = 7,8 + 8,3 \tau_{\text{фп}}^2 \cdot \ln(\tau_{\text{фп}}) - \frac{0,689}{\tau_{\text{фп}}}, \quad R^2 = 0,98, \quad (4)$$

где A_{1-5}^c – содержание агломерата фракции 1–5 мм по ходу выпуска при загрузке его в середину слоя фракции +10 мм;

$\tau_{\text{фп}}$ – доля времени формирования порции от общей продолжительности выпуска, 0–1;

$$A_{1-5}^m = 5,5 - 2,21 \cdot 10^{-5} \tau_{\text{фп}}^2 \ln(\tau_{\text{фп}}) + 3,53 \cdot 10^7 e^{-\tau_{\text{фп}}}, \quad R^2 = 0,93, \quad (5)$$

где A_{1-5}^m – содержание агломерата фракции 1–5 мм по ходу выпуска при загрузке фракции +10 мм в середину слоя класса (–10) мм;

$\tau_{\text{фп}}$ – доля времени формирования порции от общей продолжительности выпуска, 0–100%.

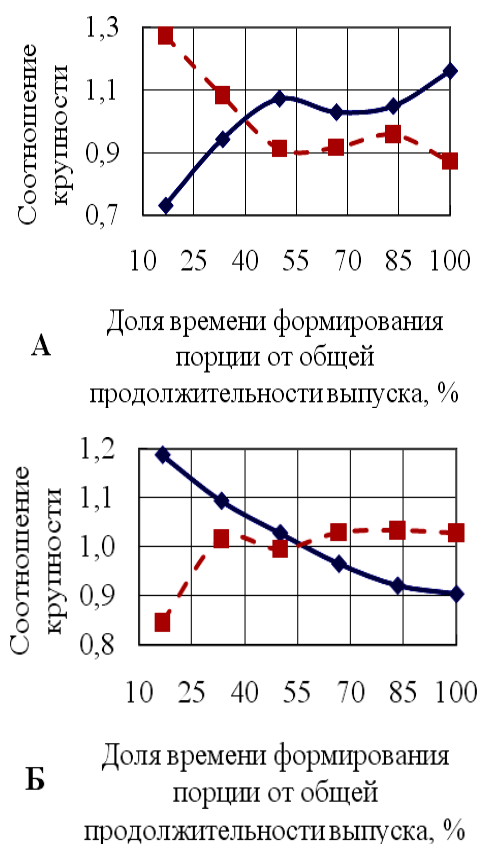


Рис. 2. Изменение отношения эквивалентной по поверхности крупности агломерата по мере истечения его из бункера БЗУ к исходной ее величине, при загрузке фракции 1–5 мм в бункере под фракцией +10 мм (—●—, А), над ней (---■---, А), в средний ее слой (—◆—, Б) и расположении фракции +10 мм в слое агломерата крупностью (–10) мм (---■---, Б)

Таким образом, можно сделать вывод, что для уменьшения содержания мелких фракций в осевой зоне доменной печи необходимо координи-

ровать последовательность загрузки компонентов шихты и направление движения углового положения лотка. При загрузке материала меньшей крупностью в нижнюю часть бункера БЗУ целесообразно производить выпуск в направлении движения лотка от периферии к центру. В условиях размещения материала меньшей крупностью в слое более крупного материала или над ним целесообразно изменение направления движения лотка от осевой зоны к периферии.

Увеличение содержания фракции 1–5 мм в агломерате в интервале от 1 до 10% при одновременном росте фракции (–10) мм от 10 до 90% за счет снижения доли агломерата крупностью +10 мм незначительно влияло на перераспределение агломерата фракции 1–5 мм в сформированных по ходу выпуска порциях (рис. 3). Средняя величина показателя равномерности составляет 0,88. Увеличение содержания фракции 1–5 мм от 10 до 18% значительно ухудшало равномерность ее поступления из бункера в колошниковое пространство печи. В первых порциях содержание мелочи составляло в среднем 10 %, а по истечении 60% времени выпуска материала от общей его продолжительности – 25%. Показатель равномерности снизился от 0,88 до 0,62. В связи с этим превышение содержания фракции 1–5 мм границы в 10% будет отрицательно сказываться на газодинамике доменного процесса в отдельных секторах печи и, следовательно, сопровождаться ухудшением технико-экономических показателей.

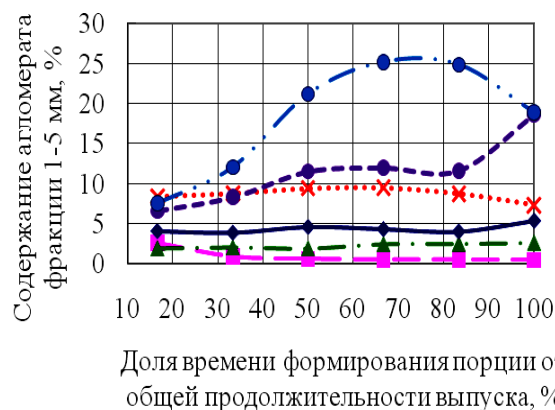


Рис. 3. Содержание агломерата фракции 1–5 мм по мере истечения из бункера БЗУ при доле ее в агломерате, %: 1 (—■—), 2,5 (---▲---), 4,5 (—◆—), 9 (---×---), 11,5 (—◆—) и 18 % (---●---)

Показатель равномерности агломерата всех фракций можно описать уравнениями:

$$K_{A1} = 0,792 + 0,047 A_{D>10} - 0,095 A_{D>10} A_{(-10)} - 0,338 A_{D>10}^2 - 0,047 A_{(-10)}^2, \quad (6)$$

где $A_{D>10}$ – содержание агломерата фракции +10 мм, располагающегося под агломератом фракции

(–10) мм (0–100), %;

$A_{(-10)}$ – содержание агломерата фракции –10 мм от его общего количества (10–90), %;

$$K_{A2} = 0,757 - 0,047 A_{D<10} - 0,021 A_{(-10)} - 0,095 A_{D>10} A_{(-10)} - 0,301 A_{D<10}^2 - 0,051 A_{(-10)}^2, \quad (7)$$

где $A_{D<10}$ – содержание агломерата фракции (–10) мм, располагающегося под агломератом фракции +10 мм (0–100), %;

$A_{(-10)}$ – содержание агломерата фракции –10 мм от его общего количества (10–90), %.

По критерию Фишера произвели проверку адекватности моделей и убедились в том, что уравнение соответствует экспериментальным данным. Коэффициенты детерминации R^2 , равные соответственно 0,98 и 0,99, показывают, что построенная регрессия объясняет более 98% разброса значений переменной КА относительно среднего.

При содержании в шихте агломерата фракции +10 мм 90% и класса (–10) мм 10% в условиях размещения их в бункере БЗУ в следующей последовательности: на дно бункера БЗУ крупный агломерат, затем мелкий, обеспечивало величину показателя равномерности, равную 0,68 (рис. 4, А). Загрузка в нижнюю часть бункера БЗУ мелкого агломерата с долей 0,1, после чего крупного с долей 0,9 понижала величину показателя равномерности от 0,68 до 0,21. Уменьшение содержания агломерата крупностью +10 мм в шихте от 90 до 10% за счет увеличения фракции (–10) мм от 10 до 90% при размещении в бункере БЗУ фракции +10 мм над фракцией (–10) мм сопровождалось ростом показателя равномерности от 0,21 до 0,73. В условиях расположения фракции +10 мм под фракцией (–10) мм величина показателя равномерности уменьшалась от 0,68 до 0,14.

Из этого следует, что показатель равномерности поступления агломерата имеет более высокую величину, равную 0,21 против 0,14, при расположении агломерата крупных классов над мелкой фракцией по сравнению с режимом загрузки предполагающим размещение в нижней части бункера крупного агломерата, после чего фракцию (–10) мм. Это является результатом более быстрого перемещения крупного агломерата к

выпускному отверстию, по сравнению с агломератом класса (–10) мм при загрузке каждого из них в бункер последним. Анализ закономерностей поступления фракций агломерата по ходу выпуска показал, что в первых двух порциях, сформированных по истечении 33,3% времени после начала выпуска, содержание агломерата крупностью +10 мм превышало содержание агломерата класса (–10) мм на 11,6% отн. Крупные частицы агломерата имеют меньшее число взаимных контактов по сравнению с мелкими, вследствие чего имеют меньшую величину внутреннего и внешнего трения. Наряду с увеличенной массой отдельных частиц это позволяет быстрее перемещаться им в разрыхленном слое шихты, тем самым улучшая равномерность поступления агломерата в целом.

Согласно рис. 4 для анализируемых режимов загрузки целесообразно в нижней части бункера располагать материал с подавляющим содержанием его в составе шихты, а поверх него материал с минимальным расходом. Более высокий показатель равномерности, равный 0,81, наблюдали при расположении 10% фракции (–10) мм между порциями агломерата крупностью +10 мм, равными 70 и 30% соответственно, расположенными под и над агломератом мелких классов (рис. 4, Б). Увеличение доли агломерата крупностью (–10) мм от 10 до 50% смещало экстремум в направлении уменьшения доли агломерата класса +10 мм, располагающегося под агломератом крупностью (–10) мм от 70 до 50%. Наиболее высокую величину показателя равномерности наблюдали при размещении агломерата фракции +10 мм в слое класса (–10) мм согласно рис. 5, А.

Из рис. 5, Б следует, что при равных долях крупной и мелкой фракций в составе шихты размещение агломерата крупности +10 мм в слое класса (–10) мм обеспечивало максимальную величину показателя равномерности, равную 0,79, против 0,73 в условиях расположения фракции (–10) мм в слое +10 мм.

Таким образом, можно сделать вывод, что для обеспечения равномерного распределения железорудного сырья по крупности в процессе выпуска его из бункера БЗУ в колошниковое пространство печи с целью достижения рационального распределения газового потока через слой шихты по окружности, целесообразно материал с более высокой эквивалентной по поверхности крупностью располагать в слое материала с меньшей крупностью. В железорудной части шихты, загружаемой в доменные печи ПАО «ММК», наиболее высокую эквивалентную по поверхности крупность имеют добавочные материалы. А

именно ее величина для окатышей составляет в среднем 12 мм, для коксового орешка – 18 мм, а для коксовой фракции и промывочных материалов превышает 30 мм, в то время как для агломерата она составляет 10 мм.

В связи с этим во второй серии экспериментов исследовали влияние последовательности загрузки компонентов шихты на показатель равномерности по крупности материалов (P_k) в процессе поступления их из бункера БЗУ на лоток, рассчитанный по формуле 8 [26]. Для этого окатыши загружали в нижнюю часть бункера БЗУ под агломератом, над ним и в слое между порциями агломерата в различных вариантах: 25:75; 50:50 и 75:25%, расположенными в бункере БЗУ соответственно под и над окатышами. Сравнили их с режимами загрузки агломерата в слой окатышей в различных вариантах: 25:75; 50:50 и 75:25%, расположенными в бункере БЗУ соответственно под и над агломератом. Долю окатышей меняли от 0,1 до 0,9 с шагом 0,2.

$$P_k = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\frac{f_{\text{экв}}}{f_{\text{срв}}} \right)_i - \sigma \left(\frac{f_{\text{экв}}}{f_{\text{срв}}} \right)_i \quad (8)$$

где P_k – показатель равномерности по крупности компонентов шихты в процессе поступления их из бункера БЗУ на лоток;

σ_i – среднеквадратическое отклонение однородности i -х порций шихты ($f_{\text{экв}}/f_{\text{срв}}$) по крупности, поступающих из бункера;

$f_{\text{экв}}, f_{\text{срв}}$ – значение эквивалентной по поверхности и средневзвешенной крупности порций шихты, поступающих из бункера;

n – число порций.

В результате установили зависимость величины показателя равномерности по крупности материалов от различных условий загрузки ($R^2=0,99$):

$$\begin{aligned} P_{k(\text{ЖРС})} = & 0,959 + 0,159 A_{\text{ДОБ}} + 0,22 \ln(D_{\text{ОК}}) - \\ & - 0,383 A_{\text{ДОБ}}^2 + 0,096 \cdot [\ln(D_{\text{ОК}})]^2 - \\ & - 0,264 A_{\text{ДОБ}} \ln(D_{\text{ОК}}) + 0,182 A_{\text{ДОБ}}^3 + \\ & + 0,016 [\ln(D_{\text{ОК}})]^3 - 0,043 A_{\text{ДОБ}} [\ln(D_{\text{ОК}})]^2 + \\ & + 0,133 A_{\text{ДОБ}}^2 \ln(D_{\text{ОК}}), \end{aligned} \quad (9)$$

где $A_{\text{ДОБ}}$ – доля агломерата, располагающегося под добавочными материалами в шихтовом бункере БЗУ, (0–1);

$D_{\text{ОК}}$ – доля окатышей в шихте (0,1–0,9) от расхода железорудного сырья.

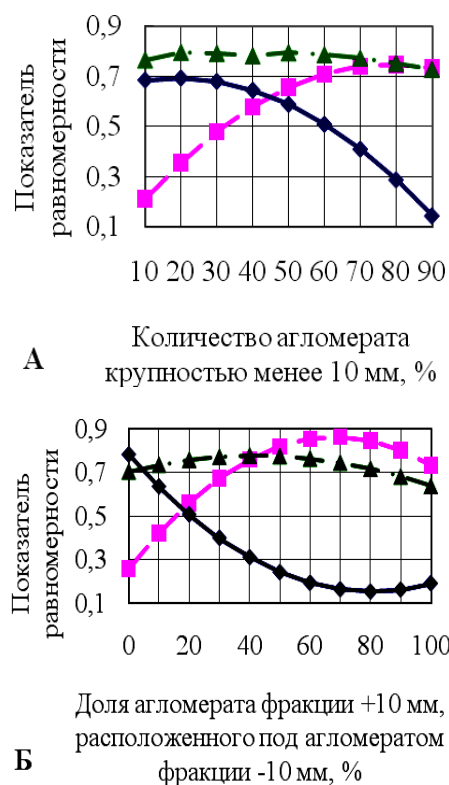


Рис. 4. Зависимость равномерности поступления агломерата из бункера БЗУ в колошниковое пространство печи от различных факторов:

А – доли фракции (–10) мм при расположении ее в среднем слое фракции +10 мм (–▲–) под ней (–■–), на ней (–◆–);

Б – доли фракции +10 мм, расположенной под фракцией (–10) мм при содержании в шихте последней: 10 % (–■–), 50 % (–▲–) и 90 % (–◆–)

Анализ результатов исследований при доле окатышей от железорудной части шихты в пределах 0,25–0,45, что соответствует средним изменениям для условий ПАО «ММК», показывает следующее. Наиболее низкий показатель равномерности по крупности железорудных материалов наблюдали при расположении окатышей в нижней части бункера БЗУ под агломератом. Такой режим загрузки компонентов шихты с долей окатышей в ней 0,38 обеспечивает поступление вначале выпуска крупных частичек (рис. 6, А). По ходу выпуска крупность поступающего на лоток материала уменьшалась. Коэффициент вариации соотношения крупности по ходу выпуска в данном случае имел максимальную величину, равную 13,4 (см. таблицу), что обеспечивало минимальную величину показателя P_k (ЖРС), равную 0,82 (см. таблицу). Загрузка окатышей в середину слоя агломерата, между порциями, сфор-

мированными из него, в количестве 25 и 75% от массы агломерата, расположенными в бункере БЗУ соответственно под и над окатышами, а также после агломерата, давали схожие результаты. Соотношение крупности по ходу выпуска изменялось незначительно. В начале выпуска наблюдали более высокое содержание

мелочи (рис. 6, Б), после чего поступали средние по крупности частицы компонентов шихты. Минимальные колебания изменения соотношения эквивалентной по поверхности крупности по ходу выпуска обеспечивало размещение окатышей в середине слоя агломерата (см. таблицу).

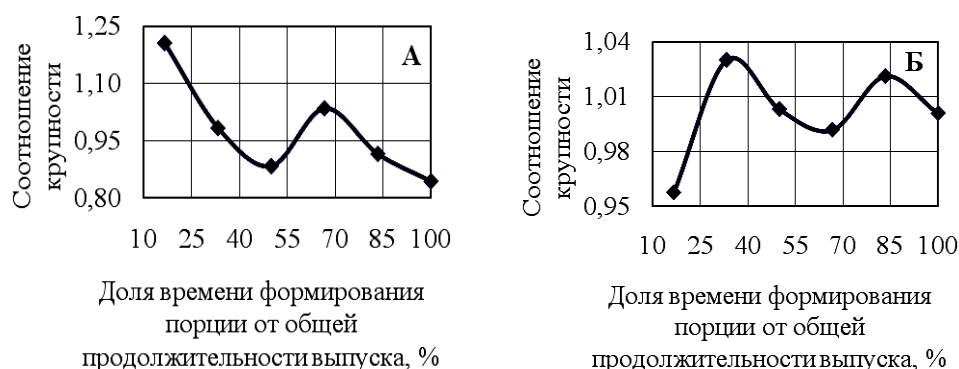
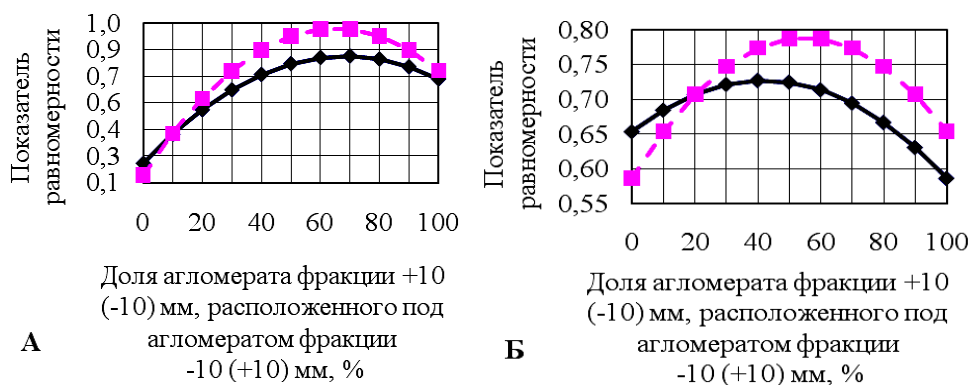


Рис. 6. Изменение отношения эквивалентной по поверхности крупности железорудных материалов по мере истечения их из бункера БЗУ к исходной ее величине, при загрузке окатышей в бункере под агломератом (А), в среднем его слое (Б)

Изменение показателей равномерности по крупности железорудных материалов по ходу выпуска при различной последовательности загрузки компонентов шихты и доле окатышей, равной 0,38, от расхода ЖРС

Доля агломерата, располагающегося под окатышами в бункере БЗУ, %	Показатель равномерности по крупности материалов в процессе поступления их из бункера БЗУ на лоток, рассчитанный по формуле (8) ($P_{к(ЖРС)}$)	Коэффициент вариации соотношения эквивалентной по поверхности крупности по ходу выпуска
0	0,82	13,4
25	0,89	2,6
50	0,90	2,5
75	0,89	4,6
100	0,87	4,5

Заключение

Установлены закономерности поступления компонентов шихты по крупности из бункера БЗУ в колошниковое пространство печи для различных условий загрузки, позволяющие равномерно распределять материалы по окружности печи. Разработаны математические зависимости очередности и равномерности поступления железорудных материалов по крупности из шихтового бункера БЗУ в колошниковое пространство печи при различных режимах загрузки.

При загрузке материалов в бункер БЗУ для обеспечения более высокого показателя равномерности целесообразно в нижней части бункера располагать материал, расход которого наиболее высокий, а поверх него наиболее низкий.

Для обеспечения равномерного распределения железорудного сырья по крупности в процессе выпуска его из бункера БЗУ в колошниковое пространство печи с целью достижения рационального распределения газового потока через слой шихты по окружности целесообразно материал с более высокой эквивалентной по поверхности крупностью располагать в слое материала с меньшей крупностью. Наиболее высокую равномерность поступления компонентов шихты по крупности из бункера БЗУ обеспечивает загрузка окатышей в середину слоя агломерата. При доле окатышей 38% от расхода железорудной части шихты величина показателя равномерности составила 0,90.

Список литературы

1. Совершенствование режимов загрузки и дутья на доменных печах ПАО МК «АЗОВСТАЛЬ» / Тонких Д.А., Кариков С.А., Тараканов А.К. и др. // *Металлург.* 2013. № 9. С. 42–48.
2. Сибатуллин С.К., Харченко А.С. Выявление рациональной последовательности набора компонентов сырья в бункер БЗУ лоткового типа физическим моделированием // *Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова.* 2015. №3. С. 28–34.
3. Анализ особенностей формирования порций и истечения материалов из бункера БЗУ при загрузке шихты / Пыхтеева К.Б., Загайнов С.А., Тлеугабулов Б.С., Филиппов В.В., Журавлев Д.Л., Николаев Ф.П. // *Сталь.* 2008. № 6. С. 14–19.
4. Воронцов В.В., Степанов А.Т. К вопросу о распределении шихтовых материалов по окружности колошника доменной печи // *Вестник Череповецкого государственного университета.* 2010. № 1. С. 129–133.
5. Андронов В.Н., Белов Ю.А. Оценка эффективности распределения дутья и природного газа по фурмам // *Сталь.* № 9. 2002. С. 15–17.
6. Повышение равномерности распределения дутья по окружности горна доменной печи / Лялюк В.П., Тараканов А.К., Кассим Д.А., Ризницкий И.Г. // *Металлург.* 2018. № 2. С. 30–34.
7. Стабилизация соотношения расходов природного газа и дутья по фурмам доменной печи / Сибатуллин С.К., Харченко А.С., Полинов А.А. и др. // *Теория и технология металлургического производства.* 2014. № 1 (14). С. 23–25.
8. Совершенствование доменного процесса за счет создания условий для увеличения потребления природного газа применением сырья повышенной прочности / Сибатуллин С.К., Харченко А.С., Чернов В.П., Бегинюк В.А. // *Черные металлы.* 2017. № 8. С. 27–33.
9. Дружков В.Г., Ширшов М.Ю. Совершенствование узла подвода горячего дутья в кольцевой воздухопровод доменной печи // *Металлург.* 2016. № 12. С. 39–42.
10. Товаровский И. Г. Прогнозная оценка влияния шихтовых материалов по радиусу колошника на процессы и показатели доменной плавки // *Металлург.* 2014. № 8. С. 46–52.
11. Влияние различных факторов на равномерность распределения коксового орешка в колошниковом пространстве доменной печи, оснащенной БЗУ лоткового типа / Харченко А.С., Сибатуллин С.К., Гущенко Д.Н., Теплых Е.О. // *Теория и технология металлургического производства.* 2010. № 1. С. 33–38.
12. Zhao Huatao, Zhu Minghua, Du Ping. Uneven distribution of burden materials at blast furnace top with parallel bunkers. *ISIJ International* 2012. Vol. 52. No. 12. P. 2177–2185.
13. Kaoru Nakano, Kohei Sunahara, Takanobu Inada. Advanced Supporting System for Burden Distribution Control at Blast Furnace Top. *ISIJ International.* 2010. Vol. 50. No. 7. P. 994–999.
14. Zhao-jie Teng, Shu-sen Cheng, Peng-yu Du, Xi-bin Guo. Mathematical model of burden distribution for the bell-less top of a blast furnace. *International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials.* 2013, Volume 20, Issue 7, pp. 620–626.
15. Выявление источников неравномерного распределения компонентов железорудной шихты, загружаемой в доменную печь / Сибатуллин С.К., Савинов А.С., Харченко А.С., Девятченко Л.Д. // *Черная металлургия.* 2017. № 12 (1416). С. 30–36.
16. Зависимость равномерности поступления агломерата и окатышей в колошниковое пространство печи от последовательности размещения их в бункере БЗУ / Сибатуллин С.К., Теплых Е.О., Харченко А.С., Махмутов Р.Ф., Семенюк М.А., Бегинюк В.А. // *Теория и технология металлургического производства.* 2012. № 12. С. 16–21.
17. Sibagatullin, S.K., Kharchenko, A.S., Logachev, G.N. The rational mode of nut coke charging into the blast furnace by compact trough-type charging device // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology.* 2016. № 86. P. 531–537.
18. Влияние расхода конвертерного шлака на показатели работы доменных печей / Полинов А.А., Павлов А.В.,

- Логачёв Г.Н., Онорин О.П., Спирин Н.А. // *Металлург.* 2017. № 4. С. 41–47.
19. Работа доменных печей ОАО «ММК» с высокой долей окатышей в шихте. Часть 1 / Павлов А.В., Онорин О.П., Спирин Н.А., Полинов А.А. // *Металлург.* 2016. № 6. С. 36–42.
 20. Семенов Ю.С. Выбор рациональных режимов загрузки доменной печи, оборудованной БЗУ, для условий работы с малой массой подачи и с нестабильным качеством шихтовых материалов // *Черная металлургия.* 2013. № 12. С. 14–19.
 21. Прочностные характеристики коксового орешка различного происхождения / Сибгатуллин С.К., Харченко А.С., Теплых Е.О., Степанов Е.Н., Мезин Д.А., Фетисов В.Б. // *Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова.* 2012. № 1. С. 19–21.
 22. Предпусковые исследования загрузки и распределения шихты в доменной печи большого объема / Большаков В.И., Богачев Ю.А., Вишняков В.И. и др. // *Черная металлургия.* Бюл. НТЭИ. 2008. № 6. С. 14–19.
 23. Mousa E., Senk D., Babich A. Reduction of Pellets-Nut Coke Mixture under Simulating Blast Furnace Conditions // *Steel Research International.* 2010. Vol.81. Issue 9. P. 706–715.
 24. Mousa E., Senk D., Babich A. Einfluss von Brechkoks auf das Reduktionsverhalten von Eisenerzsinter // *Tagungsband zum 24. Aachener Stahlkolloquium Metallurgie, "Rohstoffe-Werkstoffe-Gesellschaft", 17–18.09.2009, Aachen.* Aachen: Mainz, 2009. P. 67–77.
 25. S. Watakabe, K. Takeda, H. Nishimura, S. Goto, N. Nishimura, T. Uchida, M. Kiguchi // *ISIJ International.* 2006. Issue 4. P. 513–522.
 26. Действие различных факторов на равномерность поступления шихтовых материалов по крупности из бункера БЗУ лоткового типа / Сибгатуллин С.К., Харченко А.С., Бегинюк В.А., Харченко Е.О., Сибгатуллина М.И., Минакаев С.Р., Савченко Г.Ю. // *Теория и технология металлургического производства.* 2016. № 2 (19). С. 8–12.

Поступила 20.08.18

Принята в печать 20.09.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-46-56>

SIZE RELATED CHARGING PATTERNS DICTATED BY CHARGING CONDITIONS WHEN COMPONENTS ARE FED FROM THE BLT CHARGING HOPPER TO THE FURNACE TOP

Aleksandr S. Kharchenko – PhD (Eng.), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: as.mgtu@mail.ru

Abstract

Problem Statement (Relevance): To achieve a high-performance iron smelting process in a blast furnace, it is necessary to ensure an even peripheral distribution of charge materials by type and size. Because the blast furnace burden is comprised of multiple components, which, in addition to sinter and pellets, may include flushing materials, fuel additives and kish forming components, achieving an even peripheral distribution of the charge may be a challenging task. In connection with the above, it would be necessary to study how different charging parameters influence the charging pattern in terms of the size distribution of the components, which are fed from the bell-less top (BLT) charging system hopper into the furnace top. The objective is to identify the charging patterns in terms of the size distribution of the charge components, which are fed from the BLT charging hopper into the furnace top, aimed at the development of efficient iron ore charging regimes delivering an enhanced smelting performance. **Methods Applied (Experiments):** A series of experiments was carried out using a laboratory installation of a single-track compact charging device with a chute, which is a 1:5 scale copy of the BLT charging systems installed on MMK's Blast Furnaces No. 4 and No. 6. The first series of experiments focused on monitoring how the size uniformity index of the charged sinter was changing depending on the concentration of 1–5 mm particles in the range from 1

to 18%, which were loaded into the charging hopper blended with the (–10) mm sinter. At the same time a finer sinter was placed below the +10 mm class, above it and in the middle layer. The +10 mm sinter was also placed in the layer of the (–10) mm sinter. The following +10 to (–10) mm ratios were used: 90:10; 70:30; 50:50; 30:70; 10:90. In the second series of experiments, the authors looked at how the charging sequence can influence the size uniformity of the charged sinter and pellets as they are fed from the BLT charging hopper onto the chute. For this, pellets were charged in the bottom of the hopper under the sinter, above it and in the layer between the sinter portions at different ratios: 25:75; 50:50 and 75:25 %, which were placed in the hopper underneath and above the pellets correspondingly. This was compared with the regimes when sinter was fed into the layer of pellets at different ratios: 25:75; 50:50 and 75:25 %, which were placed in the hopper underneath and above the sinter correspondingly. The share of pellets varied from 0.1 to 0.9 with a 0.2 step. The materials were released with the chute door open at 50 degrees. Samples were taken during the release, the materials were sieved to form the following classes: 1–3; 3–5; 5–8; 8–10; 10–12; 12–15; 15–17.5; 17.5–25; > 25. After that, the authors analysed the distribution of the charge components being fed from the hopper into the chute. **Originality:** The authors established how the charging conditions can influence the size distribution patterns of the charge components being fed from the BLT charging hopper into the furnace top.

Findings: The authors established mathematical dependencies for the charging sequence and the size distribution of iron ore fed from the charging hopper under different charging regimes. To ensure a higher uniformity index, when loading materials into the BLT charging hopper it would be advisable to place the material that is consumed most at the bottom of the hopper, while the material seeing the lowest rate of consumption should be placed above the former. A higher percent of the 1–5 mm particles in the sinter in the range from 1 to 10% and an increased concentration of the (–10) mm particles from 10 to 90% due to a lower share of the +10 mm sinter did not produce any significant effect on the 1–5 mm sinter redistribution in the charged portions. The average uniformity index was 0.88. An increase in the concentration of the 1–5 mm material from 10 to 18 % would considerably affect the hopper-to-furnace top charging uniformity. The fines averaged 10% in the first portions and 25 % when the release time was 60% over. The uniformity index dropped from 0.88 to 0.62. Consequently, the concentration of the 1–5 mm material exceeding 10% will impact the gas dynamics in particular zones of a blast furnace and, therefore, will affect the furnace performance. To ensure an even size distribution of iron ore being fed from the BLT charging hopper into the furnace top to maintain an optimum peripheral distribution of gas travelling through the burden, the material with a higher equivalent surface area should be in the layer of smaller size material. The best size distribution of the charge components being fed from the BLT charging hopper is achieved when pellets are fed in the middle of the sinter layer. When pellet accounted to 38% of the iron ore charge, the uniformity index was 0.90. Practical Relevance: The developed charging regimes applied to MMK's blast furnaces equipped with compact BLT charging systems with a chute will enhance the peripheral size distribution of the charge materials, which will lead to enhanced furnace performance.

Keywords: Blast furnace, BLT charging system with a chute, charge size, peripheral distribution, sinter, pellets.

References

1. Tonkikh D.A., Karikov S.A., Tarakanov A.K. et al. Optimisation of the charging and blasting regimes for the blast furnaces operated by AZOVSTAL. *Metallurg* [Metallurgist], 2014, vol. 57, no. 9–10, pp. 797–803. (In Russ.)
2. Sibagatullin S.K., Kharchenko A.S. Identification of an efficient sequence of charging components of raw materials into the hopper of the bell-less charging device of a chute type by physical modeling. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2015, no. 3 (51), pp. 28–34. (In Russ.)
3. Pykhteeva K.B., Zagainov S.A., Tleugabulov B.S., Filippov V.V., Zhuravlev D.L., Nikolaev F.P. Analysis of portion formation and materials flow from the BLT hopper during burdening. *Stal* [Steel], 2008, no. 6, pp. 14–19. (In Russ.)
4. Vorontsov V.V., Stepanov A.T. On the peripheral distribution of charge materials at the blast furnace top. *Vestnik Cherepovetskogo gosudarstvennogo universiteta* [Bulletin of Cherepovets State University], 2010, no. 1, pp. 129–133. (In Russ.)
5. Andronov V.N., Belov Yu.A. Efficiency analysis of the blast and natural gas distribution between tuyeres. *Stal* [Steel], 2002, no 9, pp.15–17. (In Russ.)
6. Lyalyuk V.P., Tarakanov A.K., Kassim D.A., Riznitsky I.G. Optimised peripheral distribution of blast air in a blast furnace. *Metallurg* [Metallurgist], 2018, vol. 62, 2, pp. 119–124. (In Russ.)
7. Sibagatullin S.K., Kharchenko A.S., Polinov A.A. et al. Stabilization of the natural gas flow to blast air flow ratios between tuyeres. *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva* [Theory and technology of steel making], 2014, no. 1 (14), pp. 23–25. (In Russ.)
8. Sibagatullin, S.K., Kharchenko, A.S., Chernov V.P., Beginyuk V.A. Improvement of blast furnace practice due to creation of the conditions for elevation of natural gas consumption via usage of raw materials with increased strength. *Chernye metally* [Ferrous metals], 2017, no. 8, pp. 27–33. (In Russ.)
9. Druzhkov V.G., Shirshov M.Yu. Improving the junction between the hot-blast main and the bustle pipe of a blast furnace. *Metallurg* [Metallurgist], 2017, vol. 60, no. 11–12, pp. 1239–1242. (In Russ.)
10. Tovarovsky I. G. Predictive assessment: How the peripheral distribution of the charge materials at the blast furnace top can influence the smelting processes and indicators. *Metallurg* [Metallurgist], 2014, no. 8, pp. 46–52. (In Russ.)
11. Kharchenko A.S., Sibagatullin S.K., Gushchenko D.N., Teplykh E.O. The influence of various factors on the coke nut distribution in the throat area of a blast furnace equipped with a bell-less top charging device with a chute. *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva* [Theory and technology of steel making], 2010, no. 1, pp. 33–38. (In Russ.)
12. Zhao Huatao, Zhu Minghua, Du Ping. Uneven distribution of burden materials at blast furnace top with parallel bunkers. *ISIJ International* 2012, vol. 52, no. 12, pp. 2177–2185.
13. Kaoru Nakano, Kohei Sunahara, Takanobu Inada. Advanced Supporting System for Burden Distribution Control at Blast Furnace Top. *ISIJ International*. 2010, vol. 50, no. 7, pp. 994–999.
14. Zhao-jie Teng, Shu-sen Cheng, Peng-yu Du, Xi-bin Guo. Mathematical model of burden distribution for the bell-less top of a blast furnace. *International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials*. 2013, vol. 20, iss. 7, pp. 620–626.
15. Sibagatullin S.K., Kharchenko A.S., Devyatchenko L.D. Improvement of iron ore burden components distribution when charging into blast furnace top by physical and mathematical modeling of fixed effects. *Chernaya metallurgiya* [Ferrous metallurgy], 2017, no. 12, pp. 30–36. (In Russ.)
16. Sibagatullin S.K., Teplykh E.O., Kharchenko A.S., Makhmutov R.F., Semenyuk M.A., Beginyuk V.A. The dependence of the distribution of sinter and pellets arriving at the furnace top on their arrangement in the BLT charging system hopper. *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo*

- proizvodstva* [Theory and technology of steel making], 2012, no. 1 (12), pp. 16–21. (In Russ.)
17. Sibagatullin, S.K., Kharchenko, A.S., Logachev, G.N. The rational mode of nut coke charging into the blast furnace by compact trough-type charging device. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2016, no. 86, pp. 531–537.
 18. Polinov A.A., Pavlov A.V., Logachev G.N., Onorin O.P., Spirin N.A. Effect of the converter slag consumption on the blast furnace performance. *Metallurg* [Metallurgist], 2017, no. 4, pp. 1–8. (In Russ.)
 19. Pavlov A.V., Polinov A.A., Onorin O.P., Spirin N.A. Performance of MMK's blast furnaces with a high percent of pellets in the burden. Part 1. *Metallurg* [Metallurgist], 2016, no. 6, pp. 36–42. (In Russ.)
 20. Semenov Yu.S. Identifying optimum charging regimes for a blast furnace with a BLT charging system for the operation with small feeds and inconsistent quality burden materials. *Chernaya metallurgiya* [Feroous mettallurgy], 2013, no. 12, pp. 14–19. (In Russ.)
 21. Sibagatullin S.K., Kharchenko A.S., Teplykh E.O., Stepanov E.N., Mezin D.A., Fetisov V.B. Quality comparison of coke nuts. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2012, no. 1, pp. 19–21. (In Russ.)
 22. Bolshakov V.I., Bogachev Yu.A., Vishnyakov V.I. et al. Prestart analysis of the charge and burden distribution in a large blast furnace. *Chernaya metallurgiya. Byulleten NTEI* [Feroous metallurgy. Scientific and economic bulletin], 2008, no. 6, pp. 14–19. (In Russ.)
 23. Mousa E., Senk D., Babich A. Reduction of Pellets–Nut Coke Mixture under Simulating Blast Furnace Conditions / *Steel Research International*. 2010, vol. 81, iss. 9, pp. 706–715.
 24. Mousa E., Senk D., Babich A. Einfluss von Brechkoks auf das Reduktionsverhalten von Eisenerzsinter. Tagungsband zum 24. Aachener Stahlkolloquium Metallurgie, "Rohstoff-Werkstoffe-Gesellschaft", 17–18.09.2009, Aachen. Aachen: Mainz, 2009, pp. 67–77.
 25. S. Watakabe, K. Takeda, H. Nishimura, S. Goto, N. Nishimura, T. Uchida, M. Kiguchi. *ISIJ International*. 2006, iss. 4, pp. 513–522.
 26. Sibagatullin S.K., Kharchenko A.S., Beginyuk V.A., Kharchenko E.O., Sibagatullina M.I., Minikaev S.R., Savchenko G.Yu. Effect of various factors on the size distribution of the charge materials being fed from the BLT charging hopper. *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva* [Theory and technology of steel making], 2016, no. 2. (19), pp. 8–12. (In Russ.)

Received 20/08/18

Accepted 20/09/18

Образец для цитирования

Харченко А.С. Закономерности поступления компонентов шихты по крупности из бункера БЗУ в колошниковое пространство печи в зависимости от условий загрузки // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 46–56. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-46-56>

For citation

Kharchenko A.S. Size related charging patterns dictated by charging conditions when components are fed from the BLT charging hopper to the furnace top. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 46–56. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-46-56>

ЛИТЕЙНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

УДК 669.2/.8:53.09

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-57-66>

ВОЗДЕЙСТВИЕ ИМПУЛЬСНОГО МАГНИТНОГО ПОЛЯ НА РАСПЛАВ ПАРАМАГНИТНОГО МЕТАЛЛА ПРИ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ

Долгушин Д.М.¹, Дубский Г.А.¹, Нефедьев А.А.¹, Риве В.В.¹, Долгушина О.В.¹, Кайпер А.²¹Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия²Школа Северного моря, Санкт-Петербург, Германия

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): при исследовании влияния магнитного поля на кристаллизующийся расплав основным узлом в экспериментальной установке является управляемый кристаллизатор, позволяющий изменять градиент температуры охлаждаемого расплава и величину напряженности магнитного поля (постоянного или переменного). Для количественной оценки влияния этих параметров на процесс кристаллизации необходима теоретическая оценка факторов, связанных с магнитным полем и градиентом охлаждения. В известной научной литературе подобных оценок не приводится. В настоящей работе представлено описание уникального, созданного в нашей лаборатории, управляемого кристаллизатора, а также теория воздействия импульсного магнитного поля на парамагнитный расплав в процессе кристаллизации. Цель работы: разработка теории воздействия импульсного магнитного поля на парамагнитный металл и проведение количественных оценок результата воздействия. Используемые методы: теоретические исследования на основе системы фундаментальных электродинамических уравнений Максвелла, а также законов Био-Савара-Лапласа, Ома, Ампера. Результат: рассмотрены основные механизмы воздействия импульсного магнитного поля на кристаллизующийся расплав. Рассчитаны: 1) радиальная компонента магнитного давления, действующая на расплав; 2) давление, действующее на торцы расплава; 3) количество джоулевого тепла, вводимого в расплав за время действия одного импульса магнитного поля. Показано: 1) радиальное магнитное давление достигает существенного значения и является знакопеременным за время действия импульса разряда; 2) давление на торцы расплава незначительно; 3) джоулево тепло, вводимое в расплав вихревыми токами за время действия импульса разряда, может достигать более 30 Дж при $U_0 = 1000$ В. Практическая значимость: полученные результаты будут использованы при анализе экспериментальных данных по кристаллизации силуминов под действием магнитного поля и без него в управляемом кристаллизаторе. Также полученные результаты могут быть использованы при разработке новых методов, способов или технологий получения материалов с наперед заданными физико-механическими свойствами.

Ключевые слова: управляемый кристаллизатор, расплав парамагнитного металла, алюминий, импульсное магнитное поле, пондеромоторные силы, переходные процессы, количество теплоты.

Введение

В настоящее время трудно себе представить такие отрасли производства, как авиастроение, ракетостроение, автомобилестроение и другие без сложных алюминиевых сплавов с наперед заданными физико-механическими свойствами. Наиболее востребованными алюминиевыми сплавами являются силумины, обладающие достаточно хорошими литейными свойствами, позволяющими получать полуфабрикаты и готовые изделия [1–2]. Качество, технологичность и комплекс физико-механических свойств этих продук-

тов во многом зависит от дефектности отливок и микроструктуры литого металла после его кристаллизации в кристаллизационной форме.

Ввиду особенностей физических свойств алюминия [3], для получения качественных литых полуфабрикатов и изделий необходимы дополнительные внешние воздействия на кристаллизующийся расплав сплава. В настоящее время все чаще [4–12] используют различные физические поля, воздействующие на кристаллизующийся расплав конструкционного металла. В данной работе рассмотрены пондеромоторные и другие воздействия со стороны магнитного поля на исследуемые расплавы парамагнитных силуминов.

© Долгушин Д.М., Дубский Г.А., Нефедьев А.А., Риве В.В., Долгушина О.В., Кайпер А., 2018

Кристаллизатор

Для проведения исследования разработана и изготовлена экспериментальная установка, состоящая из: 1) электрической печи сопротивления на силовых стержнях; 2) управляемого кристаллизатора, совмещенного с короткой катушкой, позволяющей создавать магнитное поле (постоянное или переменное), вектор индукции которого направлен по оси тигля, вводимого в кристаллизатор.

Упрощенная схема кристаллизатора представлена на **рис. 1**. В структуру данного кристаллизатора входят: 1 – алундовая труба, соосная с нагревательным каналом печи сопротивления на силовых стержнях; 2 – асбест; 3 – отражательный экран из нержавеющей стали; 4 – охлаждаемая «рубашка»; 5 – тигель с расплавом; 6 – каркас катушки (соленоида), создающей магнитное поле; 7 – обмотка катушки (соленоида); 8 – хромель-алюмелевая термопара (ТХА) для контроля и измерения температуры стенки кристаллизатора; 9 – ТХА для контроля и измерения температуры кристаллизующегося расплава; 10 – электропечь кристаллизатора.

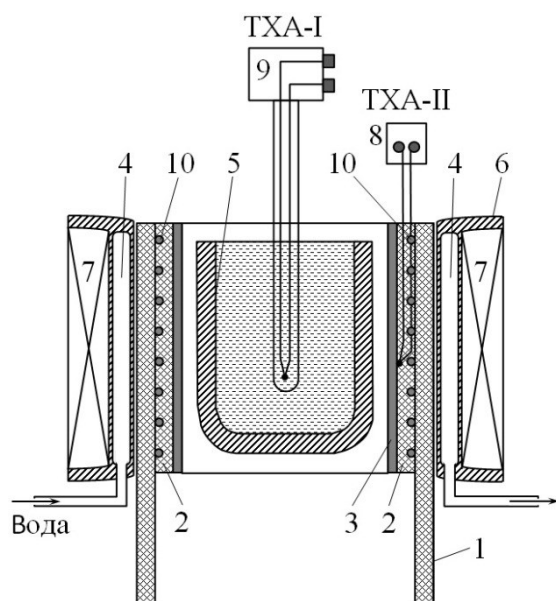


Рис. 1. Упрощенная схема кристаллизатора, совмещенного с катушкой импульсного магнитного поля

Соосное положение трубы 1 с нагревательным каналом печи позволяет с помощью специального устройства тигель 5 с пробой и термопарой ТХА-I перемещать из печи сразу в кристаллизатор и обратно. В этом случае время, затраченное на процесс перемещения расплава из печи в кристаллизатор, составляет не более 2 с.

Это позволяет наблюдать и контролировать процесс кристаллизации пробы (под воздействием внешнего магнитного поля и без него) непосредственно сразу от температуры, до которой был доведен расплав в печи. Наличие слоя асбеста 2, отражательного экрана 3 и охлаждаемой рубашки 4 предотвращает перегрев обмотки 7 соленоида. А электропечь 10 позволяет поддерживать постоянный температурный градиент между кристаллизующимся расплавом и стенкой кристаллизатора.

Для создания импульсного магнитного поля обмотка соленоида включается в разрядный контур, принципиальная схема которого представлена на **рис. 2**. Режим работы данной схемы такой, что ключи К1 и К2 включаются поочередно. Вначале включается К1, а К2 выключен. При этом происходит зарядка конденсатора C до разности потенциалов U_0 . Затем К1 выключается и включается К2, вследствие чего конденсатор разряжается на катушку L . После разрядки конденсатора и исчезновении электрических колебаний в данном контуре ключ К2 выключается, и далее повторяется весь цикл заново. При этом схема работает в автоматическом режиме, что обеспечивается дополнительными (не изображенными на данной схеме) электрическими узлами управления работой ключей К1 и К2.

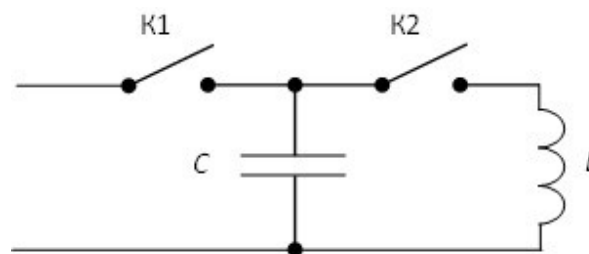


Рис. 2. Схема разрядного контура

Теория переходных процессов и пондеромоторных сил

Рассмотрим переходные процессы, протекающие в LC -контуре, после замыкания ключа К2. Примем момент замыкания ключа К2 за начальный, т.е. в момент его замыкания время $t=0$. Тогда получим, что в начальный момент конденсатор заряжен до максимальной разности потенциалов U_0 , а в катушке индуктивности L ток равен нулю. Так как пластины конденсатора замкнуты катушкой, то он начнет разряжаться, и в данном контуре возникнут электрические колебания. При этом заряд конденсатора будет меняться по закону

$$q = q_0 \exp(-\beta t) \cos(\omega t), \quad (1)$$

где $q_0 = CU_0$ – заряд конденсатора в момент замыкания ключа К2; $\beta = R/(2L)$ – коэффициент затухания электрических колебаний; R – активное сопротивление обмотки соленоида; $\omega = \sqrt{\omega_0^2 - \beta^2}$ – циклическая частота затухающих колебаний; $\omega_0 = 1/\sqrt{LC}$ – собственная циклическая частота колебательного контура.

Тогда из определения силы электрического тока $I = \frac{\partial q}{\partial t}$ получаем зависимость силы тока в катушке от времени в виде

$$I = q_0 \exp(-\beta t)(-\beta \cos(\omega t) - \omega \sin(\omega t)).$$

Полученное выражение для силы тока умножаем и делим на $\omega_0 = \sqrt{\omega^2 + \beta^2}$ и, введя обозначение $\sin \varphi = \omega / \omega_0$ и $\cos \varphi = -\beta / \omega_0$, после некоторых математических преобразований зависимость силы тока от времени будет иметь вид

$$I = I_0 \exp(-\beta t) \cos(\omega t + \varphi). \quad (2)$$

Здесь амплитудное значение силы тока в начальный момент времени $I_0 = \omega_0 q_0 = \omega_0 CU_0 = U_0 / Z$, а $Z = \sqrt{L/C}$ – волновое сопротивление колебательного контура. В последнем выражении для силы тока аргумент косинуса содержит введенную величину φ , которая имеет смысл опережения по фазе колебаний электрического тока перед колебаниями напряжения, при этом $\frac{\pi}{2} \leq \varphi \leq \pi$.

На **рис. 3** представлены характерные зависимости от времени электрического заряда q в конденсаторе и силы тока I в катушке, полученные согласно выражениям (1) и (2). Причем следует заметить, что здесь представлены зависимости для одного такта замыкания ключа К2 (**см. рис. 2**). Поэтому в автоматическом режиме работы разрядного контура в катушке будут периодически возникать импульсы тока, соответствующие **рис. 3**. А период следования таких импульсов будет равен периоду работы схемы управления ключами К1 и К2.

Индукция магнитного поля, создаваемого в катушке, пропорциональна величине электрического тока $B \sim I$. Поэтому для магнитной индукции в центре катушки с учетом (2) можно записать следующую формулу:

$$B = B_0 \exp(-\beta t) \cos(\omega t + \varphi), \quad (3)$$

где амплитудное значение индукции магнитного поля B_0 в начальный момент времени можно оценить через амплитудное значение силы тока I_0 по закону Био-Савара-Лапласа. Конечное выражение для индукции магнитного поля B_0 на оси соленоида в его центре имеет вид

$$B_0 = \mu_0 \mu n I_0 \frac{l}{\sqrt{d^2 + l^2}} = \frac{\mu_0 \mu n U_0 l}{Z \sqrt{d^2 + l^2}}.$$

Здесь $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м; μ – магнитная проницаемость среды внутри соленоида; l – длина соленоида; d – средний диаметр соленоида; $n = \frac{N}{l}$ – число витков на единицу длины соленоида, где N соответственно общее число витков.

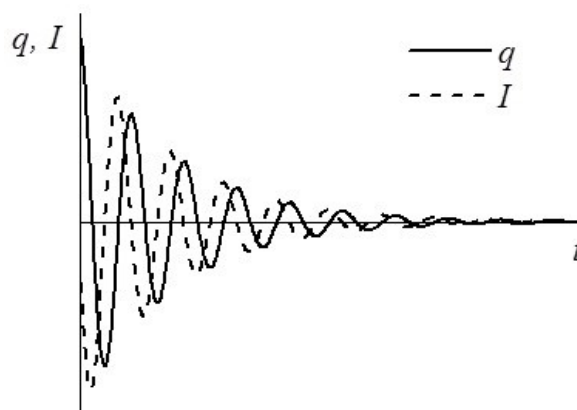


Рис. 3. Зависимость заряда на конденсаторе и силы тока в катушке от времени

График зависимости индукции магнитного поля от времени внутри катушки, соответствующий выражению (3), качественно совпадает с графиком зависимости силы тока от времени (**см. рис. 3**). Поэтому не будем останавливаться на графическом представлении данной зависимости.

Оценим наибольшую величину индукции магнитного поля внутри катушки, т.е. величину, соответствующую первой точке экстремума функции (3). Для этого сначала необходимо найти момент времени, когда наблюдается данный экстремум, т.е. решить уравнение $\frac{\partial B}{\partial t} = 0$.

Решение последнего уравнения приводит к следующему значению момента времени:

$$t_m = \frac{3\pi - 4\varphi}{2\omega}. \quad (4)$$

Следует отметить, что при поиске точки экстремума необходимо учитывать, что $\frac{\pi}{2} \leq \varphi \leq \pi$ и должно выполняться условие $\omega t > 0$ (т.к. время и частота колебаний – положительные величины). Для дальнейших расчетов необходимы числовые значения параметров разрядного контура, которые в нашем случае имеют следующие значения: $C=600$ мкФ, $R=0,4$ Ом, $L=2,9$ мГн, $N=225$, $l=0,07$ м, $d=0,07$ м, $\mu=1$ и $U_0=300 \div 1000$ В.

Вычисления показывают, что модуль индукции магнитного поля B в точке экстремума принимает значения в диапазоне от 0,34 до 1,14 Тл. Подробные результаты расчетов значения модуля индукции магнитного поля при различных значениях начального напряжения U_0 на конденсаторе представлены на рис. 4.

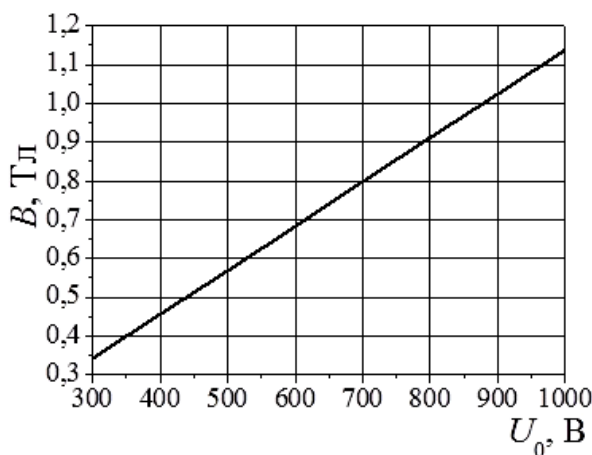


Рис. 4. Зависимость индукции магнитного поля от начального напряжения на конденсаторе

Таким образом, расчеты показывают, что внутри катушки возбуждаются сильные импульсные магнитные поля. Магнитное поле такой величины должно оказывать существенное влияние на расплав в процессе его кристаллизации.

Рассмотрим пондеромоторные силы, действующие на расплав со стороны импульсного магнитного поля. В экспериментальной установке расплав содержится в тигле цилиндрической формы и помещен внутрь катушки соосно с ней так, что центр масс расплава совпадает с центром катушки. При этом внутренний радиус тигля $r_0=0,01$ м, а расплав заполняет его на высоту $h=0,07$ м. Поэтому, учитывая симметрию установки, введем цилиндрическую систему координат с осью z , совпадающей с осью катушки. Тогда индукция магнитного поля внутри катушки будет направлена вдоль оси z .

Согласно законам электродинамики, изменяющееся магнитное поле создает вихревое электрическое:

$$\text{rot } \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}. \quad (5)$$

Так как вектор магнитной индукции имеет только компоненту $B_z=B$, то согласно последнему уравнению у вектора $\text{rot } \mathbf{E}$ не нулевой будет тоже только компонента, направленная вдоль оси z . Тогда выражение (5) после преобразования запишется для цилиндрической системы координат в виде

$$\frac{1}{r} \frac{\partial(rE)}{\partial r} = -\frac{\partial B}{\partial t}, \quad (6)$$

где E – азимутальная компонента электрического поля в цилиндрической системе координат; r – радиальная координата цилиндрической системы координат.

Следовательно, возбуждаемое внутри расплава электрическое поле в каждой его точке будет направлено перпендикулярно радиусу этой точки, т.е. силовые линии электрического поля будут иметь форму окружностей с центром на оси симметрии образца.

Подстановка выражения (3) в уравнение (6) и решение полученного уравнения приводят к выражению, характеризующему закон изменения напряженности электрического поля внутри расплава. Данное решение имеет вид

$$E = -E_0 \exp(-\beta t) \cos(\omega t + 2\varphi), \quad (7)$$

где $E_0 = \omega_0 B_0 r$ – амплитудное значение напряженности электрического поля в начальный момент времени, т.е. в момент замыкания ключа К2 (см. рис. 2); r – радиальная координата.

На рис. 5 наглядно представлено сравнение характерных качественных зависимостей от времени индукции магнитного поля и напряженности электрического поля. Эти зависимости получены на основе выражений (3) и (7). Видно, что между колебаниями магнитного и электрического полей имеется сдвиг фаз. Из сравнения формул (3) и (7) следует, что этот сдвиг фаз равен $(\pi - \varphi)$, причем колебания магнитного поля опережают колебания электрического. Отличие же по фазе колебаний является следствием затухания в колебательном контуре.

Появление электрического поля в расплаве приводит к возникновению электрического тока. Согласно закону Ома, плотность электрического тока связана с напряженностью электрического

поля следующим выражением:

$$\mathbf{j} = \sigma \mathbf{E},$$

где $\mathbf{j}$ – вектор плотности электрического тока; σ – удельная проводимость расплава. Так как основным элементом в расплаве является алюминий, то для дальнейших расчетов примем $\sigma = 37 \times 10^6$ См/м (удельная проводимость алюминия). Вектор плотности электрического тока сонаправлен вектору напряженности электрического поля, поэтому в расплаве будут индуцироваться переменные круговые электрические токи, плотность которых определяется по следующей формуле:

$$j = -j_0 \exp(-\beta t) \cos(\omega t + 2\varphi). \quad (8)$$

Здесь $j_0 = \sigma E_0 = \sigma \omega_0 B_0 r$.

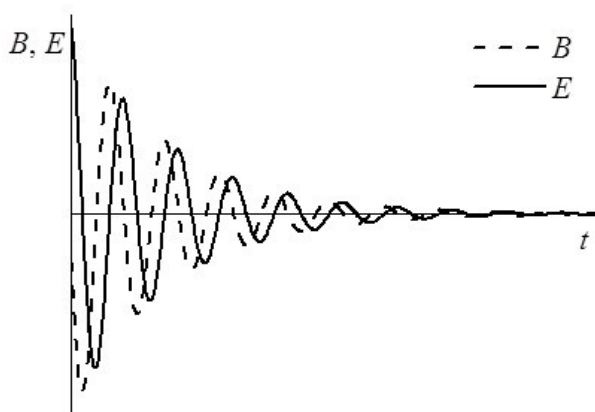


Рис. 5. Качественные зависимости от времени индукции магнитного поля и напряженности электрического

На проводник с током в магнитном поле действует сила Ампера со стороны этого поля. Объемная плотность этой силы определяется выражением

$$\mathbf{f} = [\mathbf{j} \times \mathbf{B}].$$

Расписывая векторное произведение и учитывая направления векторов плотности тока $\mathbf{j}$ и магнитной индукции $\mathbf{B}$, получаем, что вектор объемной плотности силы Ампера имеет только радиальную компоненту, которая определяется выражением

$$f = -f_0 \exp(-2\beta t) \cos(\omega t + \varphi) \times \cos(\omega t + 2\varphi), \quad (9)$$

где $f_0 = j_0 B_0 = \sigma \omega_0 B_0^2 r$. График качественной зависимости плотности силы от времени пред-

ставлен на рис. 6. Отрицательное значение силы соответствует ее направлению к оси образца, а положительное значение – от оси. Момент времени, соответствующий первому наибольшему действию магнитного поля на расплав, равен моменту времени первой точки экстремума функции (9), который определяется из следующей формулы:

$$t_f = \frac{1}{\omega} \left(\arccos \left(\frac{\sin(\varphi)}{\sqrt{2}} \right) + \pi - 2\varphi \right). \quad (10)$$

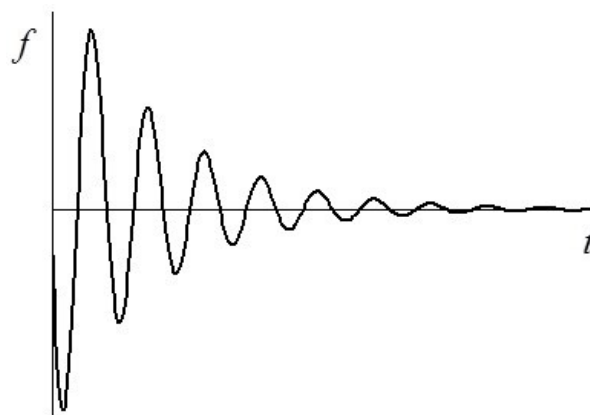


Рис. 6. Качественная зависимость плотности силы Ампера от времени

Вычислим радиальное давление, оказываемое магнитным полем на расплав, для момента времени, соответствующего выражению (10). Так как давление – это сила, приходящаяся на единицу поверхности, то

$$p = \frac{F}{S},$$

где в качестве поверхности S возьмем поверхность расплава, соответствующую фронту кристаллизации. В момент начала кристаллизации эта поверхность соответствует внутренней боковой поверхности тигля, поэтому $S = 2\pi r_0 h$. Величину силы F , действующей на расплав, найдем с помощью интегрирования выражения (9) по объему V , занимаемому расплавом в тигле:

$$F = \int_V f dV.$$

После интегрирования получаем следующее выражение:

$$F = -\frac{2}{3} \pi \sigma \omega_0 B_0^2 h r_0^3 \exp(-2\beta t) \times \cos(\omega t + \varphi) \cos(\omega t + 2\varphi). \quad (11)$$

Тогда выражение для давления с учетом $S = 2\pi r_0 h$ запишется в виде

$$p = -\frac{1}{3} \sigma \omega_0 B_0^2 r_0^2 \exp(-2\beta t) \times \cos(\omega t + \varphi) \cos(\omega t + 2\varphi). \quad (12)$$

При этом давление со знаком «-» соответствует сжимающему действию, а со знаком «+» – расширяющему действию. Кроме этого, полученная зависимость давления от времени качественно соответствует зависимости от времени объемной плотности силы. Поэтому первое наибольшее по модулю значение давления определяется также моментом времени t_f , вычисленным по формуле (10). А ранее были представлены расчеты индукции магнитного поля (рис. 4), соответствующие моменту времени t_m , вычисленному по формуле (4). Так как моменты времени t_m и t_f различны, то в момент, когда магнитное поле оказывает наибольшее действие на расплав, величина индукции магнитного поля будет отличаться от значения, приведенного на рис. 4. На рис. 7 представлено сравнение значений магнитной индукции, рассчитанных для обоих моментов времени. Видно, что в момент времени t_f значение магнитной индукции несколько меньше, чем в момент времени t_m .

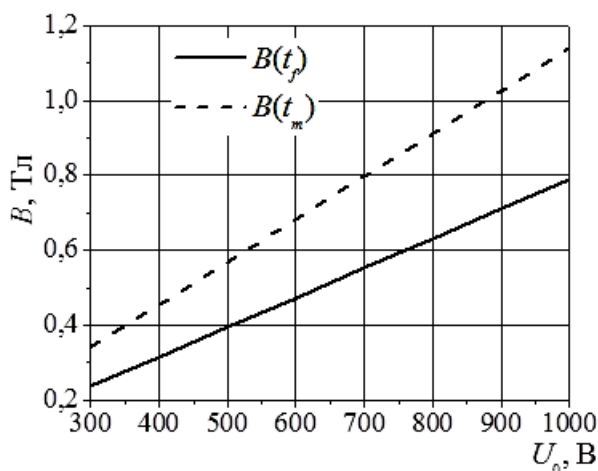


Рис. 7. Сравнение значений индукции магнитного поля, вычисленных для моментов времени t_m и t_f (см. формулы (4) и (10)), в зависимости от начального напряжения на конденсаторе

Расчеты по формуле (12) показывают, что в момент времени t_f давление на расплав со стороны магнитного поля достигает значения 3×10^5 Па, т.е. 3 атмосфер. Данный расчет произведен при начальном значении напряжения на конденсаторе $U_0 = 700$ В. Подробные результаты

расчета давления в зависимости от времени представлены на рис. 8. Здесь также результаты получены при $U_0 = 700$ В.

На рис. 9 представлены результаты расчета давления в момент времени t_f при различных значениях начального напряжения U_0 на конденсаторе. По графику виден нелинейный характер полученной зависимости. Анализ формулы (12) показывает, что эта зависимость квадратичная.

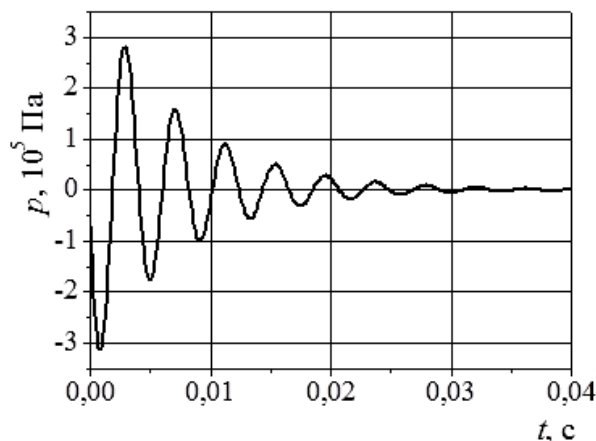


Рис. 8. Зависимость давления от времени

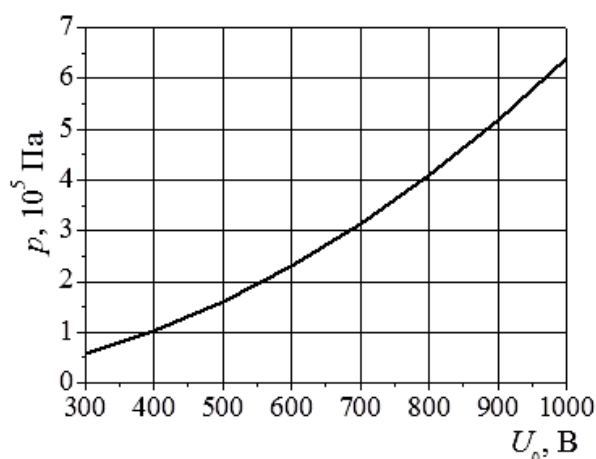


Рис. 9. Зависимость давления от начального напряжения на конденсаторе

Рассмотрим далее действие магнитного поля на расплав вдоль оси тигля на границе расплав–воздух. Известно, что магнитное давление на границе двух магнетиков определяется выражением

$$p_{||} = \left| \frac{\mathbf{B}_1 \mathbf{H}_1}{2} - \frac{\mathbf{B}_2 \mathbf{H}_2}{2} \right|. \quad (13)$$

Здесь у давления индекс «||» означает, что это давление действует вдоль оси соленоида, а $\mathbf{B}_1$, $\mathbf{H}_1$ и $\mathbf{B}_2$, $\mathbf{H}_2$ – индукция и напряженность магнитного поля в расплаве и в воздухе соответственно. При вычислениях опустим знак модуля

в выражении (13). Тогда если полученное значение давления будет иметь знак «+», то это будет означать действие давления, направленное из соленоида, а знак «-» – направленное внутрь соленоида.

Так как длина соленоида равна высоте расплава в тигле, то граница расплав-воздух находится на торце этого соленоида. А это означает, что магнитное поле здесь не будет однородным, и, следовательно, вектор магнитной индукции и вектор напряженности будут иметь по две компоненты, направленные вдоль оси соленоида и вдоль его радиуса. Учитывая такую геометрию магнитного поля и условия на границе для векторов магнитной индукции и напряженности, формула (13) переписывается в следующем виде:

$$p_{\parallel} = \frac{\chi B_r^2}{2\mu_0} - \frac{\chi B_z^2}{2\mu_0} = p_r + p_z, \quad (14)$$

где χ – магнитная восприимчивость расплава (для алюминия $\chi=16 \times 10^{-6}$); B_r – радиальная компонента вектора магнитной индукции на торце соленоида внутри расплава; B_z – осевая компонента вектора магнитной индукции на

торце соленоида внутри расплава; $p_r = \frac{\chi B_r^2}{2\mu_0}$ –

давление, связанное с радиальной компонентой вектора магнитной индукции; $p_z = -\frac{\chi B_z^2}{2\mu_0}$ – дав-

ление, связанное с осевой компонентой вектора магнитной индукции. При этом p_r направлено из катушки, p_z – внутрь катушки, а направление результирующего давления $p_{\parallel}$ будет зависеть от числовых значений B_r и B_z вдоль радиуса катушки.

Получить аналитические выражения зависимостей $B_r(r)$ и $B_z(r)$ не удалось, поэтому для оценки значений B_r и B_z была разработана компьютерная программа на основе закона Био-Савара-Лапласа. Результаты расчетов данной программы представлены на **рис. 10**. Расчет производился на торце соленоида вдоль его радиуса от точки, лежащей на оси соленоида, до точки, находящейся на расстоянии двух радиусов от его оси. Полученные результаты качественно соответствуют действительному поведению магнитного поля. Перемена знака компоненты B_z означает изменение ее направления на противоположное.

Так как внутренний радиус тигля равен 0,01 м, то из полученных данных на **рис. 10** для вычисления давления нас интересует лишь диапазон по r от 0 до 0,01 м. В указанном диапазоне осевая компонента магнитной индукции значи-

тельно превышает радиальную компоненту. Поэтому результирующее давление на границе расплав-воздух будет направлено внутрь расплава, т.е. внутрь соленоида.

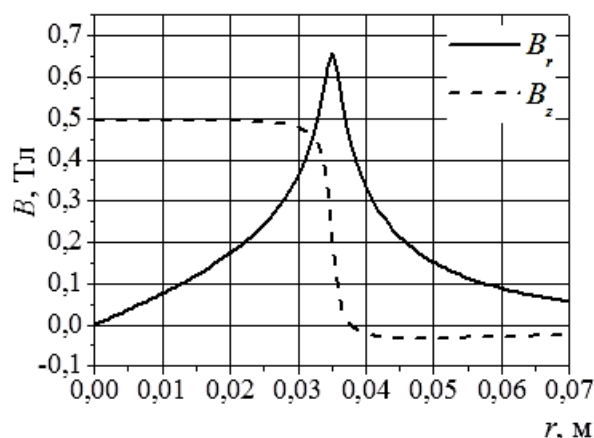


Рис. 10. Распределение радиальной и осевой компонент вектора магнитной индукции вдоль радиуса соленоида возле его торца

На **рис. 11** представлено распределение давлений p_r , p_z и результирующего давления $p_{\parallel}$ вдоль радиуса расплава. Результаты получены также с использованием выше указанной компьютерной программы и формулы (14). Видно, что результирующее давление направлено внутрь соленоида и практически не меняется вдоль всего радиуса расплава.

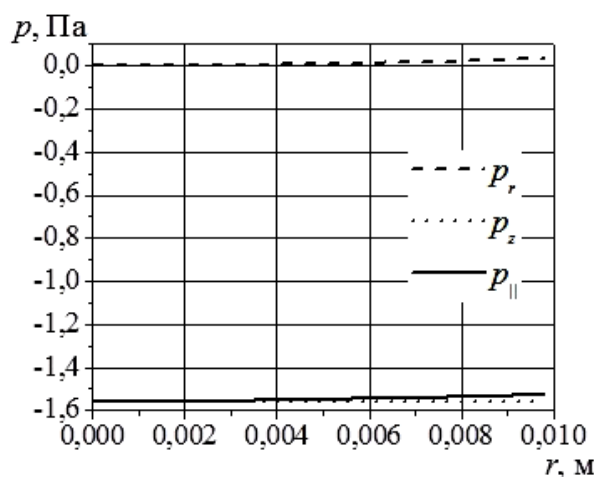


Рис. 11. Распределение осевого давления на расплав вдоль его радиуса

Тепловой эффект воздействия импульсного магнитного поля

Далее оценим величину количества теплоты, вводимое в исследуемый образец вихревыми токами, за время действия разрядного импульса тока в катушке индуктивности, т.е. за время одного

такта замыкания ключа К2 (см. рис. 2). Согласно закону Джоуля-Ленца в дифференциальной форме объемная плотность выделяемой тепловой мощности в проводнике определяется выражением

$$w = \sigma E^2, \quad (15)$$

где E определяется по формуле (7), с учетом которой выражение (15) переписывается в виде

$$w = \sigma \omega_0^2 B_0^2 r^2 \exp(-2\beta t) \cos^2(\omega t + 2\varphi). \quad (16)$$

Величину выделяемой тепловой мощности найдем, проинтегрировав выражение (16) по всему объему образца. После интегрирования получаем

$$P_w = \frac{4}{5} \pi \sigma \omega_0^2 B_0^2 r_0^5 \exp(-2\beta t) \cos^2(\omega t + 2\varphi). \quad (17)$$

Результаты вычисления выделяемой тепловой мощности внутри расплава по формуле (17) в зависимости от времени представлены на рис. 12. Результаты расчетов тепловой мощности соответствуют одному такту замыкания ключа К2.

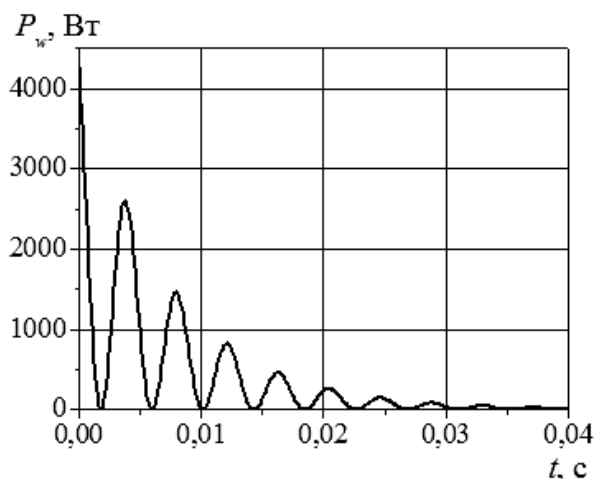


Рис. 12. Тепловая мощность, выделяемая внутри расплава в зависимости от времени

Для определения количества теплоты необходимо найти интеграл от выражения (17) следующего вида:

$$Q = \int_0^{\tau} P_w dt.$$

Здесь τ — время, соответствующее одному такту замыкания ключа К2. После интегрирования получаем

$$Q = \frac{\pi \sigma \omega_0^2 B_0^2 r_0^5}{5\beta} \left[\cos^2(\varphi) + \cos^2(2\varphi) - \exp(-2\beta \tau) (\cos^2(\omega \tau + \varphi) + \cos^2(\omega \tau + 2\varphi)) \right] \quad (18)$$

Результаты вычисления количества теплоты, полученные по формуле (18), в зависимости от начального значения напряжения U_0 на конденсаторе, представлены на рис. 13.

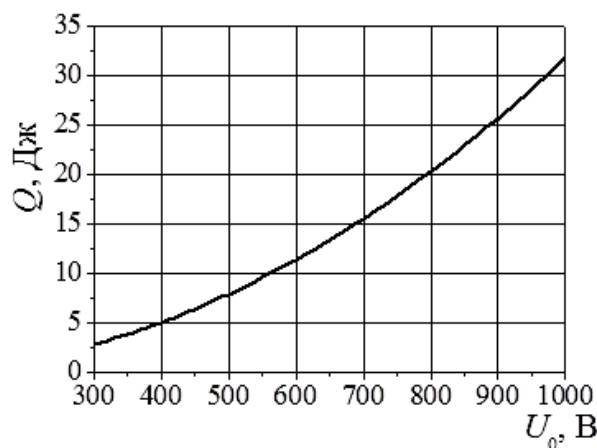


Рис. 13. Количество теплоты, вводимое в расплав, в зависимости от начального напряжения на конденсаторе

Заключение

Проведенные расчеты различных механизмов воздействия импульсного магнитного поля на расплав парамагнитного металла и их анализ позволяют сделать следующие выводы:

1. Импульсное магнитное поле является эффективным внешним энергосиловым фактором, способным влиять на энергетическое и динамическое состояние расплава [13].

2. Установлено, что импульсное магнитное поле изменяет статическое внутреннее давление в парамагнитном расплаве.

3. Проведенные расчеты показывают, что магнитное поле увеличивает значение потенциала Гиббса для жидкой фазы на величину $\Delta G(H) = \alpha H^2$, что ведет к возрастанию скрытой теплоты фазового перехода $L \rightarrow S$ [13].

4. Наведенные импульсным магнитным полем токи Фуко увеличивают за счет Джоулева тепла внутреннюю энергию расплава и создают гидродинамические эффекты в нем.

Полученные результаты планируется использовать при анализе экспериментальных данных по кристаллизации парамагнитных расплавов под действием магнитного поля и без него в управляемом кристаллизаторе. Также полученные результаты могут быть использованы при разработке новых методов, способов или технологий получения материалов с наперед заданными физико-механическими свойствами.

Список литературы

1. Дибров И.А. Состояние и перспективы развития производства отливок из алюминиевых сплавов в России // Литейщик России. 2007. № 5. С. 28–29.
2. Ren-Guo Guan, Tie D. A review on grain refinement of aluminum alloys: progresses, challenges and prospects. *Acta Metall. Sinica*. 2017. Vol. 30(5). P. 409–432.
3. Термовременная обработка алюминиевых сплавов / Ф.М. Котлярский, Г.П. Борисов, В.М. Дука и др. // Процессы литья. 2012. № 3. С. 42–52.
4. Deev V.B., Selyanin I.F., Kutsenko A.I., Belov N.A., Ponomareva K.V. Promising resource saving technology for processing melts during production of cast aluminum alloys. *Metallurgist*. 2015. Vol. 58. No. 11–12. P. 1123–1127.
5. Ефимов В.А., Эльдарханов А.С. Физические методы воздействия на процессы затвердевания сплавов. М.: Металлургия, 1995. 272 с.
6. Заббаров Р., Бибииков А.М., Живодёров В.М. Структурные изменения и свойства алюминиевых сплавов, обработанных магнитным полем // Металлургия машиностроения. 2009. № 6. С. 25–27.
7. Ловцов Д.П. Перспективные технологические методы управления качеством отливок // Литейщик России. 2004. № 6. С. 8–10.
8. Propescu M., Vagra B. Microstructure of aluminum alloys solidified by rotating electric field. *Mater. Mech.* 2015. No. 10. P. 44–48.
9. Zhang Y., Cheng X., Zhong H., Xu Z., Li L., Gong Y., Miao X., Changjiang, Song C., Zhai Q. Comparative study on the grain refinement of Al-Si alloy solidified under the impact of pulsed electric current and travelling magnetic field. *Metals*. 2016. Vol. 6. P. 170.
10. Bustos O., Ordoñez S., Colás R. Rheological and microstructural study of A356 alloy solidified under magnetic stirring. *Int. J. Metalcasting*. 2013. Vol. 7. No. 1. P. 29–37.
11. Wang, X., Sun, G., Wang, L., Ma Q., Cui J. A new approach for preparing SiC particle-reinforced aluminum matrix composites by applying electromagnetic field. *J. Wuhan Univ. of Technology (Mater. Sci.)*. 2016. Vol. 31. No. 4. P. 717–721.
12. Zhang Y., Zuo T.T., Tang Z., Gao C.M., Dahmen K.A., Peter K., Lu Z.P. Effect of electromagnetic field on microstructure and properties of bulk AlCrFeNiMo_{0.2} high-entropy alloy. *J. Mater. Eng. Perform.* 2015. Vol. 4. No. 11. P. 4475–4481.
13. Вдовин К.Н., Дубский Г.А., Егорова Л.Г. / Влияние магнитного поля на процесс кристаллизации алюминиевых расплавов // Изв. вузов. Цветная металлургия. 2018. № 2. С. 34–42. doi: 10.17073/0021-3438-2018-2-34-42

Поступила 31.05.18

Принята в печать 09.07.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-57-66>

EFFECT OF PULSED MAGNETIC FIELD ON PARAMAGNETIC MELT DURING CRYSTALLIZATION

Denis M. Dolgushin – PhD (Physics & Mathematics), Associate Professor
Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: denisdolgushin@mail.ru

Gennady A. Dubsky – PhD (Physics & Mathematics), Associate Professor
Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia.

Aleksandr A. Nefedev – PhD (Eng.), Senior Lecturer
Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: shuric_xp@mail.ru

Vladimir V. Rive – PhD (Physics & Mathematics), Senior Lecturer
Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: rive_v_v@mail.ru

Olga V. Dolgushina – Senior Lecturer
Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: helgavp@mail.ru

Andrey Kayper – High School Teacher of Mathematics, Physics and Philosophy
North Sea School, Sankt Peter-Ording, Germany. E-mail: andrej.keiper@repiek.de

Abstract

Problem Statement (Relevance): When studying the effect of magnetic field on a crystallizing melt in laboratory environment, a controllable mould provides the key unit that allows to change the temperature gradient of the cooled melt, as well as the strength of the magnetic field (constant or alternating). For quantitative analysis of such effect, one would need to do a theoretical analysis of the factors relat-

ed to the magnetic field and the temperature gradient. No such analysis can be found in the available scientific literature. This paper describes a unique controllable mould designed by our laboratory and contains some theoretical background of the effect produced by pulsed magnetic field on the paramagnetic melt during crystallization. **Objectives:** The objective of this research was to formulate the theory of the effect produced by pulsed magnetic field on

paramagnetic metal and to carry out a quantitative analysis of such effect. Methods Applied: Theoretical study conducted on the basis of Maxwell equations, as well as the Biot–Savart, Ohm and Ampère laws. Findings: The authors examined the basic mechanisms behind pulsed magnetic field and its effect on solidifying metal. The following parameters were calculated: 1) the radial component of the pressure created by magnetic field 2) the pressure acting on the ends of the crystallizing melt 3) the amount of Joule heat transferred to the melt during one magnetic pulse. It was shown that: 1) the radial magnetic pressure can be quite high and alternates during one discharge pulse time; 2) the pressure acting on the ends of the melt is non significant; 3) the Joule heat transferred to the melt by eddy currents during one discharge pulse can reach 30 J with $U_0=1000$ V. Practical Relevance: The obtained results can be useful in the analysis of experimental data on silumin crystallization in a controllable mould under the impact of magnetic field and without it. The obtained results can also be used for the development of new methods, techniques or technologies for producing materials with predetermined physical and mechanical properties.

Keywords: Controllable mould, paramagnetic melt, aluminium, pulsed magnetic field, ponderomotive forces, transient events, Joule heat.

References

1. Dibrov I.A. Russian aluminium casting industry: Current status and development prospects. *Liteishchik Rossii* [Russian foundry man], 2007, no. 5, pp. 28–29. (In Russ.)
2. Ren-Guo Guan, Tie D. A review on grain refinement of aluminum alloys: progresses, challenges and prospects. *Acta Metall. Sinica*. 2017, vol. 30(5), pp. 409–432.
3. Deev V.B., Selyanin I.F., Kutsenko A.I., Belov N.A., Ponomareva K.V. Promising resource saving technology for processing melts during production of cast aluminum alloys. *Metallurgist*. 2015, vol. 58, no. 11–12, pp. 1123–1127.
4. Kotlyarsky F.M., Borisov G.P., Duka V.M. et al. Temperature-time treatment of aluminium alloys. *Protsessy litiya* [Casting processes], 2012, no. 3, pp. 42–52. (In Russ.)
5. Efimov V.A., Eldarkhanov A.S. *Fizicheskie metody vozdeystviya na protsessy zatverdevaniya splavov* [Physical effects on alloy solidification]. Moscow: Metallurgiya, 1995, 272 p. (In Russ.)
6. Zabbarov R., Bibikov A.M., Zhivoderov V.M. Structural changes in and properties of magnetic field treated aluminium alloys. *Metallurgiya mashinostroeniya* [Metallurgy of machine building], 2009, no. 6, pp. 25–27. (In Russ.)
7. Lovtsov D.P. Innovative processing techniques to control the casting quality. *Liteishchik Rossii* [Russian foundry man], 2004, no. 6, pp. 8–10. (In Russ.)
8. Propescu M., Vagra B. Microstructure of aluminum alloys solidified by rotating electric field. *Mater. Mech.* 2015, no. 10, pp. 44–48.
9. Zhang Y., Cheng X., Zhong H., Xu Z., Li L., Gong Y., Miao X., Changjiang, Song C., Zhai Q. Comparative study on the grain refinement of Al–Si alloy solidified under the impact of pulsed electric current and travelling magnetic field. *Metals*. 2016, vol. 6, p. 170.
10. Bustos O., Ordoñez S., Colás R. Rheological and microstructural study of A356 alloy solidified under magnetic stirring. *Int. J. Metalcasting*. 2013, vol. 7, no. 1, pp. 29–37.
11. Wang, X., Sun, G., Wang, L., Ma Q., Cui J. A new approach for preparing SiC particle-reinforced aluminum matrix composites by applying electromagnetic field. *J. Wuhan Univ. of Technology (Mater. Sci.)*. 2016, vol. 31, no. 4, pp. 717–721.
12. Zhang Y., Zuo T.T., Tang Z., Gao C.M., Dahmen K.A., Peter K., Lu Z.P. Effect of electromagnetic field on microstructure and properties of bulk AlCrFeNiMo_{0.2} high-entropy alloy. *J. Mater. Eng. Perform.* 2015, vol. 4, no. 11, pp. 4475–4481.
13. Vdovin K.N., Dubsky G.A., Egorova L.G. Effect of magnetic field on the crystallization of aluminum melts. *Izvestiya vuzov Tsvetnaya Metallurgiya* [University proceedings. Non-ferrous metallurgy], 2018, no.2, pp. 34–42. DOI: 10.17073/0021-3438-2018-2-34-42

Received 31/05/18

Accepted 09/07/18

Образец для цитирования

Воздействие импульсного магнитного поля на расплав парамагнитного металла при кристаллизации / Долгушин Д.М., Дубский Г.А., Нефедьев А.А., Риве В.В., Долгушина О.В., Кайпер А. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 57–66. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-57-66>

For citation

Dolgushin D.M., Dubsky G.A., Nefedev A.A., Rive V.V., Dolgushina O.V., Kayper A. Effect of pulsed magnetic field on paramagnetic melt during crystallization. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 57–66. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-57-66>

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

УДК 621.771.237.016.2

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-67-77>

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ КОНТРОЛИРУЕМОЙ ПРОКАТКИ ТРУБНОЙ СТАЛИ НА СТРУКТУРНОЕ СОСТОЯНИЕ ГОРЯЧЕДЕФОРМИРОВАННОГО АУСТЕНИТА*

Полецков П.П., Гущина М.С., Алексеев Д.Ю., Емалеева Д.Г., Кузнецова А.С., Никитенко О.А.

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): в статье обоснована необходимость исследования влияния режимов контролируемой прокатки на формирование структуры и свойств трубной стали. Цель работы: исследование влияния режимов контролируемой прокатки низкоуглеродистой микролегированной трубной стали класса прочности К60 (Х70) на структурное состояние горячедеформированного аустенита. Используемые методы (эксперименты): в условиях научно-технического комплекса ООО «ИЦ Термодеформ-МГТУ» проведено физическое моделирование и исследование процесса контролируемой прокатки трубной стали класса прочности К60 (Х70) при различной степени деформации, температуре и продолжительности нагрева. Металлографический анализ образцов выполнен в ЦКП НИИ «Наносталей» при ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова» методами световой микроскопии с использованием системы компьютерного анализа изображений Thixomet PRO. Результаты: получены следующие закономерности: при повышении температуры нагрева с 1100 до 1240°C и последующей прокатке с 5% обжатием среднее значение площади аустенитного зерна увеличивается более чем в 2 раза, при 50% обжатиях – в 1,3 раза. Фактор увеличения степени деформации не позволяет скомпенсировать рост зерна, вызванный повышением температуры нагрева под прокатку: для сляба, предварительно нагретого до 1150°C и прокатанного со степенью обжатия 5%, средняя и максимальная площадь зерна аустенита меньше, чем для сляба, нагретого до 1240°C и продеформированного на 50%. Критическая степень обжатия стали марки К60 находится в диапазоне 5–11%, причем с точки зрения получения мелкозернистой структуры даже единичные обжатия меньше критического приводят к увеличению размера зерна. Практическая значимость: полученные данные могут быть использованы при проектировании технологических режимов контролируемой прокатки трубной стали с повышенными эксплуатационными характеристиками.

Ключевые слова: трубная сталь, микроструктура, механические и эксплуатационные свойства, режимы контролируемой прокатки, горячедеформированный аустенит.

Введение

В настоящее время на рынке металлопроката существует потребность в трубных сталях с повышенными механическими и эксплуатационными свойствами. Требования к таким сталям зависят от диаметра трубы, рабочего давления и условий эксплуатации. К примеру, трубная сталь категории прочности К60(Х70) для сложных условий эксплуатации должна иметь высокий уровень прочности, высокую ударную вязкость при низких температурах и хорошую свариваемость. При этом чем меньше размер зерна в микроструктуре стали, тем

выше прочность, пластичность и вязкость, ниже порог хладноломкости и меньше склонность металла к хрупкому разрушению (тест ИПГ) (**рис. 1**).

Вместе с тем в работах по исследованию влияния размера зерна феррита на переходную температуру хрупкого разрушения и ударную вязкость низкоуглеродистой стали было установлено следующее (**рис. 2**): переходная температура линейно снижается с измельчением зерна и становится ниже –196°C при величине зерна 1 мкм. Однако ударная вязкость KCV^{max} снижается при размере зерна менее 5 мкм вследствие низкой деформируемости. Следовательно, если требуется достаточная энергия удара, размер зерна должен быть не мельче 5 мкм, что дает переходную температуру около –50/–60°C. Значит, измельчение зерна неограниченно улучшает комплекс свойств стали. Предел текучести, действи-

* Работа выполнена при участии аспирантов М.В. Мишукова, М.В. Малькова, А.Н. Шишлоновой, к.т.н. Ю.Ю. Ефимовой, к.т.н. Д.М. Чукина.

© Полецков П.П., Гущина М.С., Алексеев Д.Ю., Емалеева Д.Г., Кузнецова А.С., Никитенко О.А., 2018

тельно, повышается, и переходная температура хрупкого разрушения снижается, но при этом снижается вязкость и пластичность, критически повышается отношение предела текучести к временному сопротивлению разрыву σ_T/σ_B .

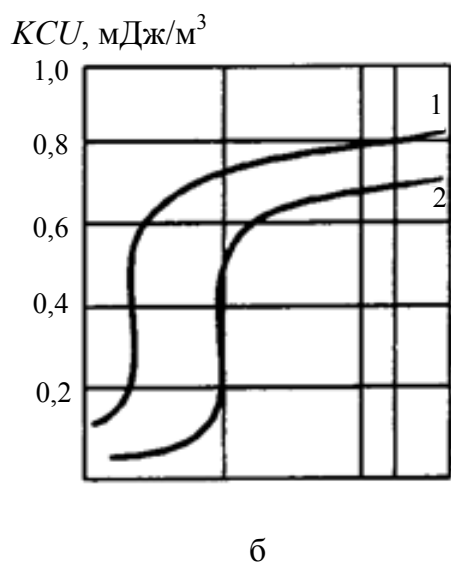
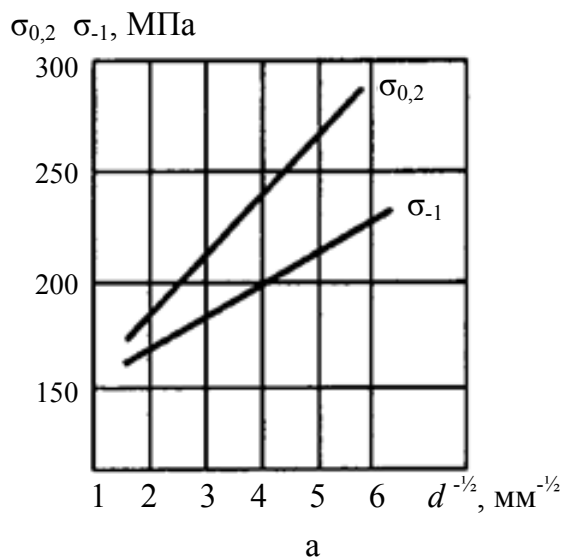


Рис. 1. Влияние величины зерна d на условный предел текучести $\sigma_{0,2}$, предел выносливости σ_{-1} (а) и ударную вязкость KCU (б) низкоуглеродистой стали: 1 – мелкое зерно (0,04 мм); 2 – крупное зерно (0,09 мм) [1]

Одним из наиболее эффективных способов управления микроструктурой и свойствами готового проката является микролегирование и термомеханическая контролируемая прокатка (ТМКП). ТМКП – это многостадийный вид термомеханической обработки металла, предусматривающий последовательную деформацию металла при непрерывном снижении температуры в областях, созда-

ющих различное заданное структурное состояние, и затем регламентированное охлаждение, обеспечивающее сохранение искажений строения кристаллической решетки, внесенных пластической деформацией (рис. 3). Каждый этап процесса ТМКП выполняет свою роль в достижении необходимой структуры металла, влияя на протекание процессов роста зерна аустенита при нагреве слэба под прокатку, рекристаллизации аустенита, $\gamma \rightarrow \alpha$ превращения, дисперсионного упрочнения [2].

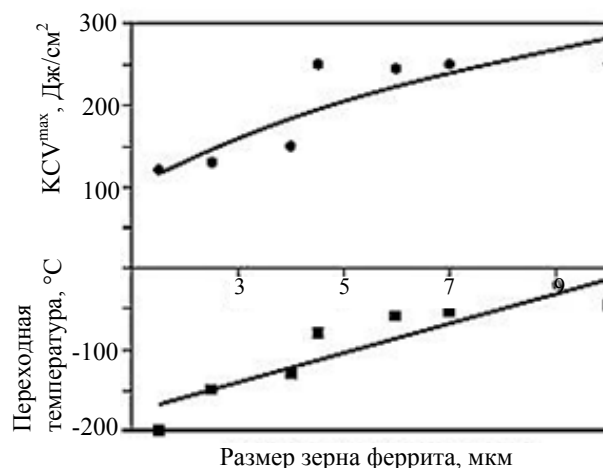


Рис. 2. Влияние размера зерна в стали на переходную температуру хрупкого разрушения и ударную вязкость

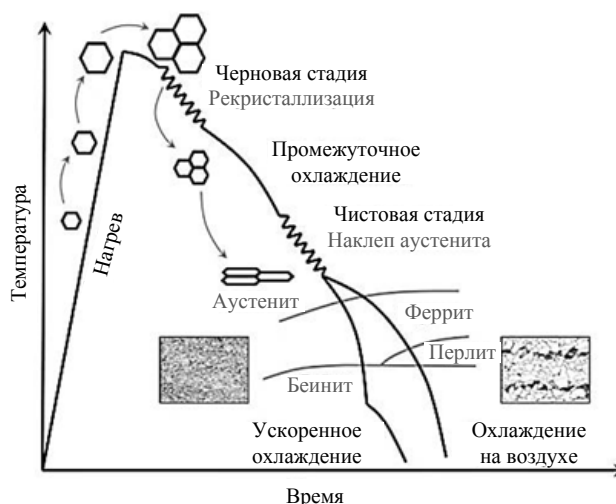


Рис. 3. Общая схема термомеханической прокатки [3]

На величину действительного зерна аустенита и продуктов его распада оказывает влияние химический состав металла, температура нагрева слэбов перед прокаткой и продолжительность выдержки при заданной температуре, а также температурно-деформационные режимы прокатки и скорость контролируемого охлаждения (рис. 4).

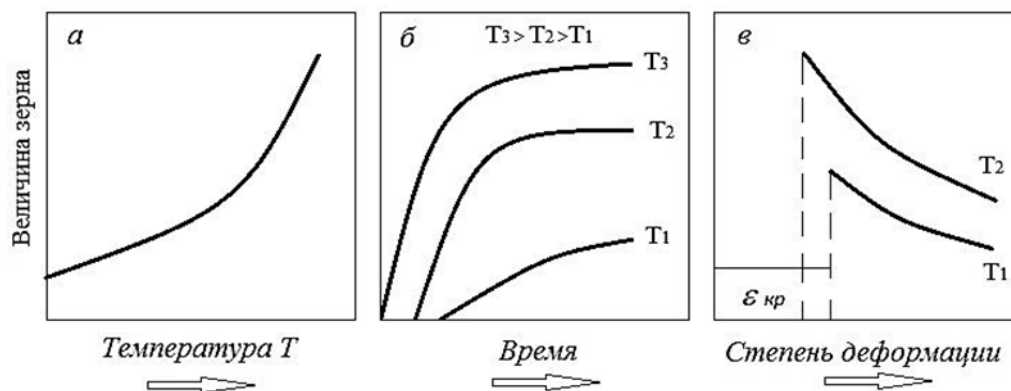


Рис. 4. Схема влияния температуры T (а), продолжительности нагрева (б) и степени предварительной деформации (в) на величину зерна [4]

В связи с вышеизложенным актуальным является исследование влияния режимов термомеханической обработки на размер зерна аустенита трубной стали класса прочности К60 (Х70).

Теория, материалы и методы исследования, технические и технологические разработки

Физическое моделирование и исследование процесса контролируемой прокатки трубной стали класса прочности К60 (Х70) при различной степени деформации, температуре и продолжительности нагрева проведено в работе с использованием оборудования лабораторного комплекса ООО «Инжиниринговый центр Термомехформ-МГТУ», а также ЦКП НИИ «Наносталей» при ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова». Коллектив ЦКП НИИ «Наносталей» имеет успешный опыт выполнения проектов в области разработки перспективных материалов и изделий из них [5–9].

Выплавку стали осуществляли в вакуумной индукционной печи ZG–0.06L (рис. 5). С целью формирования мелкозернистой ферритно-бейнитной микроструктуры низколегированная трубная сталь имеет низкое содержание углерода (0,05–0,08%), повышенное содержание марганца (1,4–1,7%), добавки элементов, повышающих устойчивость аустенита (Mo, Ni, Cu) и комплексное микролегирование карбонитридообразующими элементами ($Nb+Ti+V \leq 0,15\%$). При

этом пониженное содержание углерода обеспечивает перевод ниобия в твердый раствор при нагреве слэбов под прокатку, что необходимо для расширения области отсутствия рекристаллизации аустенита и, соответственно, проработки структуры стали, а также способствует улучшению ударной вязкости и свариваемости стали [10–14]. Кроме того, пониженное содержание углерода и высокая чистота стали по вредным примесям ($S \leq 0,003\%$, $P \leq 0,012\%$) обеспечивают хорошую хладостойкость и свариваемость металла [15]. Химический состав исследуемой стали приведен в табл. 1.



Рис. 5. Выплавка стали в лабораторной вакуумной индукционной печи ZG–0.06L

Таблица 1

Химический состав трубной стали класса прочности К60 (Х70)

Массовая доля элементов, %						
C	Si	Mn	S	P	Микролегирующие	$C_{\text{экв}}$
0,05–0,08	0,20–0,30	1,4–1,7	$\leq 0,003$	$\leq 0,012$	$Nb+Ti+V \leq 0,15$	$\leq 0,43$
Примечание: величина углеродного эквивалента $C_{\text{экв}} = C + Mn/6 + (Cr+Mo+V)/5 + (Ni+Cu)/15$.						

С целью определения величины критических обжатий при черновой стадии прокатки полученные заготовки нагревали в камерной печи до температуры 1210 ± 10 °С. Дальнейшее обжатие осуществляли на гидравлическом прессе по шести различным вариантам: 3% относительное обжатие за одно осаживание, 5, 7, 9, 11, 13% (табл. 2). Температура начала деформации составляла 1150 ± 60 °С, конца – 1000 ± 30 °С. Слитки осаживались до 167 мм, дальнейшее охлаждение осуществлялось до температуры воды [16].

С целью исследования влияния продолжительности нагрева на процессы структурообразования горячедеформированного аустенита трубной стали заготовки нагревали в камерной печи до температур 1150, 1240 °С и выдерживали при соответствующей температуре в течение 40, 60, 120 мин. Часть образцов предварительно деформировали на 50% за одно осаживание на гидравлическом прессе (рис. 6, табл. 3).

С целью исследования влияния степени деформации и температуры нагрева на процессы

структурообразования горячедеформированного аустенита трубной стали заготовки нагревали в камерной печи до температур 1100, 1150, 1240 °С. Дальнейшее обжатие образцов осуществляли на гидравлическом прессе со степенью обжатия 5, 8, 11, 13, 50% за проход (см. табл. 4).



Рис. 6. Технологический процесс термомеханической обработки

Таблица 2

Режим обжатий

Номер образца	Степень обжатия, %	Высота слитка по «проходам», мм												
		300	291	282	273	265	257	249	242	234	227	220	213	206
1	3	199	193	187	181	175	169	–	–	–	–	–	–	–
2	5	300	285	271	257	244	232	221	210	199	189	180	171	162
3	7	300	279	259	241	224	209	194	181	168	–	–	–	–
4	9	300	273	248	226	206	187	170	–	–	–	–	–	–
5	11	300	267	238	211	188	168	–	–	–	–	–	–	–
6	13	300	261	227	198	172	–	–	–	–	–	–	–	–

Таблица 3

Режимы исследования влияния температуры и продолжительности нагрева на структурное состояние горячедеформированного аустенита

Номер образца	Температура нагрева, °С	Время выдержки, мин	Степень деформации, %
7	1150	40	–
8		60	–
9		120	–
10		60	50
11		120	50
12	1240	40	–
13		60	–
14		120	–
15		60	50
16		120	50

Таблица 4

Режимы исследования влияния степени деформации и температуры нагрева на структурное состояние горячедеформированного аустенита

Номер образца	Температура нагрева, °С	Температура начала черновой стадии, °С	Степень обжатия, %	Σ деформация, %
17	1100	1000–1050	5	40
18			8	39
19			11	44
20			13	43
21			50	50
22	1150	1050–1100	5	40
23			8	39
24			11	44
25			13	43
26			50	50
27	1240	1150–1200	5	40
28			8	39
29			11	44
30			13	43
31			50	50

Для фиксации сформированного структурного состояния осуществляли «стоп-закалку» заготовок (охлаждение заготовки до температуры воды).

Раскрой промежуточных раскатов с вырезкой образцов осуществлялся в соответствии со схемой, представленной на рис. 7.

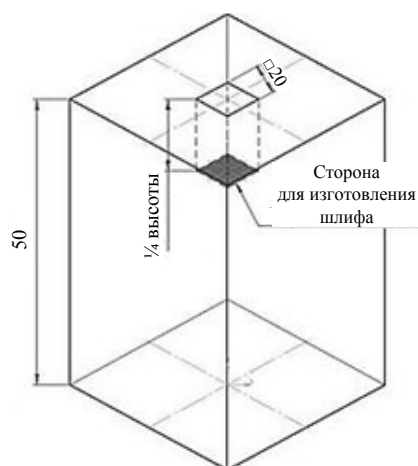


Рис. 7. Схема раскроя промежуточного раската

Металлографический анализ образцов выполнялся методами световой микроскопии с использованием системы компьютерного анализа изображений Thixomet PRO. Для выявления границ бывшего аустенитного зерна использовалось травление шлифов в свежеприготовленном насыщенном при комнатной температуре растворе пикриновой кислоты с добавлением (1–10)% поверхностно-активных веществ (ПАВ) и подогревом реактива до (50–70)°С.

Величину бывшего аустенитного зерна определяли в ручном режиме с помощью программ-

ного продукта Thixomet PRO путем измерения площади выделяемых зерен специализированным инструментом «Площадь» (рис. 8).

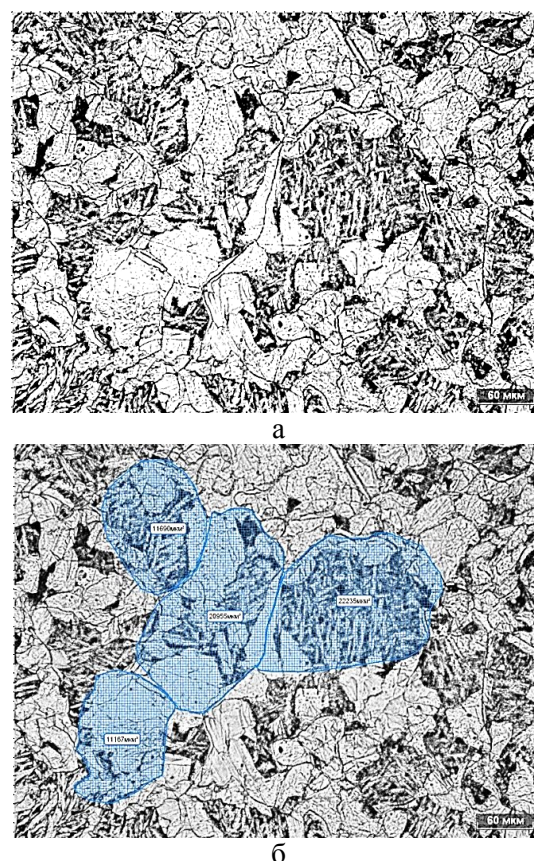


Рис. 8. Пример выделения и измерения площади бывших аустенитных зерен:

а – исходная структура; б – структура при обработке инструментом «Площадь»

Результаты исследования и их обсуждение

Микроструктура образцов, исследованная с помощью световой микроскопии, представляет собой ферритно-бейнитную смесь (рис. 9).

Результаты исследования по влиянию степени деформации на размер зерна аустенита представлены на рис. 10.

На основании данных металлографического исследования можно заключить, что критическая степень обжатия стали класса прочности К60 с

химическим составом в соответствии с табл. 1 находится в диапазоне 5–11% (рис.10). Причем с точки зрения получения мелкозернистой структуры даже единичные обжатия из критического диапазона приводят к увеличению размера зерна [17].

Результаты исследования влияния температуры и продолжительности нагрева на процессы структурообразования горячедеформированного аустенита трубной стали приведены на рис. 11, 12.

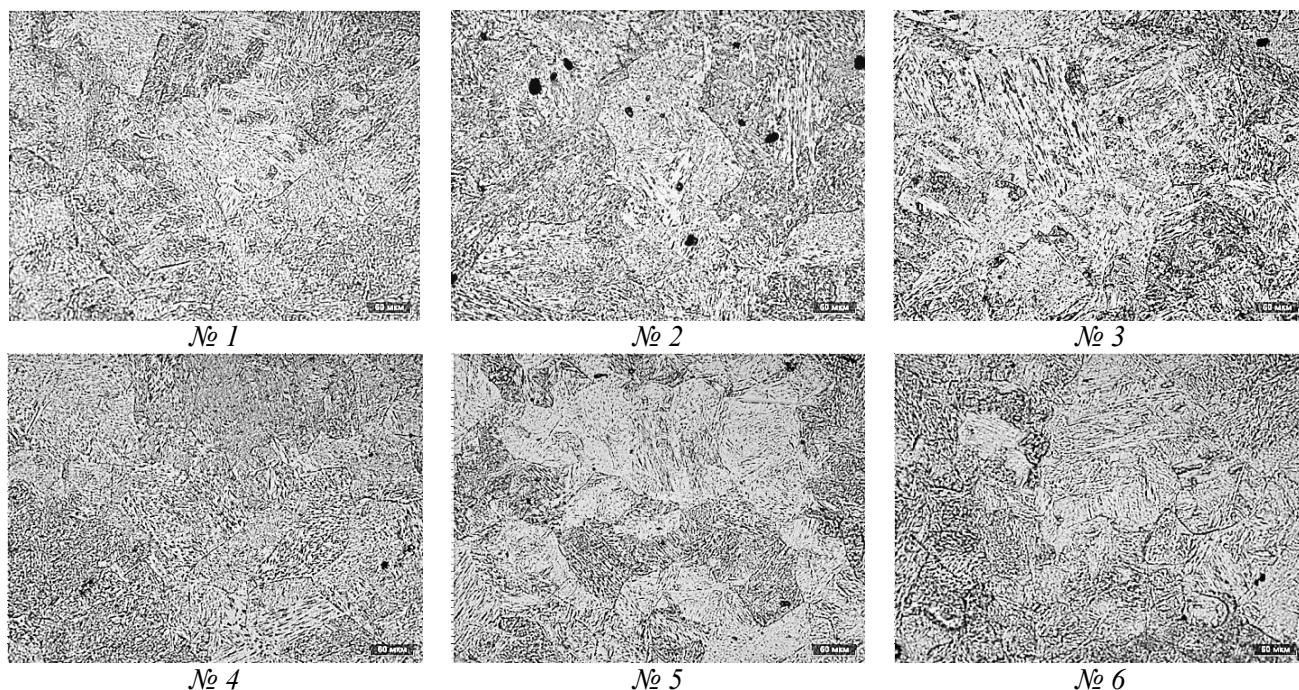


Рис. 9. Микроструктура образцов, исследуемых после травления в насыщенном растворе пикриновой кислоты с добавлением (1–10)% ПАВ, х 200 (номера образцов в соответствии с табл. 2)

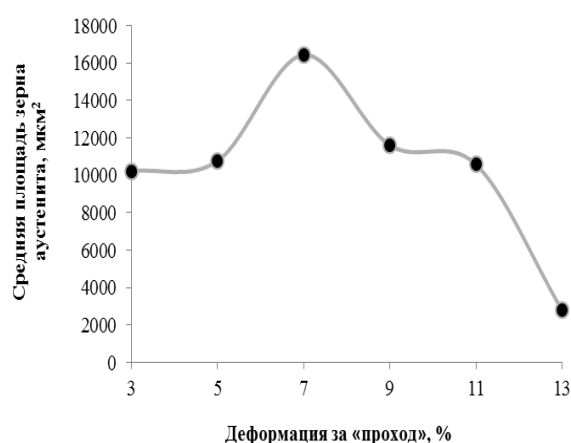


Рис. 10. Средняя площадь зерна аустенита образцов при черновой фазе прокатки

При увеличении времени выдержки при температуре аустенизации на 60 мин значение пло-

щади аустенитного зерна увеличивается в среднем в 1,5 раза (см. рис. 12).

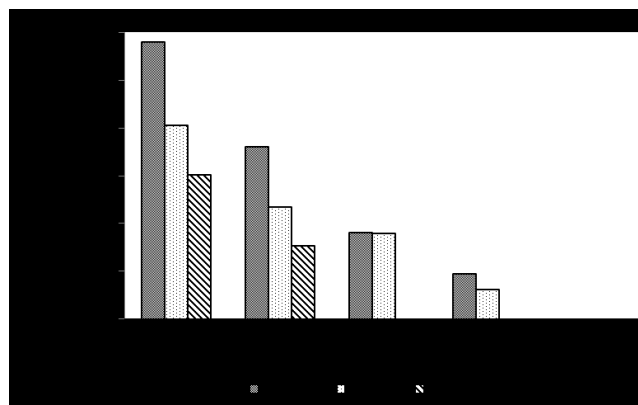


Рис. 12. Влияние продолжительности нагрева на среднее значение площади аустенитного зерна трубной стали

Результаты исследования влияния степени деформации и температуры нагрева на процессы структурообразования горячедеформированного аустенита трубной стали приведены на рис. 13–15. Установили, что при повышении температуры нагрева от 1100 до 1240°C и последующей прокатке с 5% обжатием среднее значение площади аустенитного зерна увеличивается $\approx$ в 2 раза (с 960 до 2207 мкм²), при 50% обжати-

ях – в 1,3 раза (с 671 до 897 мкм²). При этом фактор увеличения степени деформации не позволил компенсировать рост зерна, вызванный повышением температуры нагрева под прокатку: для сляба, предварительно нагретого до 1150°C и прокатанного с критической степенью обжатий, равной 5%, средняя и максимальная площадь зерна аустенита меньше, чем для сляба, нагретого до 1240°C и деформированного на 50%.

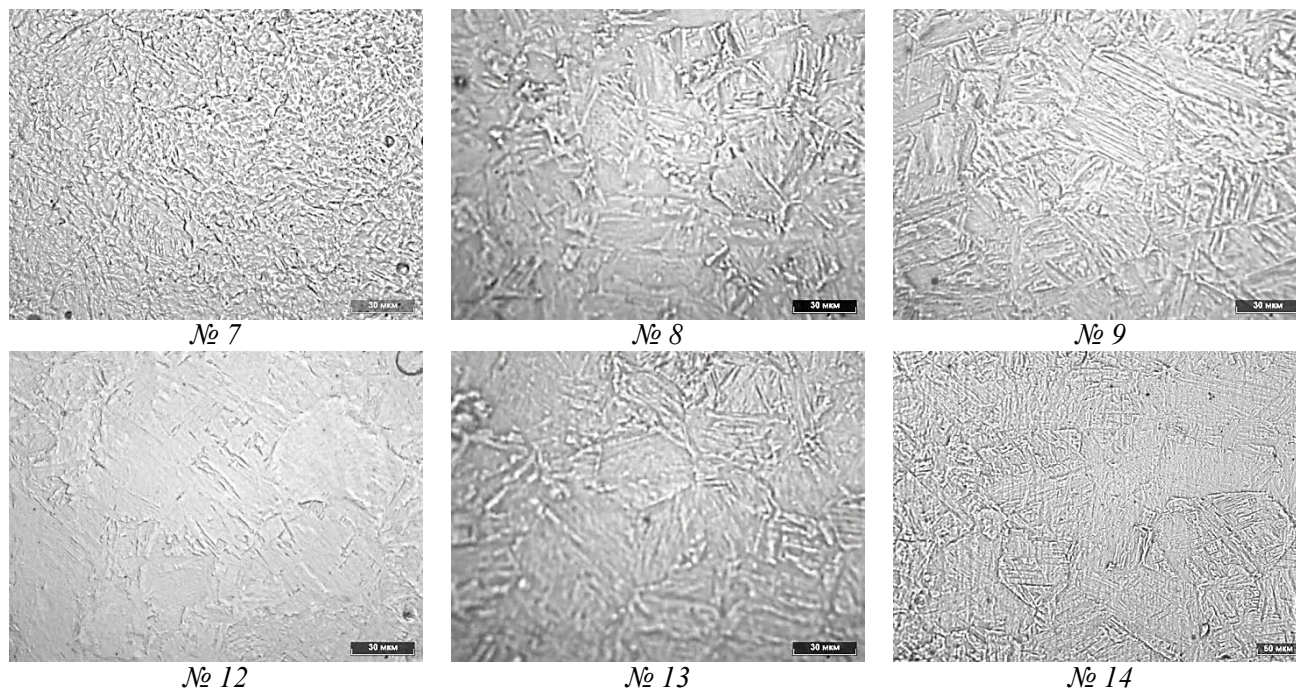


Рис. 11. Результаты металлографического анализа образцов, X500 (номера обозначены в соответствии с табл. 3): № 7 – 1150°C, 40 мин; № 8 – 1150°C, 60 мин; № 9 – 1150°C, 120 мин; № 12 – 1240°C, 40 мин; № 13 – 1240°C, 60 мин; № 14 – 1240°C, 120 мин

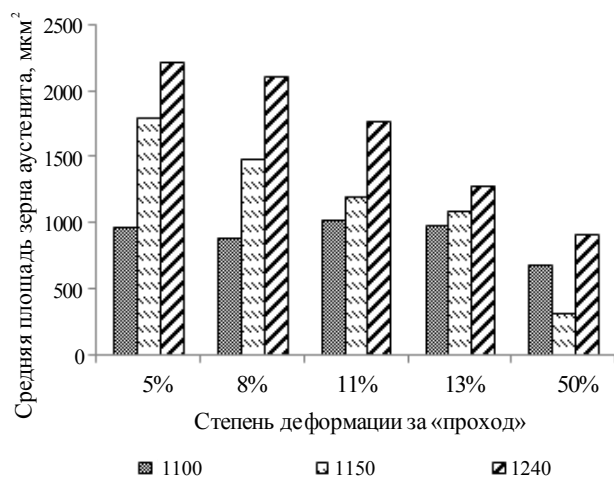


Рис. 14. Влияние температуры нагрева заготовок на среднее значение площади аустенитного зерна трубной стали

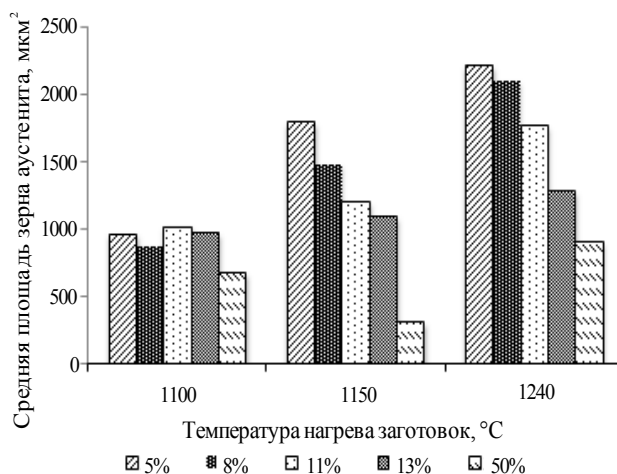


Рис. 15. Влияние степени деформации на среднее значение площади аустенитного зерна трубной стали

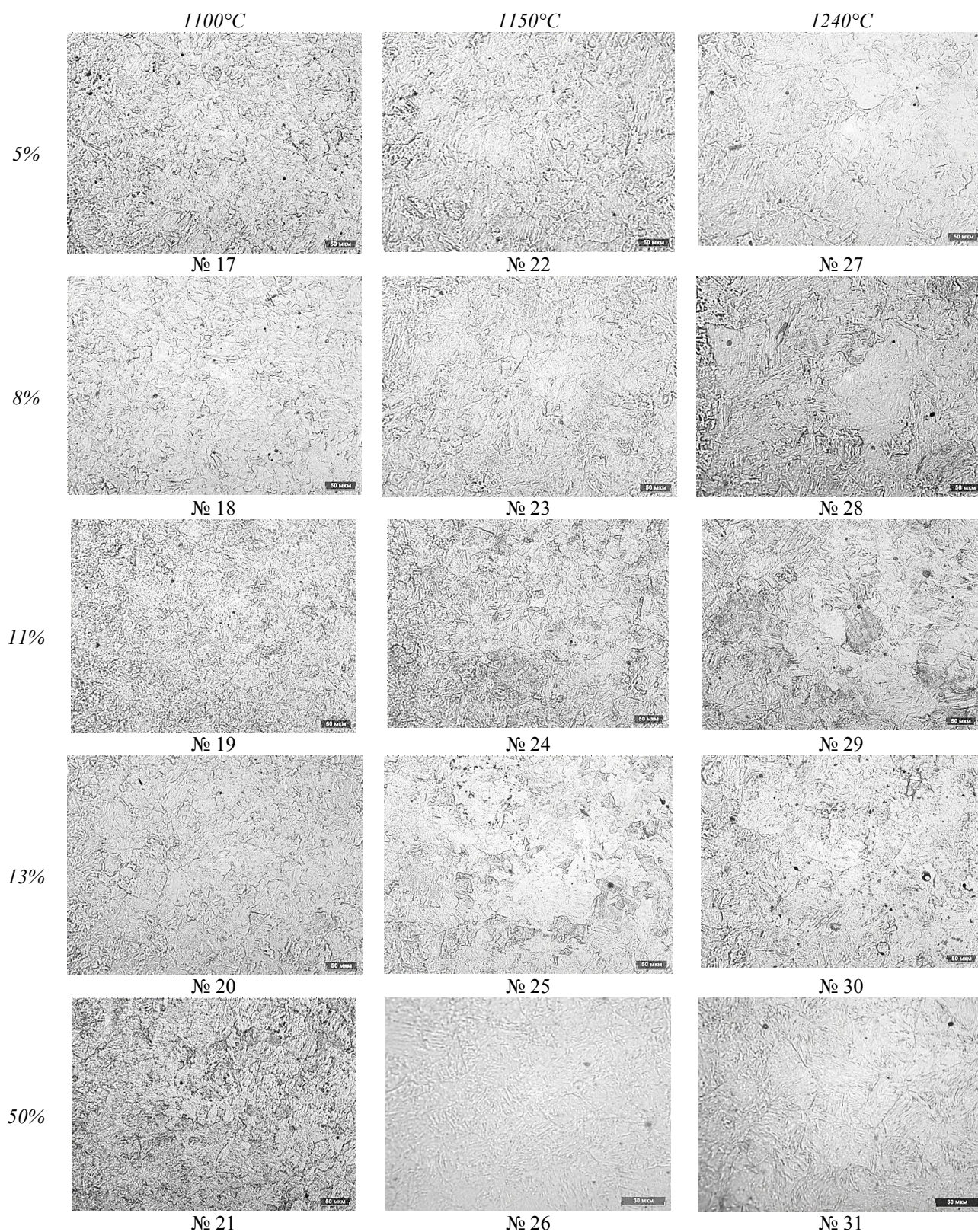


Рис. 13. Результаты металлографического анализа образцов, X500 (номера образцов обозначены в соответствии с табл. 4): № 17 – 1100°C, 5%; № 22 – 1150°C, 5%; № 27 – 1240°C, 5%; № 18 – 1100°C, 8%; № 23 – 1150°C, 8%; № 28 – 1240°C, 8%; № 19 – 1100°C, 11%; № 24 – 1150°C, 11%; № 29 – 1240°C, 11%; № 20 – 1100°C, 13%; № 25 – 1150°C, 13%; № 30 – 1240°C, 13%; № 21 – 1100°C, 50%; № 26 – 1150°C, 50%; № 31 – 1240°C, 50%

Заклучение

В результате исследования влияния режимов контролируемой прокатки низкоуглеродистой микролегированной трубной стали класса прочности К60 (Х70) на структурное состояние горячедеформированного аустенита получены следующие основные закономерности:

1. Критическая степень обжатия стали марки К60 находится в диапазоне 5–11%, причем с точки зрения получения мелкозернистой структуры даже единичные обжатия меньше критического приводят к увеличению размера зерна.

2. При увеличении времени выдержки при температуре аустенизации на 60 мин значение площади аустенитного зерна увеличивается в среднем в 1,5 раза.

3. При повышении температуры нагрева от 1100 до 1240°C и последующей прокатки с 5% обжатием среднее значение площади аустенитного зерна увеличивается более чем в 2 раза (с 960 до 2207 мкм²), при 50% обжатиях – в 1,3 раза (с 671 до 897 мкм²).

4. Фактор увеличения степени деформации не позволяет скомпенсировать рост зерна, вызванный повышением температуры нагрева под прокатку: для сляба, предварительно нагретого до 1150°C и прокатанного с критической степенью обжатия 5%, средняя и максимальная площадь зерна аустенита меньше, чем для сляба, нагретого до 1240°C и продеформированного на 50%.

Полученные данные могут быть использованы при проектировании технологических режимов изготовления трубной стали с повышенными эксплуатационными характеристиками.

Работа проведена при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках реализации комплексного проекта по созданию высокотехнологичного производства, выполняемого с участием российского высшего учебного заведения (договор 03.G25.31.0235).

Список литературы

1. Материаловедение: практикум / В.И. Городниченко, Б.Ю. Давиденко, В.А. Исаев и др. М.: Логос, 2004. 272 с.
2. Эфрон Л.И. Металловедение в «большой» металлургии. Трубные стали. М.: Металлургиздат, 2012. 696 с.
3. Мунтин А. В. Разработка технологии прокатки толстого листа с заданными свойствами из трубных марок стали на стане 5000: дис. ... канд. техн. наук. Москва, 2014. 141 с.
4. Зуев В. М. Термическая обработка металлов: учебник для техн. училищ. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Высш. шк., 1981. 296 с.

5. Производство высокопрочной стальной арматуры для железобетонных шпал нового поколения: монография / Чукин М.В., Корчунов А.Г., Бакшинов В.А. и др. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2014. 276 с.
6. Перспективы производства высокопрочного крепежа из заготовок из углеродистых сталей с ультрамелкозернистой структурой / М.В. Чукин, М.А. Полякова, Г.Ш. Рубин и др. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2014. № 1. С. 39–44.
7. Гун Г.С., Чукин М.В. Оптимизация процессов технологического и эксплуатационного деформирования изделий с покрытиями: монография. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2006. 323 с.
8. Создание и развитие теории квалитметрии металлургии / Гун Г.С., Рубин Г.Ш., Чукин М.В. и др. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2003. № 3. С. 67.
9. Гун Г.С., Пудов Е.А., Иванова Л.Б. Оптимизация процессов обработки металлов давлением по комплексному критерию качества // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 1986. № 12. С. 47.
10. Daniel H. Herring. Grain Size and Its Influence on Materials Properties. August 2005 – IndustrialHeating.com.
11. Fernandez A.I., Ablad R., Lopez B., Rodrigues-Ibabe J.M. Effect of course γ grain size on the dynamic and static recrystallization during hot working in microalloyed Nb and Nb-Ti steels. Microalloying in Steels. Proceedings of the International conference on «Microalloying in Steels» (Donostia-San Sebastian, Basque Country, Spain, 7–9 September, 1998), pp. 135–142.
12. Muhammad Aatif Irshad. The effect of prior austenite grain size on the machinability of a pre-hardened mold steel. Master of Science in Engineering, Mechanical Engineering, 2011.
13. Pereda B., Fernandez A. Effect of Mo on Dynamic Recrystallization Behavior of Nb-Mo Microalloyed Steels. ISIJ International, vol. 47 (2007), no. 6, pp. 860–868.
14. Влияние легирующих элементов на свойства сталей при различных скоростях охлаждения / М.В. Чукин, П.П. Полецков, Д.Г. Набатчиков и др. // Естественные и технические науки. 2016. №8. С. 62–65.
15. Chukin M.V., Poletskov P.P., Nikitenko O.A., Nabatchikov D.G. Study of microstructure of rolled heavy plates made of low-alloyed pipe steel with increased strength and cold resistance. CIS Iron and Steel Review, vol. 13 (2017), pp. 28–32.
16. Совершенствование технологии контролируемой прокатки низколегированных сталей / В.М. Салганик, П.П. Полецков, Г.А. Бережная и др. // Обработка сплошных и слоистых материалов. 2015. № 2. С. 9–13.
17. Исследование влияния степени деформации на размер зерна аустенита низколегированной стали / В.М. Салганик, П.П. Полецков, Г.А. Бережная и др. // Производство проката. 2016. №3. С. 3–8.

Поступила 21.03.18

Принята в печать 14.05.18

UNDERSTANDING THE EFFECT OF CONTROLLED ROLLING REGIMES FOR PIPE STEEL ON THE STRUCTURAL CONDITION OF HOT-DEFORMED AUSTENITE

Pavel P. Poletskov – DSc (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia.

E-mail: pavel_poletskov@mail.ru.

Marina S. Gushchina – Postgraduate Student

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia.

E-mail: gushchina.ms@mail.ru.

Daniil Yu. Alekseev – Postgraduate Student

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia.

E-mail: d.u.alekseev@mail.ru.

Dinara G. Emaleeva – PhD (Eng.), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia.

E-mail: emaleevadg@mail.ru.

Alla S. Kuznetsova – Research Fellow

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: allakuznetsova.mgtu@mail.ru.

Olga A. Nikitenko – PhD (Eng.), Research Fellow

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: olganikitenko@list.ru.

Abstract

Problem Statement (Relevance): This paper gives reasoning to why it is necessary to understand the effect of controlled rolling regimes on the structure and properties of pipe steel. **Objectives:** The objective is to understand the effect of controlled rolling of low-carbon microalloyed K60 (X70) pipe steel on the structural condition of hot-deformed austenite. **Methods (Experiments) Applied:** Using the facilities of the Thermodeform-NMSTU Research Centre, the physical process of controlled rolling of K60 (X70) pipe steel was simulated and analysed at various strains, temperatures and heating times. The metallographic analysis of the specimens was carried out by NMSTU's Institute for Nanosteels through optical microscopy and using the Thixomet PRO image analyzer. **Findings:** The following regularities were established: An increase in the heating temperature from 1,100 to 1,240 °C and subsequent rolling with a 5 % reduction lead to a more than double growth in the average area of the austenitic grain (a 50 % reduction results in a 1.3-times growth). An increased degree of reduction won't make up for the grain growth caused by a higher pre-rolling heating temperature. Thus, in the case of a slab preheated to 1,150 °C and rolled at a 5 % reduction, the average and maximum sizes of the austenitic grains would be less than in the case of a slab heated to 1,240 °C and deformed at a 50 % reduction. The critical reduction rate for the K60 steel grade is within 5 to 11 %, and from the perspective of obtaining a fine-grained structure, even single reductions below the critical reduction rate lead to bigger grain sizes. **Practical Relevance:** The data obtained can be used for designing controlled rolling regimes for pipe steel grades with enhanced performance.

Keywords: Pipe steel, microstructure, mechanical properties and performance, controlled rolling regimes, hot-deformed austenite.

This research was funded by the Ministry of Education and Science of Russia as part of a comprehensive project aimed at designing a high-tech production line and realized together with a Russian higher education institution (Contract 03.G25.31.0235).

References

1. Gorodnichenko V.I., Davidenko B.Yu., Isaev V.A. et al. *Materialovedenie: Praktikum* [Materials Science: Practicum]. Moscow: Logos, 2004, 272 p. (In Russ.)
2. Efron L.I. *Metallovedenie v «bol'shoj» metallurgii. Trubnye stali* [Physical metallurgy in the context of 'big' metallurgy. Pipe steel grades]. Moscow: Metallurgizdat, 2012, 696 p. (In Russ.)
3. Muntin A.V. *Razrabotka tekhnologii prokatki tolstogo lista s zadannymi svojstvami iz trubnyh marok stali na stane 5000. Diss. ... kand. tekhn. nauk* [Developing a rolling technology for the production of plates with specified properties from pipe steel grades in Plate Mill 5000. PhD dissertation]. Moscow, 2014, 141 p. (In Russ.)
4. Zuev V.M. *Termicheskaja obrabotka metallov: uchebnik dlja tehniceskix uchilishch. 2-e izdanie, pererab. i dop.* [Heat treatment of metals: Textbook for technical schools. Issue 2 (rev.)]. Moscow: Vysshaya Shkola, 1981, 296 p. (In Russ.)
5. Chukin M.V., Korchunov A.G., Bakshinov V.A. et al. *Proizvodstvo vysokoprochnoj stal'noj armatury dlja zhelezobetonnyh shpal novogo pokolenija: monografija* [Manufacture of high-strength steel reinforcing bars for new generation reinforced concrete sleepers: Monograph]. Magnitogorsk: Magnitogorsk State Technical University, 2018, 120 p. (In Russ.)

- gorsk: Publishing House of Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2014, 276 p. (In Russ.)
6. Chukin M.V., Polyakova M.A., Rubin G.Sh. et al. Prospective production of high-strength fasteners from ultrafine-grained carbon steel blanks. *Kuznechno-shtampovoe proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem* [Forging and stamping operations. Metal forming], 2014, no. 1. pp. 39-44. (In Russ.)
 7. Gun G.S., Chukin M.V. *Optimizatsiya protsessov tekhnologicheskogo i ekspluatatsionnogo deformirovaniya izdeliy s pokrytiyami: monografiya* [Optimized deformation of products with coatings in production line and in operation: Monograph]. Magnitogorsk: Publishing House of Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2006, 323 p. (In Russ.)
 8. Gun G.S., Rubin G.Sh., Chukin M.V. et al. Formulation and development of metallurgical qualimetry theory. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2003, no. 3, p. 67. (In Russ.)
 9. Gun G.S., Pudov E.A., Ivanova L.B. Optimization of metal forming processes based on a complex criterion of quality. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Chernaya metallurgiya* [Proceedings of higher education institutions. Ferrous metallurgy], 1986, no. 12, p. 47. (In Russ.)
 10. Daniel H. Herring. Grain Size and Its Influence on Materials Properties. August 2005 – IndustrialHeating.com.
 11. Fernandez A.I., Ablad R., Lopez B., Rodrigues-Ibabe J.M. Effect of course γ grain size on the dynamic and static recrystallization during hot working in microalloyed Nb and Nb–Ti steels. Microalloying in Steels. Proceedings of the International conference on «Microalloying in Steels». Donostia–San Sebastian, Basque Country, Spain, 7–9 September, 1998, pp. 135-142.
 12. Muhammad Aatif Irshad. The effect of prior austenite grain size on the machinability of a pre-hardened mold steel. Master of Science in Engineering, Mechanical Engineering, 2011.
 13. B. Pereda, A. Fernandez. Effect of Mo on Dynamic Recrystallization Behavior of Nb–Mo Microalloyed Steels. *ISIJ International*, Vol. 47 (2007), no. 6, pp. 860-868.
 14. Chukin M.V., Poletskov P.P., Nabatchikov D.G., Gushchina M.S., Berezhnaya G.A. Effect of alloying elements on the properties of steels at different cooling rates. *Estestvennye i tekhnicheskie nauki* [Natural and engineering sciences], 2016, no. 8. pp. 62-65. (In Russ.)
 15. Chukin M.V., Poletskov P.P., Nikitenko O.A., Nabatchikov D.G. Study of microstructure of rolled heavy plates made of low-alloyed pipe steel with increased strength and cold resistance. *CIS Iron and Steel Review*. Vol. 13 (2017), pp. 28-32.
 16. Salganik V.M., Poletskov P.P., Berezhnaya G.A., Gushchina M.S., Alekseev D.Yu. Improved process of controlled rolling of low-alloyed steels. *Obrabotka sploshnykh i sloistykh materialov* [Processing of solid and laminated materials], 2015, no. 2, pp. 9-13. (In Russ.)
 17. Salganik V.M., Poletskov P.P., Berezhnaya G.A., Gushchina M.S., Alekseev D.Yu. Understanding the influence of the deformation rate on the austenitic grain size in low-alloyed steel. *Proizvodstvo prokata* [Rolling], 2016, no. 3, pp. 3-8. (In Russ.)

Received 21/03/18

Accepted 14/05/18

Образец для цитирования

Исследование влияния режимов контролируемой прокатки трубной стали на структурное состояние горячедеформированного аустенита / Полецков П.П., Гушина М.С., Алексеев Д.Ю., Емалеева Д.Г., Кузнецова А.С., Никитенко О.А. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 67–77. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-67-77>

For citation

Poletskov P.P., Gushchina M.S., Alekseev D.Yu., Emaleeva D.G., Kuznetsova A.S., Nikitenko O.A. Understanding the effect of controlled rolling regimes for pipe steel on the structural condition of hot-deformed austenite. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 67–77. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-67-77>

МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ВОЛОЧЕНИИ ПРОФИЛЕЙ ТИПА МФ В СДВОЕННЫХ РОЛИКОВЫХ КАЛИБРАХ ЗА ОДИН ПРОХОД

Славин В.С., Норец А.И., Жиркин Ю.В.

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): в статье предложен алгоритм определения энергосиловых параметров волочения металла в роликовых калибрах на основе методики дискретизации очага деформации с помощью аналитических уравнений описания формоизменения. Алгоритм представлен на примере получения профиля провода контактного типа МФ из меди и ее сплавов по ГОСТ Р 55647-2013 в вдвоенном комплекте роликовых калибров из круглой заготовки за один проход (пат. 2492010). Цель работы: теоретическое обоснование технического решения при создании новой экономически эффективной технологии волочения фасонных профилей типа МФ различной площади поперечного сечения с применением роликовых калибров. Используемые методы: применяется усовершенствованный метод плоских сечений определения энергосиловых параметров процесса волочения применительно к роликовым калибрам, позволяющий качественно повысить точность инженерных расчетов. Новизна: дискретизация очагов деформации с помощью аналитического описания формоизменения заготовки в калибрах, образованных тремя и четырьмя роликами, с использованием единой и локальных систем координат, позволяющая повысить корректность инженерных расчетов при определении энергосиловых параметров. Результат: приведенный в статье алгоритм решения был использован при выборе параметров технологического оборудования для проведения экспериментов по волочению провода контактного типа МФ с площадью поперечного сечения 100 мм². Эксперименты проводились на медной и стальной заготовках. Практическая значимость: результаты проведенных экспериментов подтвердили правильность выбранного направления по формированию фасонных профилей с развитой поверхностью в роликовых калибрах. Технологический процесс волочения провода контактного типа МФ из меди и ее сплавов по ГОСТ Р 55647-2013 в вдвоенном комплекте роликовых калибров из круглой заготовки за один проход может быть рекомендован для промышленного производства. Его внедрение позволит сократить трудозатраты производства за счет снижения количества фасонных переходов при волочении, повысить стойкость инструмента за счет замены трения скольжения на трение качения, снизить энергозатраты при производстве, так как уменьшается число переходов и усилие, затраченное на протягивание металла через калибры.

Ключевые слова: волочение; роликовый калибр; сдвоенный комплект роликовых волок; дискретизация очага деформации; локальная система координат; метод плоских сечений; энергосиловые параметры при волочении.

Введение

Современное производство при освоении новых экономически эффективных технологических процессов требует теоретически обоснованных технических решений. В работах [1, 2] предложена оригинальна технологическая схема формирования провода контактного типа МФ из меди и ее сплавов по ГОСТ Р 55647-2013 (**рис. 1**) в сдвоенном роликовом калибре за один проход из круглой заготовки.

В соответствии со стандартом контактный провод типа МФ производится нескольких типов-размеров, геометрические параметры которых приведены в **таблице**.

Применение роликовых калибров при волочении обеспечивает следующие преимущества по сравнению с монолитными волоками: более высо-

кую степень деформации за один проход, повышение физико-механических свойств и чистоты поверхности готового изделия, снижение энергозатрат и повышение стойкости инструмента.

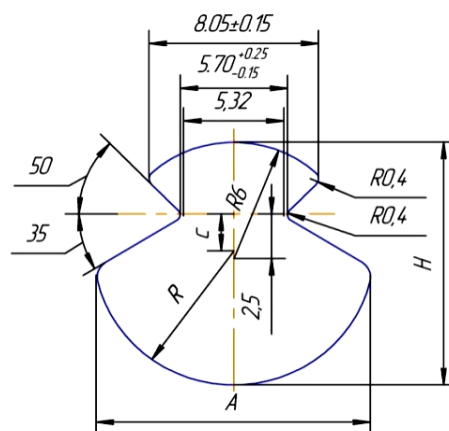


Рис. 1. Сечение провода контактного типа МФ
из меди и ее сплавов

Размеры провода контактного по ГОСТ Р 55647-2013

Номинальная площадь сечения, мм ²	Размеры провода типа МФ, мм			
	A	H	C	R
85	11,76 ±0,22	10,80±0,10	1,3	6,0
100	12,81±0,25	11,80±0,11	1,8	6,5
120	13,90±0,30	12,90±0,12	2,4	7,0
150	15,50±0,32	14,50±0,13	3,2	7,8

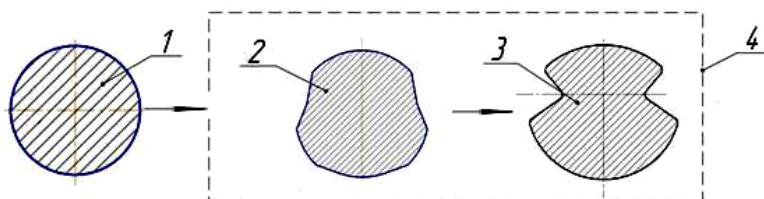


Рис. 2. Двухступенчатая схема формирования провода контактного типа МФ в двоянных роликовых калибрах за один проход

В соответствии с предложенной двухступенчатой схемой деформации за один проход из круглой заготовки 1 (рис. 2) сначала (на первой ступени деформации) формируется профиль 2 «грушевидной» формы в трехроликовом калибре, на второй ступени – чистовые размеры готового профиля 3.

Теория и методы исследования

Согласно предложенной двухступенчатой схеме формирования профиля, была построена расчетная схема формоизменения из круглой заготовки радиусом R_3 в трехроликовом калибре первой ступени деформации профиля «грушевидной» формы (рис. 3). В силу наличия оси симметрии профиля, рассматривалась только одна его половина. Была выбрана единая система координат $Oxyz$, ось Oz которой направлена вдоль оси волочения, а ось Ox лежит в плоскости симметрии профиля. При этом ось Oy проходит через линию сужения готового профиля (см. рис. 1). С целью унификации аналитического описания геометрических параметров процесса двухступенчатой деформации начало 0 единой системы координат $Oxyz$ расположили в плоскости калибра второй ступени деформации. Так как плоскость трехроликового калибра смещена по оси Oz на расстояние -1_{Tk} , то начало координат, в плоскости которой будем описывать первую ступень деформации, обозначим через 0_{Tk} . То есть в плоской системе координат $0_{Tk}xy$, при этом со-

храняя направления осей $0_{Tk}x$ и $0_{Tk}y$ с направлением соответствующих осей единой системы координат. Расстояние между плоскостями калибра второй и первой ступенями деформации определяется конструктивными параметрами роликовых волок как минимально возможное. Таким образом, мы получили единую систему координат, позволяющую описать процесс формоизменения заготовки в двоянном роликовом калибре.

На расчетной схеме представлена калибровка роликов 1 и 2 (см. рис. 3) первой ступени деформации готового профиля, а тонкими линиями нанесем контур чистого профиля и заготовки, который обозначен радиусом R_3 . Угол между осями симметрии (обозначенных штрихпунктирными линиями) роликов и осью координат составляет 120° , так как ролики по периметру расположены равномерно. Параметры рабочих поверхностей роликов 1 и 2 выбирались конструктивно из условия, удовлетворяющего распределению степеней обжатий между первой и второй ступенями деформации [1]. Таким образом, мы получили расчетную схему первой ступени деформации провода контактного типа МФ.

В четырехроликовом калибре второй ступени деформации формируются чистовые размеры готового профиля (см. рис. 1), в котором ролик 1 формирует поверхность радиусом R_6 (6 мм), а диаметрально противоположный ролик 2 – радиусом R (рис. 4). Два ролика 3, симметрично распо-

ложенных в перпендикулярной плоскости, формируют окончательные размеры вогнутых поверхностей. Геометрические параметры А, В и с профиля, обозначенные **на рис. 4**, выбираются из таблицы в зависимости от типоразмера. Оси координат плоскости описания калибра второй ступени деформации

ции Ox и Oy были выбраны выше и совпадают с осями координат единой системы $Oxyz$. Таким образом, мы получили расчетную схему второй ступени деформации провода контактного типа МФ в роликовом калибре.

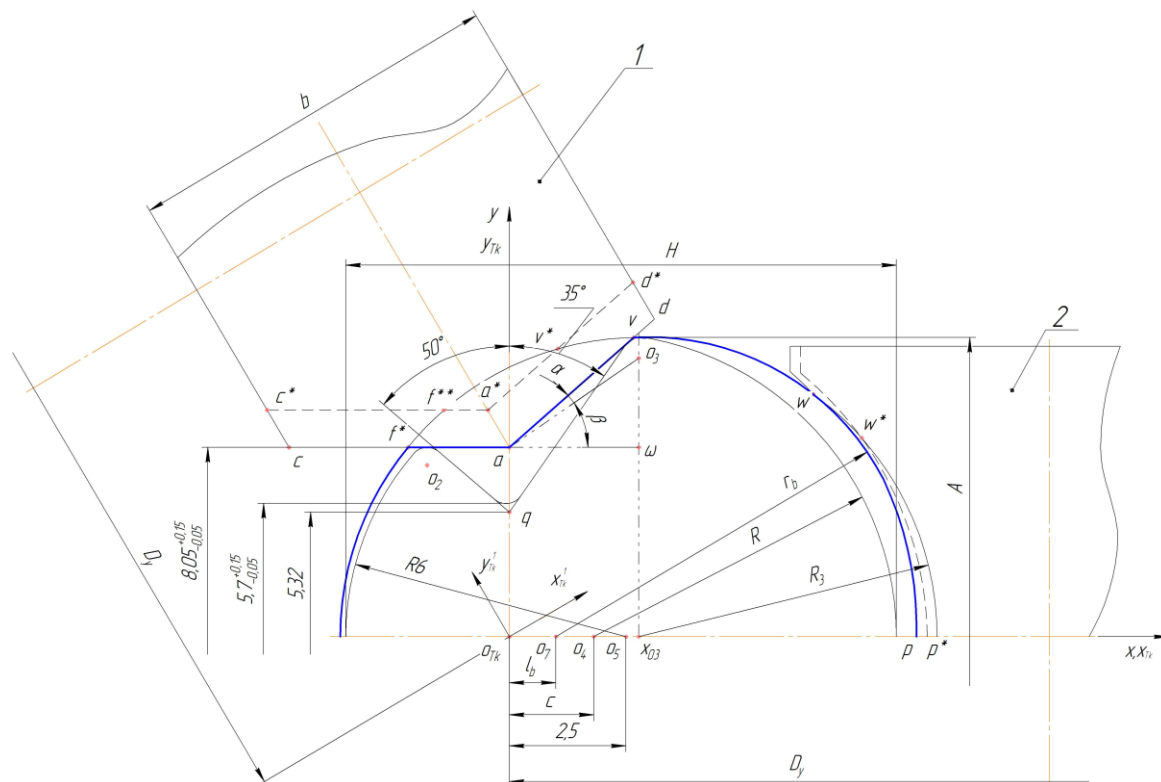


Рис. 3. Расчетная схема процесса деформации в первой ступени формоизменения заготовки

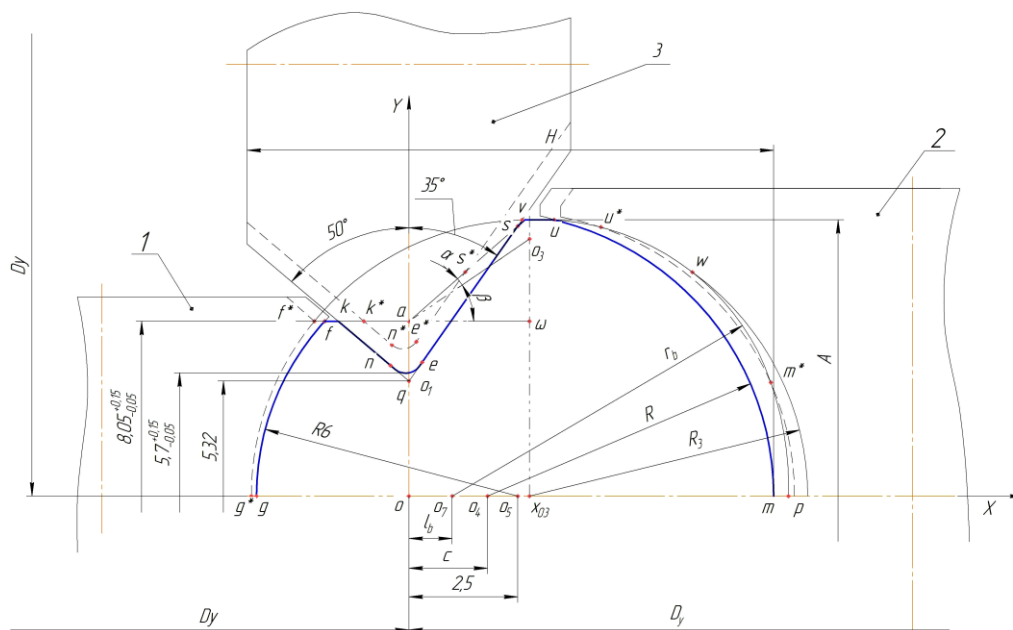


Рис. 4. Расчетная схема процесса деформации во второй ступени формоизменения заготовки

На основе представленных расчетных схем (см. рис. 3 и 4) в работе [3] получены аналитические зависимости изменения геометрических параметров заготовки по длине очагов деформации в первой и второй ступенях формоизменения. Обобщая полученные результаты и допол-

нив полученные зависимости уравнением сечения круглой заготовки:

$$y = \sqrt{R_3^2 - (x - x_{0_3})^2}, \quad x_{0_3} - R_3 \leq x \leq x_{0_3} + R_3, \quad (1)$$

была получена система уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} y = \sqrt{R_3^2 - (x - x_{0_3})^2}, \quad x_{0_3} - R_3 \leq x \leq x_{0_3} + R_3; \\ \text{Первая ступень деформации при } z \leq l_{Tk} \\ y(z) = \frac{y_{c^*}(z) - y_{a^*}(z)}{x_{c^*}(z) - x_{a^*}(z)} x + \frac{x_{a^*}(z)y_{c^*}(z) - x_{c^*}(z)y_{a^*}(z)}{x_{c^*}(z) - x_{a^*}(z)}, \quad x_{f^{**}} \leq x \leq x_{a^*}; \\ y(z) = \frac{y_{d^*}(z) - y_{a^*}(z)}{x_{d^*}(z) - x_{a^*}(z)} x + \frac{x_{a^*}(z)y_{d^*}(z) - x_{d^*}(z)y_{a^*}(z)}{x_{d^*}(z) - x_{a^*}(z)}, \quad x_{a^*} \leq x \leq x_{v^*}; \\ y(z) = \sqrt{r_b^2 - [x - x_{0_7}(z)]^2}, \quad x_{w^*} \leq x \leq x_{0_7}(z) + r_b; \\ y(z) = \sqrt{R_3^2 - (x - x_{0_3})^2}, \quad \begin{cases} x_{0_3} - R_3 \leq x \leq x_{f^{**}}; \\ x_{v^*} \leq x \leq x_{w^*} \end{cases} \\ \text{Вторая ступень деформации при } l_{Tk} \leq z \leq 0 \\ y(z) = \sqrt{6^2 - (x - x_{0_5}(z))^2}, \quad x_{0_5}(z) - 6 \leq x \leq x_{f^{**}}; \\ y = 4,025, \quad x_{f^{**}} \leq x \leq x_{k^*}; \\ y(z) = x \tan 140^\circ + 2,66 + \frac{D_y}{2} - \sqrt{\left(\frac{D_y}{2} - 2,66\right)^2 - z^2}, \quad x_{k^*} \leq x \leq x_{n^*}; \\ y(z) = -\sqrt{0,4^2 - (x + 0,077)^2} + 3,247 + \sqrt{\left(\frac{D_y}{2} - 2,66\right)^2 - z^2}, \quad x_{n^*} \leq x \leq x_{e^*}; \\ y(z) = \frac{y_{d^*}(z) - y_{a^*}(z)}{x_{d^*}(z) - x_{a^*}(z)} x + \frac{x_{a^*}(z)y_{d^*}(z) - x_{d^*}(z)y_{a^*}(z)}{x_{d^*}(z) - x_{a^*}(z)}, \quad x_{e^*} \leq x \leq x_s; \\ y(z) = \sqrt{R_3^2 - (x - x_{0_3})^2}, \quad x_v \leq x \leq x_{u^*}; \\ y(z) = \sqrt{R^2 - [x - x_{0_4}(z)]^2}, \quad \begin{cases} x_{u^*} \leq x \leq x_{m^*}; \quad -l_{Tk} \leq z \leq z_{x_p}; \\ x_{u^*} \leq x \leq x_{0_4}(z) + R, \quad z_{x_p} \leq z \leq 0 \end{cases}; \\ y(z) = \sqrt{r_b^2 - [x - x_{0_7}(z)]^2}, \quad x_{m^*} \leq x \leq x_{0_7}(z) + r_b; \quad -l_{Tk} \leq z \leq z_{x_p}. \end{array} \right. \quad (2)$$

Данная система аналитически описывает изменение сечения заготовки в произвольном сечении очагов деформации обоих очагов деформации.

Определившись с описанием изменения геометрических размеров заготовки в сечениях очагов деформации обеих ступеней формоизменения, рассмотрим определение энергосиловых параметров процесса волочения. В настоящее время в теории обработки металла давлением (ОМД) существует достаточно большое количество методов решения, которые позволяют определить не только энергосиловые параметры процесса деформации, но и провести анализ напряженно-деформированного состояния при формировании получаемого профиля. Однако при решении прикладных производственных задач, когда не требуются исследования напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации, можно применять достаточно простые инженерные методы расчета.

В ОМД одним из таких способов является метод «плоских сечений» [4]. Этот метод, основанный на усреднении полей тензоров напряжений и деформаций, а также вектора перемещения частиц металла по поперечному сечению очага деформации, дает приемлемую точность в инженерных расчетах при определении усилий, мощностей и т.п., не требуя значительных затрат. В соответствии с методом плоских сечений в очаге деформации выделим элементарный объем металла, ограниченный двумя параллельными плоскостями перпендикулярно оси волочения Oz (рис. 5) на расстоянии друг от друга dz .

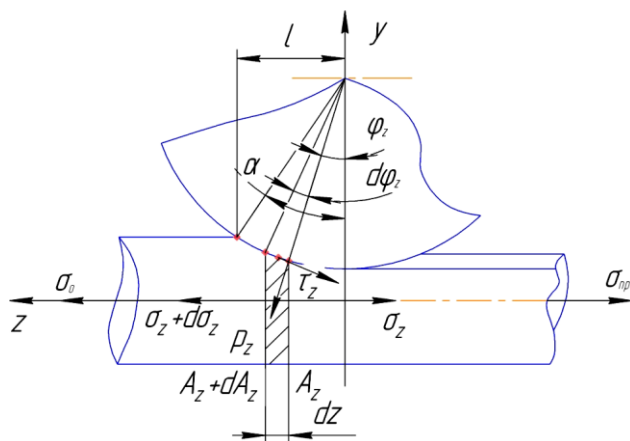


Рис. 5. Схема внутренних сил, действующих в очаге деформации

Дифференциальное уравнение равновесия выделенного объема имеет вид [5]

$$(\sigma_z + d\sigma_z)(A_z - dA_z) - \sigma_z A_z + \sum_{i=1}^n \left(p_z b_{z,i} \frac{dz}{\cos \varphi_z} \sin \varphi_z \pm \tau_z b_{z,i} dz \right) = 0, \quad (3)$$

где σ_z – нормальные напряжения на поверхности сечения по Oz ;

p_z – нормальные напряжения на поверхности контакта ролика с деформируемым металлом в выделенном элементарном объеме;

τ_z – касательные напряжения на поверхности контакта ролика с деформируемым металлом в выделенном элементарном объеме;

A_z – площадь поперечного сечения очага деформации;

$b_{z,i}$ – ширина поверхности контакта i -го ролика с деформируемым металлом;

φ_z – угол наклона поверхности контакта к оси волочения;

n – число роликов в сечении очага деформации.

В зонах отставания и опережения рассматриваемой схемы происходит относительное перемещение деформируемого металла по поверхности инструмента. Принимаем, что в этих зонах соблюдается закон трения Амонтона-Кулона, устанавливающий прямую пропорциональную зависимость между касательными и нормальными напряжениями, действующими на поверхности ролика:

$$\tau_z = f p_z, \quad (4)$$

где f – коэффициент трения деформируемого металла о ролики калибра.

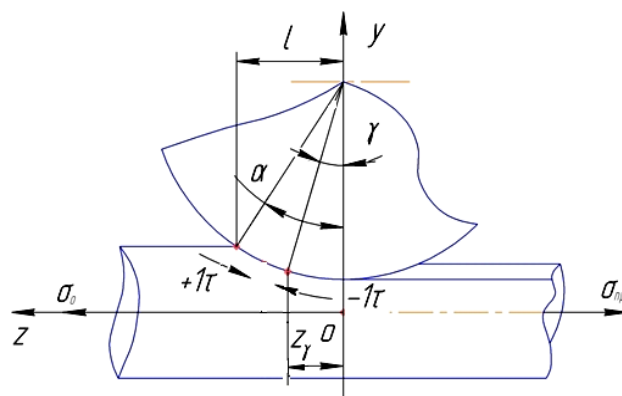


Рис. 6. Схема действия касательных напряжений на поверхности контакта металла с роликами

В зонах отставания и опережения касательные напряжения противоположны и действуют в направлении векторов относительного про-

скальзывания металла по ролику (рис. 6). При этом зоны отделены нейтральным сечением, который характеризуется углом нейтрального сечения γ_i , и определяется из условия равенства вращательных моментов, создаваемых силами трения в зонах отставания и опережения, как для неприводных роликов [6]:

$$\int_{0, \gamma_i}^{\gamma_i} p_{\phi} \frac{\Delta A_i}{\cos \phi} R_i d\phi = \int_{\gamma_i}^{a_i} p_{\phi} \frac{\Delta A_i}{\cos \phi} R_i d\phi, \quad (5)$$

где p_{ϕ} – нормальные напряжения на поверхности деформируемого металла с роликами;

R_i – значение радиуса деформирующей поверхности i -го ролика;

γ_i – угол нейтрального сечения i -го ролика;

ΔA_i – изменение площади поперечного сечения профиля заготовки i -м роликом;

a_i – угол охвата металла i -м роликом.

С целью учета влияния зон отставания и опережения на поверхностях контакта деформируемого металла с роликами введем характеристическую функцию $\gamma^i(z)$:

$$\gamma^i(z) = \begin{cases} +1 & \text{при } z \leq z_0^i \\ -1 & \text{при } z \geq z_0^i \end{cases}, \quad (6)$$

где $\gamma^i(z)$ – характеристическая функция зон отставания и опережения;

z_0^i – координата нейтрального сечения i -го ролика.

Тогда дифференциальное уравнение равновесия (6) примет вид

$$(\sigma_z + d\sigma_z)(A_z + dA_z) - \sigma_z dA_z - \sum_{i=1}^n [p_z b_z^i \operatorname{tg} \phi_z dz - \gamma^i(z) \tau_z b_z^i dz] = 0, \quad (7)$$

где σ_z – продольное напряжение, усредненное по поперечному сечению очага деформации;

τ_z – касательное напряжение трения на поверхности контакта с роликом;

p_z – нормальное напряжение давления деформируемого металла на ролики, усредненное по ширине контакта;

A_z – площадь поперечного сечения очага деформации;

b_z^i – ширина поверхности контакта металла на i -м ролике;

ϕ_z – текущий угол контакта металла с роликом.

После деления обеих частей уравнения (7) на произведение $A_z dz$ получим

$$\sigma_{z,z} + \sigma_z (\ln A_z)_{,z} - \sum_{i=1}^n \frac{b_z^i}{A_z} p_z (\operatorname{tg} \phi_z - \gamma_z^i f) = 0. \quad (8)$$

В формуле (8) запятая в подстрочном индексе означает производную по координате z , а дифференциальное уравнение содержит две неизвестные функции σ_z и p_z . Недостающее уравнение, необходимое для решения этой задачи, получим из энергетического условия пластичности Губера-Мизеса:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \beta \sigma_{02}, \quad (9)$$

в котором коэффициент β выражается через показатель напряженного состояния Лоде:

$$\mu_{\sigma} = 2 \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1 \quad (10)$$

по формуле

$$\beta = \frac{2}{\sqrt{\mu_{\sigma}^2 + 3}}, \quad (11)$$

где σ_1 , σ_2 и σ_3 – главные компоненты тензора напряжений;

σ_{02} – условный предел текучести.

В силу незначительной конусности очага деформации ($\phi_z \ll 1$) справедливо считать, что $\sigma_1 \approx \sigma_z$, а $\sigma_3 \approx -p_z$, тогда уравнение (9) примет вид

$$\sigma_z + p_z = \beta \sigma_{02}. \quad (12)$$

Выразим из полученного уравнения (12) p_z и подставим его в уравнение (8), которое после этого приводится к виду обыкновенного дифференциального уравнения первого порядка:

$$\sigma_{z,z} + u_z \sigma_z = w_z \quad (13)$$

с переменными коэффициентами:

$$u_z = (\ln A_z)_{,z} + \sum_{i=1}^n \frac{b_z^i}{A_z} (\operatorname{tg} \phi_z - \gamma_z^i f), \quad (14)$$

$$w_z = \beta \sigma_z \sum_{i=1}^n \frac{b_z^i}{A_z} (\operatorname{tg} \phi_z - \gamma_z^i f). \quad (15)$$

Рассмотрев общий случай приведения уравнения равновесия (3) внутренних сил в произвольном сечении очага деформации к дифференциальному уравнению первого порядка об-

щего вида (13), считаем, что оно справедливо для очагов деформации первой и второй ступени формоизменения заготовки. После этого сформируем связанную систему дифференциальных уравнений для двух последовательно расположенных очагов деформации, связанных между собой начальными условиями:

$$\begin{cases} \sigma_{z,z}^1 + u_z^1 \sigma_z^1 = w_z^1; \\ \sigma_{z,z}^2 + u_z^2 \sigma_z^2 = w_z^2; \\ \sigma_z^1(0) = q_0; \\ \sigma_z^1(L_1) = \sigma_z^2(0). \end{cases}, \quad (16)$$

В системе (16) первое дифференциальное уравнение относится к первому очагу деформации, а второе – ко второму. Третье уравнение является начальным условием в задаче Коши для первого дифференциального уравнения, определяя заданное напряжение противонапряжения q_0 на входе в первый очаг.

Четвертое уравнение системы выражает связь между двумя очагами деформации в форме начального условия в задаче Коши для второго дифференциального уравнения – напряжение на выходе из первого очага деформации является напряжением противонапряжения для второго очага деформации.

Система дифференциальных уравнений (16) кроме неизвестных функций $\sigma_z^1(z)$ и $\sigma_z^2(z)$ содержит еще четыре неизвестных параметра: коэффициенты β_1 и β_2 , которые выражаются через показатель вида напряженного состояния по формулам (10) и (11), и координаты нейтральных сечений роликов z_{γ}^{1i} и z_{γ}^{2i} , выражающиеся через соответствующие углы нейтральных сечений (см. рис. 6).

Параметры β_1 и β_2 изменяются в достаточно узких пределах. Действительно, вследствие соглашения о величине собственных векторов тензора напряжений, главные напряжения удовлетворяют неравенству $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$. Это неравенство в силу формулы (10) приводит к изменению параметра Лодэ в диапазоне $[-1, 1]$, что, в свою очередь, ограничивает диапазон возможных значений $\beta: 1 \leq \beta \leq \frac{2}{\sqrt{3}} \approx 1,15$.

В соответствии с уравнением (12) конкретные значения параметров β_1 и β_2 в указанном диапазоне зависят в нашем случае от отношения σ_z / p_z и могут быть рассчитаны, а затем и уточ-

нены только после интегрирования системы (16).

В системе уравнений (16) коэффициенты u_z^1 , u_z^2 , w_z^1 и w_z^2 обоих дифференциальных уравнений рассчитываются по формулам (14) и (15), в которых переменные площади поперечных сечений A_z , ширины пятен контакта b_z и все остальные параметры, если они для двух очагов различаются, относятся соответственно к первому и второму очагам деформации. Определение площадей поперечных сечений A_z в очагах деформации первой и второй ступени профиля изменяемого сечения заготовки проводилось путем интегрирования соответствующих уравнений системы (2), определяемых пределами описания. Для этого, согласно расчетной схеме первой ступени деформации (см. рис. 3), сечение профиля было разбито на пять участков, а второй ступени деформации (см. рис. 4) – на восемь участков. Ширина каждой линии контакта ролика с металлом b_z^{1i} и b_z^{2i} первой и второй ступеней определялась через координаты x соответствующей функции системы (2) по уравнениям [3].

Координаты нейтральных сечений z_{γ}^{1i} и z_{γ}^{2i} определяются из условия (5) энергонеутрально-сти неприводных роликов по углу γ_i . При этом, как и в предыдущем случае, они уточняются в итерационном процессе, предполагающим многократное интегрирование системы (16) и вычисление интегралов (5).

После определения действительных значений параметров $\beta_1, \beta_2, z_{\gamma}^{1i}$ и z_{γ}^{2i} , а также решения системы (16) могут быть рассчитаны величины усилий, действующих на ролики со стороны деформируемого металла в калибре:

$$P_{ki} = \int_0^{L_{ki}} p_z b_z^{ki} dz, \quad (17)$$

и волочения. В уравнении (17) индекс k обозначает степень деформации, индекс i – номер ролика в клетке.

Заключение

Таким образом, разработанная методика обеспечивает получение значений энергосиловых параметров процесса формирования профиля провода контактного типа МФ из круглой заготовки в сдвоенном роликовом калибре за один проход. Результаты вычислений способствовали проектированию рационального оборудования, представляющего сдвоенный комплект роликовых волок бесстанинного типа [2]. Лаборатор-

ные эксперименты проводились при изготовлении профиля с площадью поперечного сечения 100 мм² из медной и стальной заготовки. Результаты экспериментов показали правильность выбранного направления.

Список литературы

1. Пат. 2492010 Российская Федерация. Способ волочения провода контактного из меди и ее сплавов / В.С. Славин, А.И. Норец; заявитель и патентообладатель ФГБОУ ВПО «МаГУ» (RU). 2012110695/02; заявл. 20.03. 2012; опубл. 10.09.2013 в БИМП. №25.
2. Славин В.С., Норец А.И., Бричко А.Г. Клетки-волоки для получения калиброванного проката: монография. Магнитогорск: МаГУ, 2012. 180 с.
3. Славин В.С., Норец А.И., Исаенков Н.Г. Методика описания очага деформации при формировании профиля контактного провода типа МФ в роликовых калибрах // Сталь. 2016. № 10. С. 45–48.
4. Целиков А.И. Основы теории прокатки. М.: Металлургия, 1965. 248 с.
5. Коновалов Ю.В., Капланова Е.В. Эволюция теории распределения давления металла на валки при прокатке. Донецк: Донецкий национальный технический университет, 2002.
6. Славин В.С. Выбор параметров для описания очага деформации, образованного произвольным количеством роликов // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2009. №4. С. 34–35.
7. Влияние вязкости минеральных масел на температурный режим подшипниковых узлов рабочих валков прокатных станов / Жиркин Ю.В., Мироненков Е.И., Дудоров Е.А., Резванов С.Б. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2006. № 1. С. 58–60.
8. Дудоров Е.А., Жиркин Ю.В. Модернизация подшипникового узла с целью продления его ресурса // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2007. № 4. С. 94–96.

Поступила 05.07.18

Принята в печать 24.08.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-78-86>

METHOD FOR DEFINING DRAWING FORCE PARAMETERS WHEN DRAWING MF TYPE SECTIONS IN DOUBLE GAUGE ROLLERS IN ONE PASS

Vyacheslav S. Slavin – DSc (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: slavin_v_s@list.ru

Aleksandr I. Norets – PhD (Pedagogy), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: norets_a@mail.ru

Yury V. Zhirkin – PhD (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: girkin@yandex.ru

Abstract

Problem Statement (Relevance): This article proposes an algorithm for determining the force parameters of the process of steel drawing in roller gauges through discretisation of the deformation zone realized with the help of analytical equations used to describe the forming process. The algorithm is described using a case study of the MF trolley wires made of copper and copper alloys per the GOST R 55647-2013 standard in a double set of gauge rollers in one pass from a round billet (Patent No. 2492010). **Objectives:** The objective is to substantiate a new cost effective drawing technique for shaped sections of the MF type with different cross-sectional areas that uses roller gauges. **Methods Applied:** A strip method is applied for determining the force parameters of the roller gauges used in the drawing process, which helps make engineering calculations more accurate. **Originality:** Discretisation of the deformation zones using analytical description of the billet deformed in three- and four-roller gauges, based on single and local coordinate system. This helps improve the accuracy of engineering calculations

when analysing drawing force parameters. **Findings:** The algorithm described in this paper was applied for identifying the process equipment parameters in order to carry out experiments of drawing a 100 mm² MF trolley wire. Billets of copper and steel were used in the experiments. **Practical Relevance:** The results of the experiments proved the relevance of the roller gauge drawing process selected for shaped sections. The drawing process that was used to produce MF trolley wires made of copper and copper alloys per the GOST R 55647-2013 standard in a double set of gauge rollers in one pass from a round billet could be recommended for industrial application. The adoption of this process can help cut the labour costs by reducing the number of process passes, enhance the tool durability by replacing sliding friction with rolling friction, and minimise the process energy costs due to a reduced number of passes and a reduced pulling force.

Keywords: Drawing; roller gauge; double set of rollers; discretisation of the deformation zone; local coordinate system; strip method; drawing force parameters.

References

1. Slavin V.S., Norets A.I. *Sposob volocheniya provoda kontaktного iz medi i ee spлавov* [Method of drawing trolley wires made of copper and copper alloys]. Patent RF, no. 2492010, 2013.
2. Slavin V.S., Norets A.I., Brichko A.G. *Kletj-voloki dlya polucheniya kalibrovannogo prokata: monografiya* [Drawing dies for gauged bar drawing: monograph]. Magnitogorsk: Magnitogorsk State University, 2012, 180 p. (In Russ.)
3. Slavin V.S., Norets A.I., Isaenkov N.G. Method for defining the deformation zone when drawing MF type trolley wires in roller gauges. *Stal* [Steel], 2016, no. 10, pp. 45-48. (In Russ.)
4. Tselikov A.I. *Osnovy teorii prokatki* [Fundamentals of the rolling theory]. Moscow: Metallurgiya, 1965, 248 p. (In Russ.)
5. Konovalov Yu.V., Kaplanova E.V. *Evolutsiya teorii raspredeleniya davleniya metalla na valki pri prokatke* [Evolution of the pressure distribution theory in steel rolling]. Donetsk: Donetsk National Technical University, 2002. URL (In Russ.)
6. Slavin V.S. Choice of parameters to describe a deformation zone created by a random number of rollers. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2009, no. 4, pp. 34-35. (In Russ.)
7. Zhirkin Yu.V., Mironenkov E.I., Dudorov E.A., Rezvanov S.B. Effect of mineral oil viscosity on the rolling mill work roll bearing temperatures. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2006, no. 1, pp. 58-60. (In Russ.)
8. Dudorov E.A., Zhirkin Yu.V. Retrofitting of bearing assemblies for a longer service life. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2007, no. 4, pp. 94-96. (In Russ.)

Received 05/07/18

Accepted 24/08/18

Образец для цитирования

Славин В.С., Норец А.И., Жиркин Ю.В. Методика определения энергосиловых параметров при волочении профилей типа МФ в двойных роликовых калибрах за один проход // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 78–86. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-78-86>

For citation

Slavin V.S., Norets A.I., Zhirkin Yu.V. Method for defining drawing force parameters when drawing MF type sections in double gauge rollers in one. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 78–86. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-78-86>

УДК 621.774

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-87-97>

ИЗУЧЕНИЕ ТЕПЛОВЫХ ЯВЛЕНИЙ ПРИ ГИБКЕ ТРУБ С РАСКАТЫВАНИЕМ

Бобылев А.В., Козлов А.В., Максимов С.П., Халиулин Е.В.

Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

Аннотация

Тонкостенные трубы из коррозионностойких сталей находят широкое применение в авиации, ракетостроении, космической технике, судостроении, машиностроении, черной и цветной металлургии, атомной энергетике, химической, нефтяной и газовой промышленности и других отраслях. Гибка труб является одной из основных операций технологического процесса изготовления деталей трубопроводов. При гибке труб с раскатыванием тепловые явления определяют температуру в зоне гибки, определяют интенсивность износа инструмента (раскатных шариков), следовательно, и его стойкость. С целью установления процесса распределения теплоты в зоне гибки, были проведены натурные эксперименты с применением искусственной термопары и тепловизора. Применение искусственной термопары объясняется его простотой, надежностью и широкой доступностью. Все необходимые измерения были проведены на специальном станке для гибки труб малого диаметра. Была произведена съемка температур с применением тепловизора. Эксперименты были проведены с применением охлаждающей жидкости и без нее. Для получения пространственной картины распределения тепла в зоне обработки и построения зависимости температуры от времени и фаз гибки, были проведены измерения промышленным тепловизором FLIR P65 на разработанном в ЮУрГУ специальном станке модели СХГТ–3. Были построены графические зависимости изменения температуры в зоне раскатывания при равномерном прохождении по 10 точкам. Было проведено сравнение двух методов измерения температуры. Была измерена температура в зоне раскатывания без использования охлаждения, также была измерена температура на поверхности трубы, которая заметно отличается от температуры на раскатном инструменте, из-за рассеяния теплоты по различным элементам технологической системы, заготовки и окружающей среде. В ходе исследования стало известно, что при значительном периоде обработки возрастает вероятность низкотемпературного отпуска инструмента, что требует обязательного использования высокоэффективных охлаждающих сред.

Ключевые слова: тепловые явления, гибка труб, специальный станок, искусственная термопара, тепловизор.

Введение

Для рациональной компоновки трубопроводов, организации компенсаторов температурных деформаций и других технологических элементов, изготавливаемых из труб, требуется большое количество их криволинейных участков. Гибка труб является одной из основных операций технологического процесса изготовления изогнутых деталей трубопроводов. Однако в современных производственных условиях осуществить качественную гибку труб диаметром более 40 мм в холодном состоянии достаточно сложно. Связано это с тем, что она сопровождается возникновением таких дефектов, как утонение стенки на внешней частигиба, сплющивание поперечного сечения, образование гофр и изломов на внутренней частигиба.

Основным приемом снижения перечисленных негативных явлений при гибке и повышения пластических свойств материала трубы является нагрев. Однако его применение требует значительных энергозатрат и использования сложного дорогостоящего оборудования.

Разработанная в ЮУрГУ технология гибки тонкостенных труб с раскатыванием устраняет многие из перечисленных выше недостатков. Сущность новой технологии гибки труб с раскатыванием [1] заключается в следующем. При вращении раскатника (**рис. 1**), заведенного в трубу с достаточно большим натягом, в каждой точке кольцевой зоны раскатывания возникает знакопеременный изгиб, при котором изгибные напряжения кратковременно достигают предела текучести σ_T . В результате при приложении относительно небольшого изгибающего усилия происходит гибка в перемещающейся кольцевой зоне раскатывания [2–8].

© Бобылев А.В., Козлов А.В., Максимов С.П., Халиулин Е.В., 2018

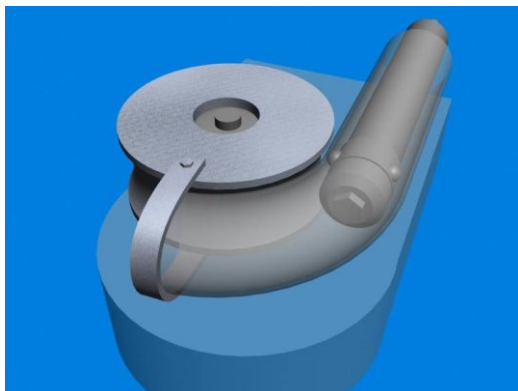
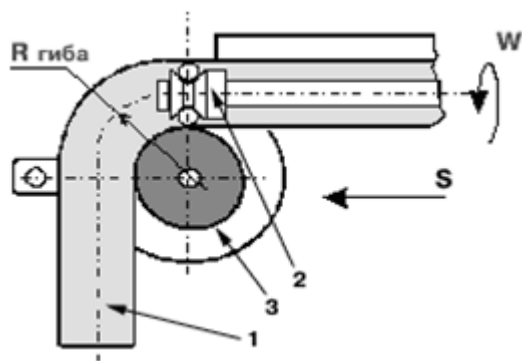


Рис. 1. Схема гибки труб с раскатыванием:
1 – труба; 2 – раскатной инструмент; 3 – гибочный ролик

Материалы и методы исследования

Тепловые явления в процессе раскатывания и гибки трубы играют исключительно важную роль. Именно они определяют температуру в зоне гибки, которая оказывает прямое влияние на величину сил гибки и микроструктуру поверхностного слоя заготовки. Еще более существенное влияние оказывает температура раскатывания на интенсивность износа инструмента (раскатных шариков), следовательно, и его стойкость. При повышении локальных температур в зоне раскатывания у раскатных шариков может произойти низкотемпературный отпуск, который изменит механические свойства шариков, чем заметно ускорит их износ [1, 22].

Для выявления характера распределения тепла в зоне раскатывания и величин нагрева рабочих элементов [9–13] проведена серия экспериментов с использованием следующих (двух концептуально разных) методов измерений: с помощью искусственной термопары и тепловизора [21].

Эксперименты с использованием искусственной термопары обусловлены его простотой, надёжностью и широкой доступностью. Из-

мерения проводились на демонстрационной установке [15–20] для гибки труб малого диаметра (рис. 2).

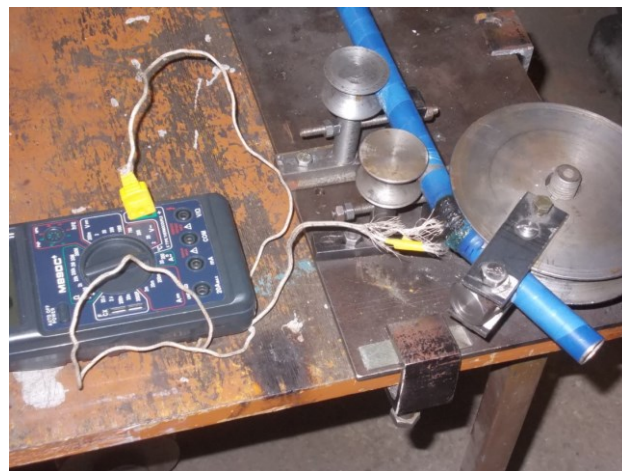


Рис. 2. Станок для гибки труб малого диаметра

В процессе гибки зона раскатывания равномерно проходила по 10 точкам, расположенным через 10 мм на поверхности трубы внешнего радиусагиба (точка Т2) и над осью раскатной головки, соответственно, и самой трубы (точка Т1, отклонённая от точки Т2 на 90°, рис. 3, где 1 – раскатной ролик, 2 – раскатная головка, 3 – заготовка, 4 – мультиметр, 5 – искусственные термопары).

Результаты исследований с помощью искусственной термопары и тепловизора

Для определения максимальной температуры гибки в первом опыте эксперимент проводился без применения охлаждения [14]. Его результаты приведены на рис. 4–6, где 1 – минеральное масло И10-А; 2 – вода; 3 – эмульсол МР-7.

Измерения термопарой позволили получить лишь приблизительную картину распределения тепла при гибке труб с раскатыванием. Кроме того, термопара хоть и незначительно, но удалена от зоны обработки и не дает реальной картины непосредственно в зоне работы инструмента.

Для получения пространственной картины распределения тепла в зоне обработки и построения зависимости температуры от времени и фаз гибки проведены измерения промышленным тепловизором FLIR P65 на станке марки СХГТ-3 при гибке трубы диаметром 76 мм и толщиной стенки 3,5 мм. Съёмка велась с 2-х позиций: 1) перпендикулярно оси вращения раскатки; 2) вдоль оси работы инструмента, со стороны открытого торца трубы. Опыты проводились и при использовании различных сред обработки – с использованием охлаждающей жидкости и без нее (рис. 7).

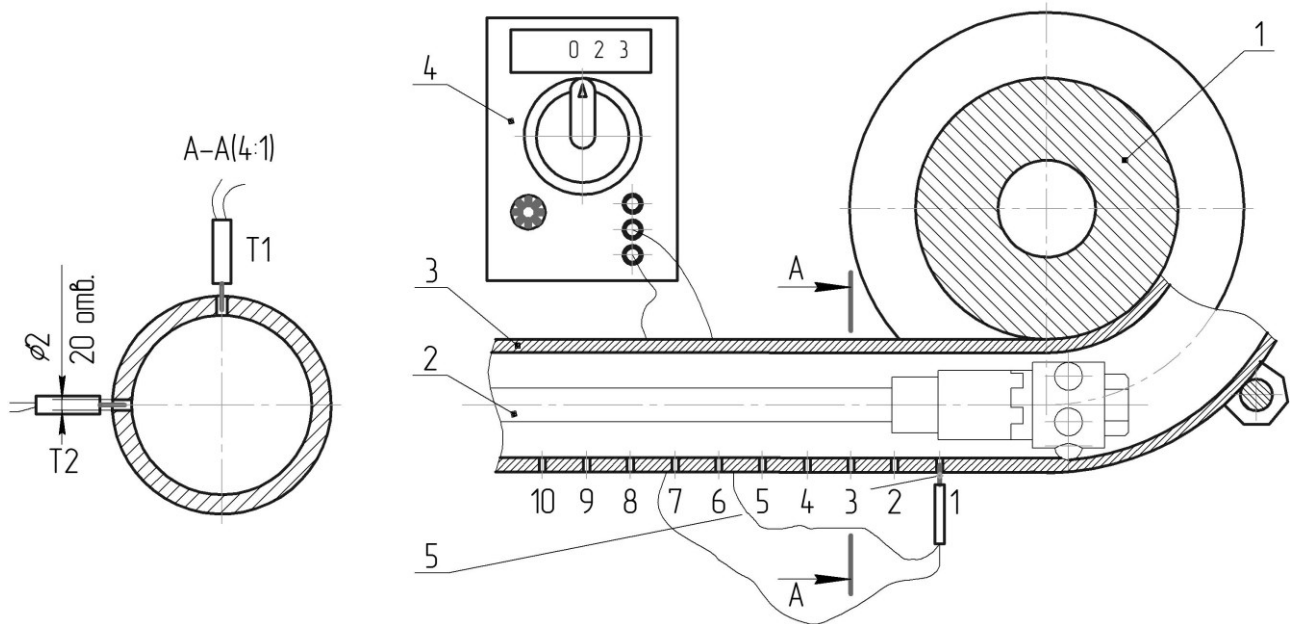


Рис. 3. Схема измерения

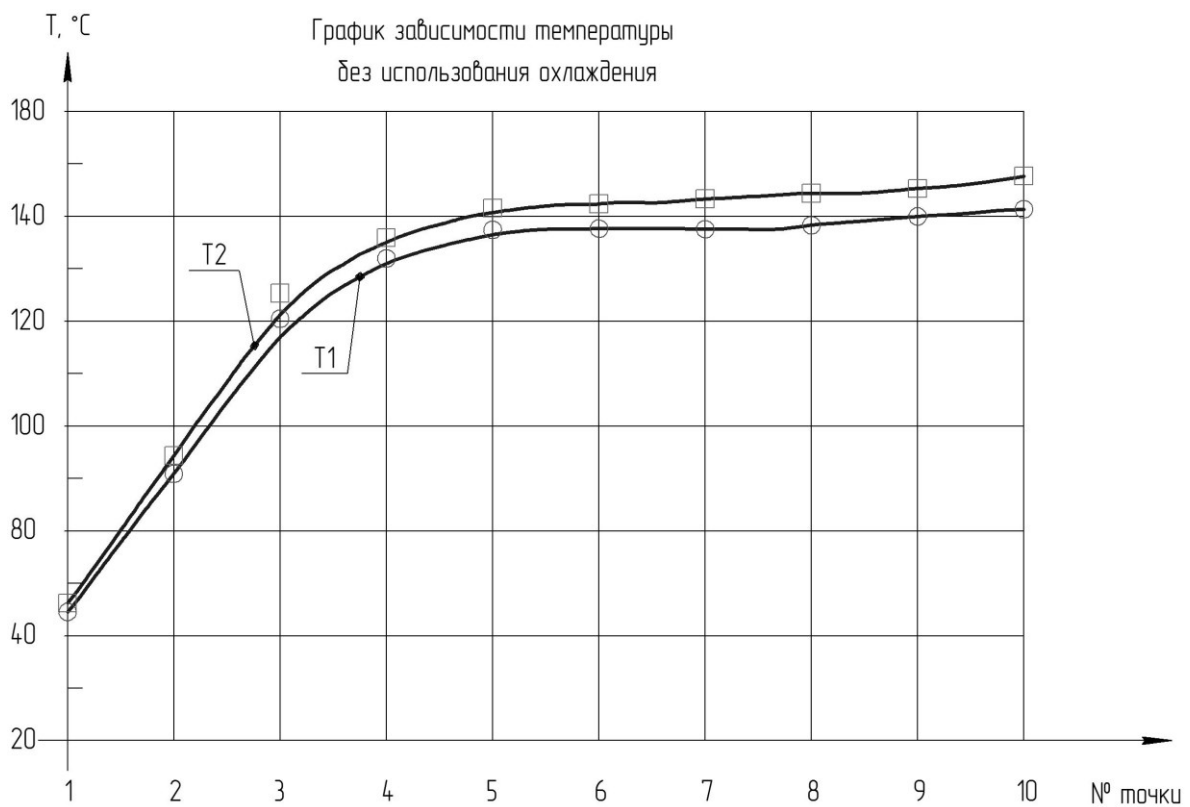


Рис. 4. Результаты измерения с помощью искусственных термопар без применения охлаждения

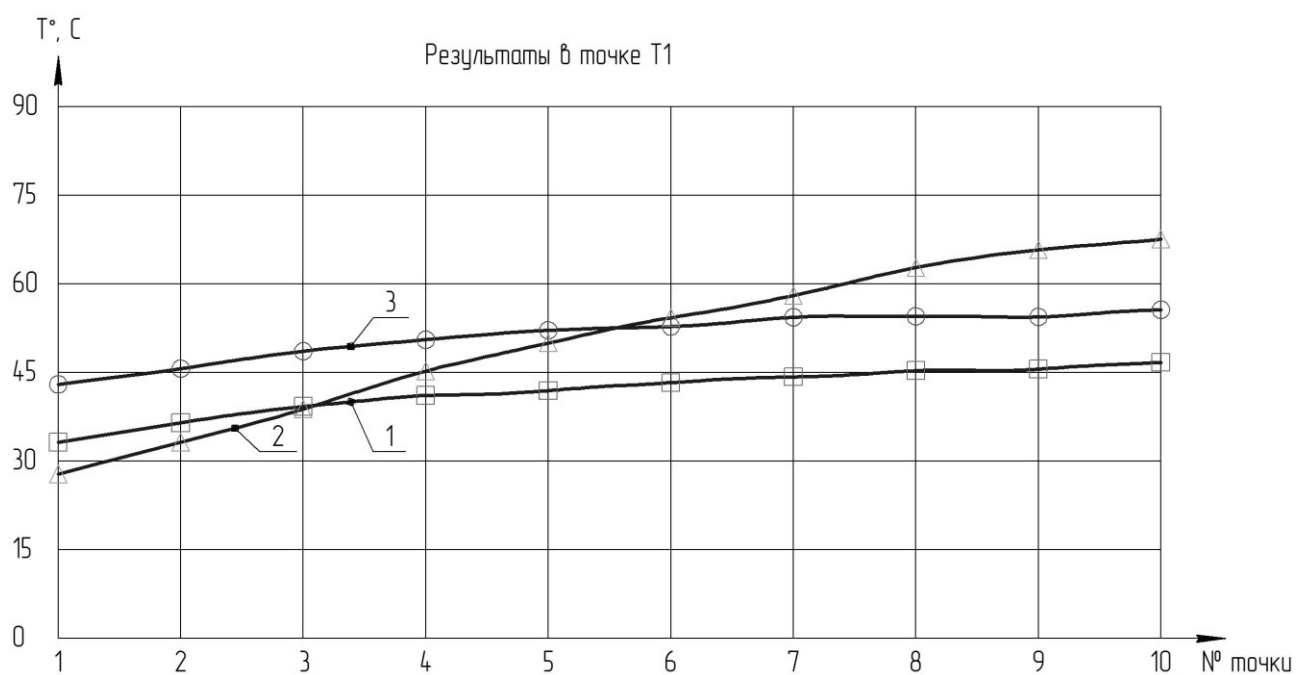


Рис. 5. График изменения температуры в зоне раскатывания (T1) с применением различных типов охлаждения

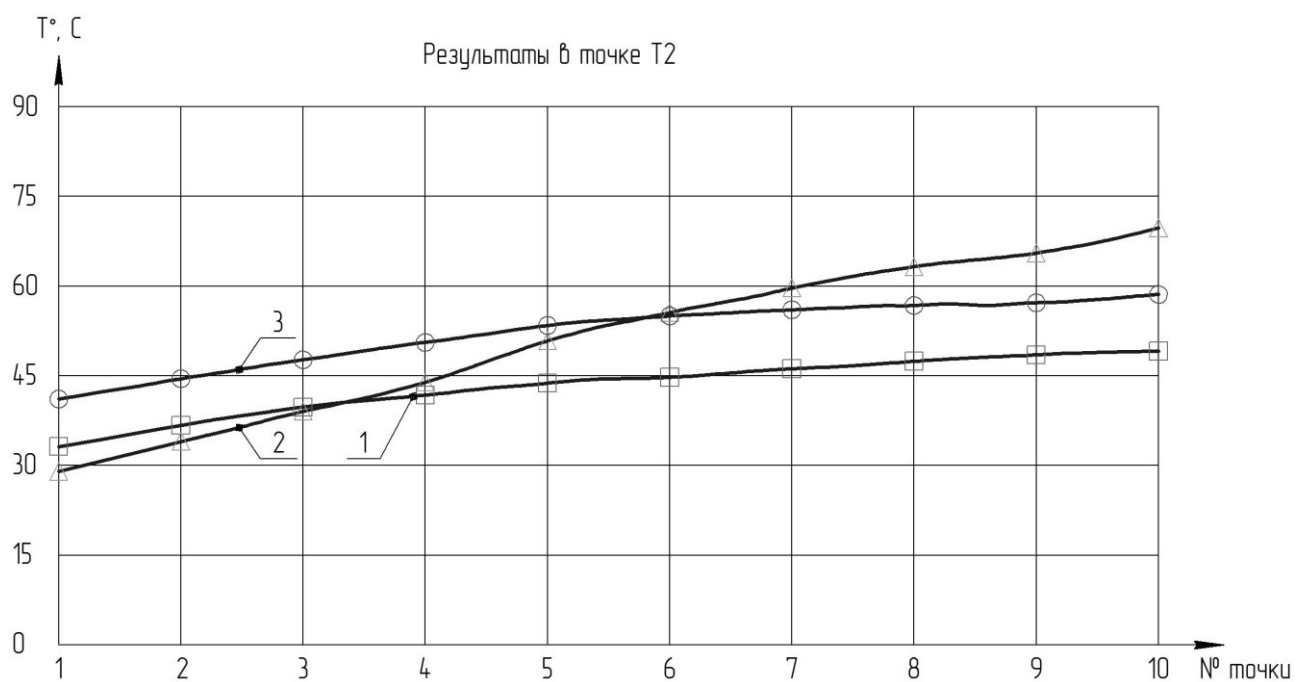


Рис. 6. График изменения температуры в зоне раскатывания (T2) с применением различных типов охлаждения

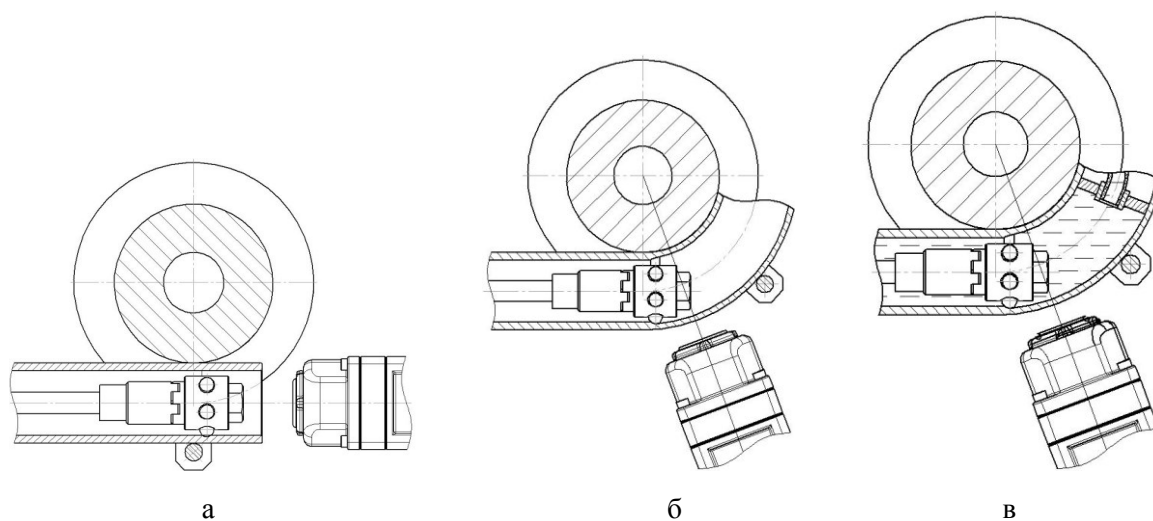


Рис. 7. Схема съёмки температур с помощью тепловизора:
а – с торца, без охлаждения; б – со стороны зоны раскатывания, без охлаждения;
в – со стороны зоны раскатывания, с использованием воды в качестве охлаждения

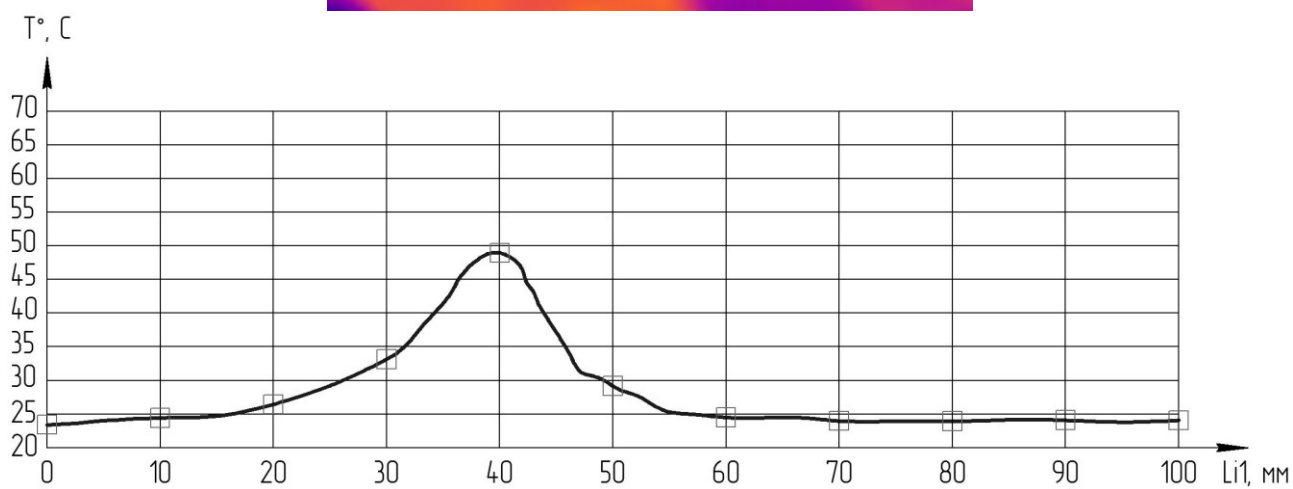
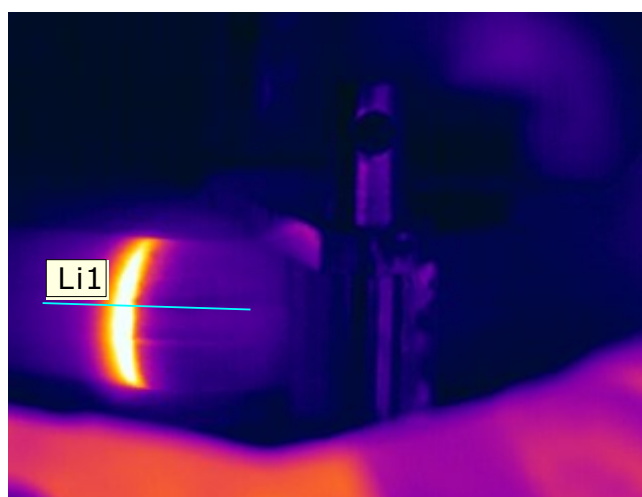


Рис. 8. Распределение температуры в зоне раскатывания без применения охлаждения, в момент включения

Результаты измерений представлены на **рис. 8–11**.

На **рис. 8** видно, что на линии 1 (Li1) вначале температура трубы равна температуре окружающей среды, т.е. $23,7^{\circ}\text{C}$, нет яркого свечения на трубе на расстоянии 20 мм, затем в пределах зоны раскатывания на расстоянии 30 мм (яркая полоса на трубе) температура постепенно возрастает, достигая максимума $47,7^{\circ}\text{C}$, согласно графику, затем температура трубы уменьшается и на расстоянии 50 мм от зоны раскатывания стабилизируется до $23,7^{\circ}\text{C}$, т.е. до температуры окружающей среды.

На **рис. 9** видно, что в начальный момент температура на внутренней поверхности трубы практически равна температуре окружающей среды ($21,3^{\circ}\text{C}$ для линии 1 и $20,9^{\circ}\text{C}$ для линии 2), затем в месте контакта деформирующих элементов с трубой температура постепенно увеличивается. Скачки на графике обусловлены тем, что шарики на раскатном инструменте проскальзывают во время гибки, то увеличивая, то умень-

шая температуру, что обусловлено разными радиусами трубы и конусов раскатного инструмента, на котором расположены деформирующие элементы (шарики).

Последующие измерения температуры произведены через 30 с после начала гибки, когда процесс стабилизировался (уголгиба составил 10° – 15°).

На **рис. 10** видно, что максимальная температура наблюдается в середине полосы шириной 50 мм и достигает 130° – 140°C . По краям температура уменьшается до 30° – 40°C . Однако не доходя до температуры окружающей среды, т.к. зона раскатывания еще не успевает остыть.

На **рис. 11** видно, что характер распределения температуры примерно такой же, как в начальный момент, максимальная температура на инструменте достигает 130° – 140°C .

Графики сравнения результатов измерений с охлаждением водой и без применения охлаждения приведены на **рис. 12–13**.

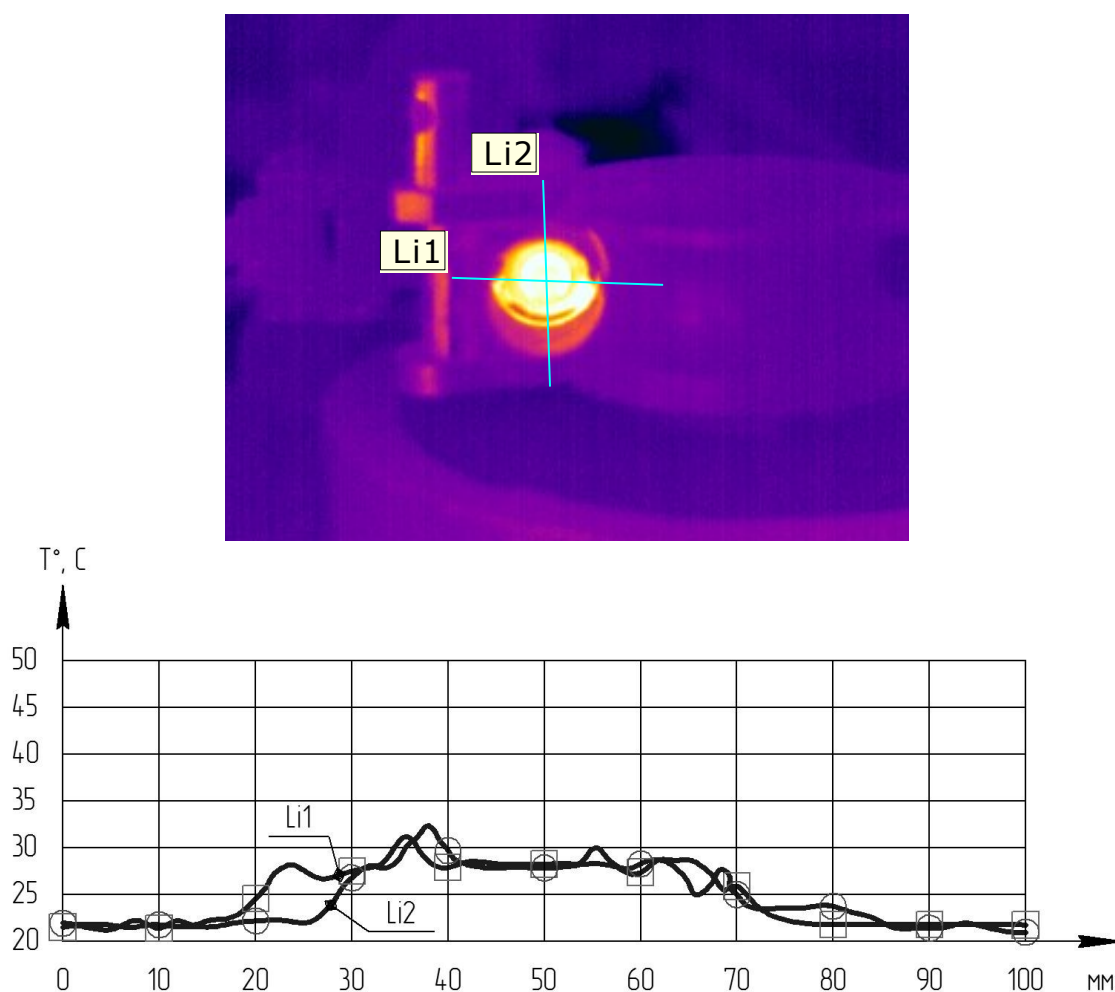


Рис. 9. Распределение температуры на раскатном инструменте, в момент включения

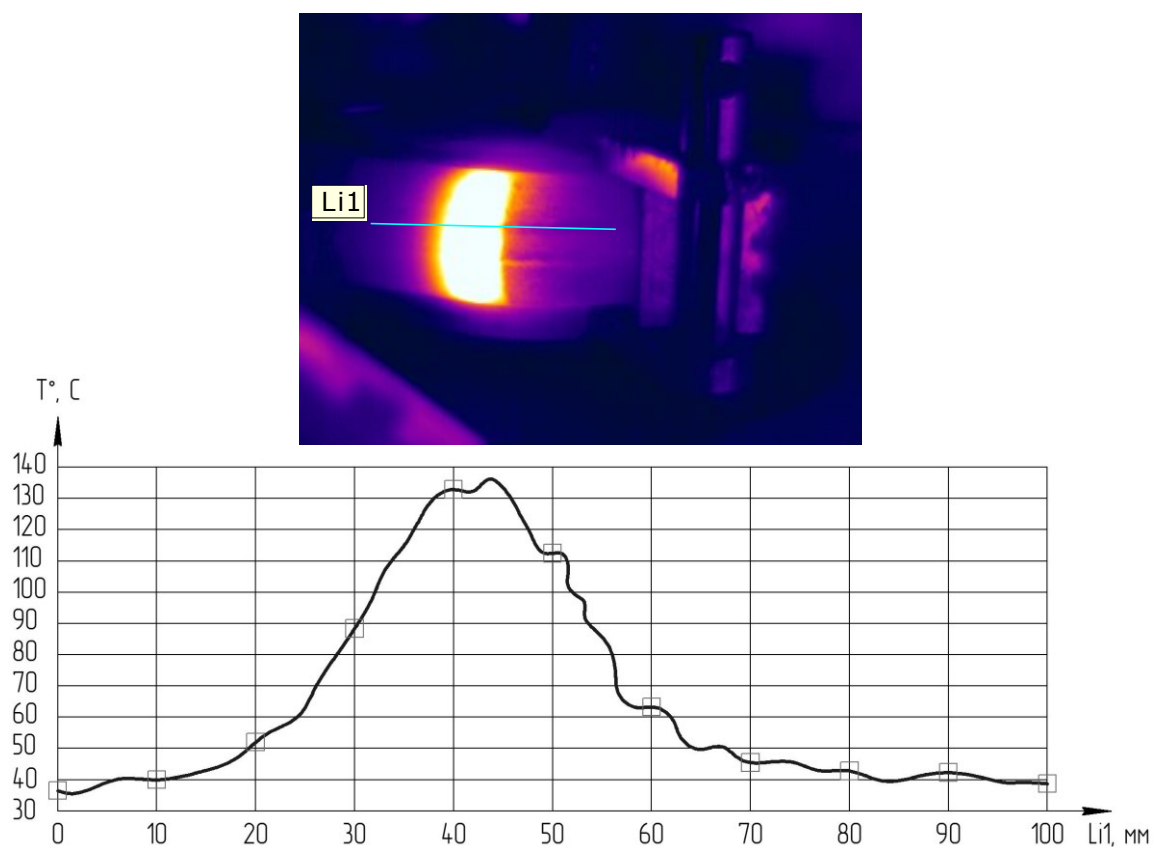


Рис. 10. Распределение температуры в зоне раскатывания без охлаждения, через 30 с после включения

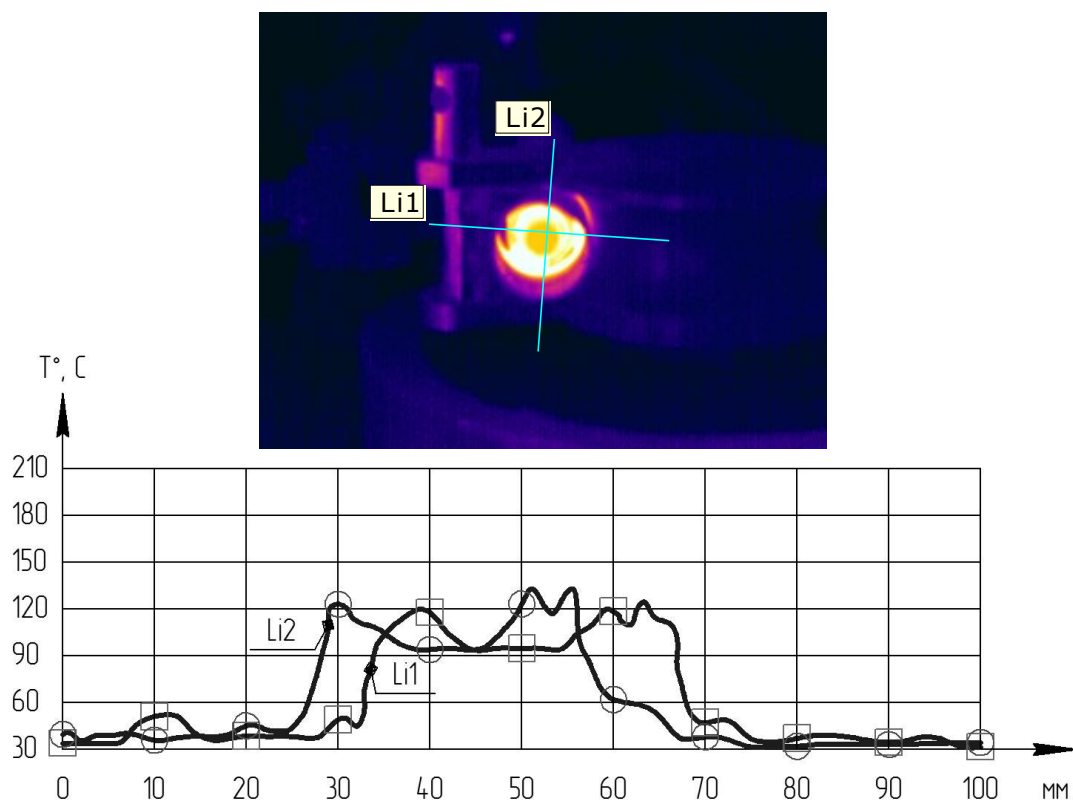


Рис. 11. Распределение температуры на раскатном инструменте, через 30 с после включения

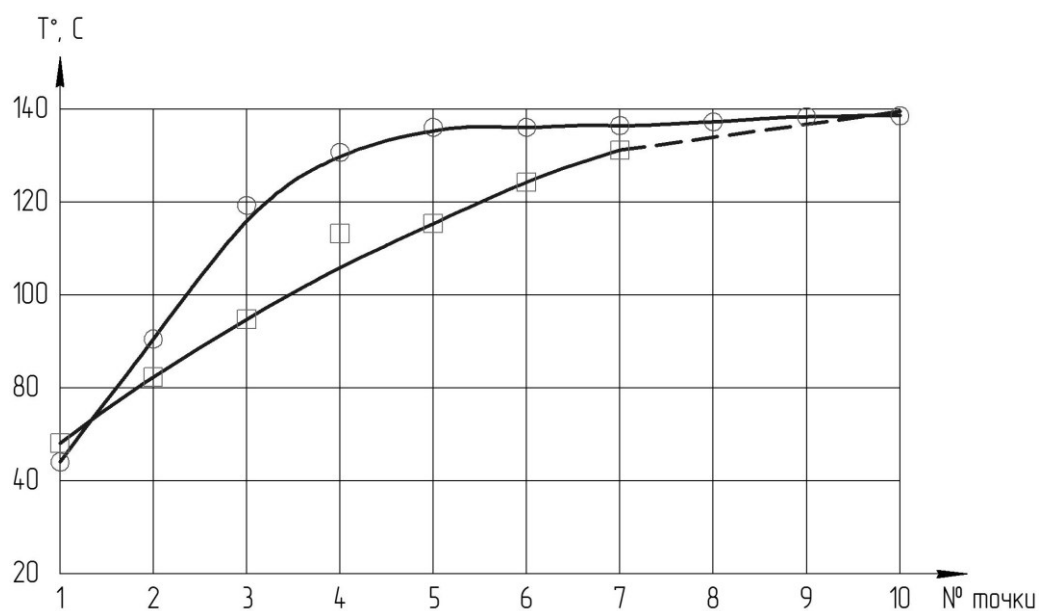


Рис. 12. График сравнения результатов измерений без применения охлаждения

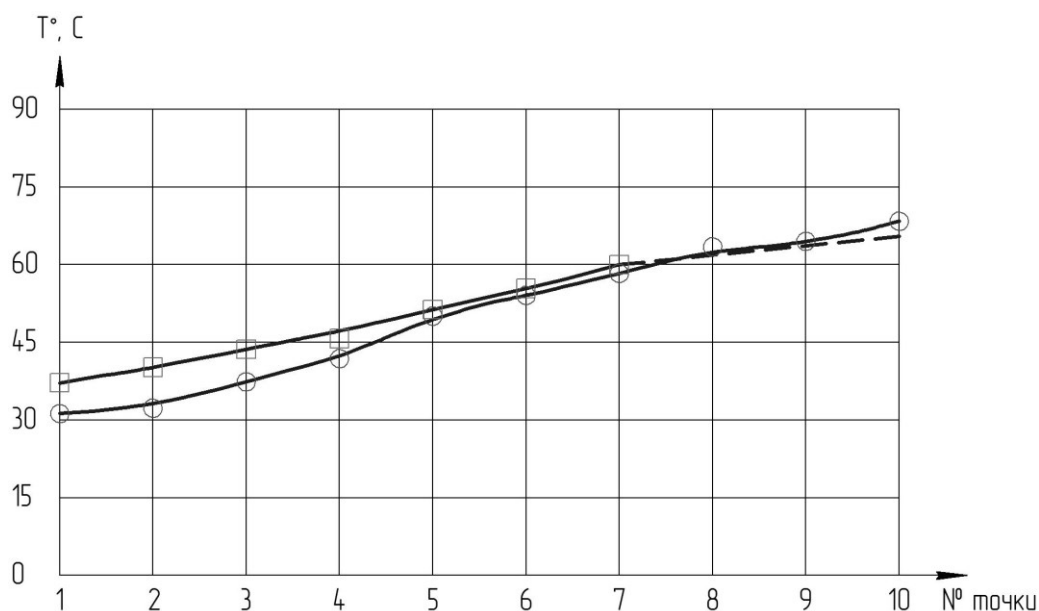


Рис. 13. График сравнения результатов измерений с охлаждением водой

Заключение

Сравнивая результаты двух методов измерения, представленных на **рис. 12–13**, можно сделать следующие выводы:

1) без использования охлаждения температура в зоне раскатывания повышается не столь значительно в начале из-за перераспределения теплоты по толщине трубы;

2) температура на поверхности трубы заметно отличается от температуры на раскатном инструменте, что видно на снимках с торца трубы из-за

рассеяния теплоты по элементам технологической системы заготовки и распределения теплоты в окружающую среду;

3) при значительной длительности гибки трубы в зоне раскатывания возрастает вероятность низкотемпературного отпуска инструмента, что требует обязательного использования высокоэффективных охлаждающих сред;

4) при выходе на рабочий режим гибки (**рис. 10–11**) температура достигает 130–140°C. Перепад температуры между раскатным инструментом и трубой 40°C. Применение в качестве охлаждения

воды является достаточным, чтобы сохранить стойкость раскатного инструмента.

Список литературы

1. Козлов А.В., Бобылев А.В. Технология и оборудование холодной гибки тонкостенных труб: монография. Челябинск: ЮУрГУ, 2007. 169 с.
2. Solomonov, K., 2014, Development of software for simulation of forming forgings, *Procedia Engineering*, 8. P. 437–443.
3. Хлуд А.А. Обкатывание роликами наружных и раскатывание шариками внутренних поверхностей. Размерно-чистовая и упрочняющая обработка деталей давлением. М.: Машиностроение, 1963. С. 144–160.
4. Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. М.; Л.: Машгиз, 1961. 463 с.
5. LS-DYNA Theoretical Manual. Compiled By John O. Hallquist. 1998. 498 с.
6. Herrmann, M. State-of-the-Art in Process Simulation of Forming Processes / M. Herrmann, M. Fiderer, J. Walters // *Papers of the International Conference "New Developments in Forging Technology"* in Fellbach (near Stuttgart). Frankfurt/M.: MAT-INFO Werkstoff-Informationsgesellschaft, 2005. 68 с.
7. Kozlov, A. The technology and equipment for cold bending of pipes / A. Kozlov, Y. Khilkevich // *The 29th International Conference on Mechanical Engineering: Book of Conference Lecturer*. Haifa, Israel: Technion, 2003. С. 190–192.
8. Kozlov, A.V. Stress state in pipe on flexure with internal shairing / Kozlov A.V., Sherkunov V.G., Kyilceovich Ya.M. *Russian Engineering Reseach*. New York: Allerton Press, Inc., 2009. Т. 29, № 8. С. 809–812.
9. Pesin A., Pustovoytov D. Influence of process parameters on distribution of shear strain through sheet thickness in asymmetric rolling // *Key Engineering Materials*. Vol. 622–623. 2014. P. 929–935.
10. Халиулин Е.В., Козлов А.В. Измерение температуры при гибке труб с раскатыванием с использованием термопары. Вестник УГАТУ. Серия «Машиностроение». Уфа: Изд-во УГАТУ, 2014. Т. 18. № 3(64). С. 93–96.
11. Banabic D, Bunge H.J., Pohlandt K. and Tekkaya A.E. (2000), *Formability Of Metallic Materials: Plastic Anisotropy, Formability Testing, Forming Limits*, Springer, Berlin, Germany.
12. Hosford W.F. *Mechanical Behavior of Materials*. New-York, Cambridge University Press. 2005.
13. Ling K., Liu Y.-K. Study on forming process of the oil pipe with upset ends // *Applied Mechanics and Materials*. 2014. Vol. 456. P. 648–651.
14. Вейлер С.Я., Лихтман В.И. Действие смазок при обработке металлов давлением. М.: Изд-во АН СССР, 1960. 232 с.
15. Yu Y.-Q. Analysis of the tube head upsetting forming process // *Petrochemical Equipment*. 2015. Vol. 44. P. 58–63.
16. Козлов А.В., Бобылев А.В. О возможности холодной гибки труб из нержавеющей и титановых сплавов // *Отраслевые аспекты технических наук*. 2012. С. 6–10.
17. Lux, R., Kletzin, U., Geinitz, V., Beyer, P. Changes in mechanical parameters of stored patented cold-drawn steel wire // *Wire Journal International*. Vol. 47, iss. 7, July 2014, pp. 78–83.
18. Гайдамак К.М. Монтаж оборудования общего назначения и технологических трубопроводов. М.: Высш. шк., 1987. 255 с.
19. Тавастжерна, Р.И. Изготовление и монтаж технологических трубопроводов. М.: Машиностроение, 1989. 288 с.
20. Гальперин А.И. Машины и оборудование для гибки труб. М.: Машиностроение, 1983. 203 с.
21. Козлов А.В., Шеркунов В.Г. Компьютерное моделирование процесса гибки труб с раскатыванием // Вестник ТГУ. 2009. С. 11–15.
22. Yuri F. Kurmachev, Ruslan E. Sokolov, Denis S. Voroshilov, Vadim M. Bespalov, Vladimir V. Moscvichev. The analytical dependence of the filling billets value to a given relative degree of deformation during cold rolling of tubes // *Journal of Siberian Federal University*. 2012 5 (7), pp. 731–736.

Поступила 22.06.18

Принята в печать 02.08.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-87-97>

UNDERSTANDING THE THERMAL PHENOMENA OCCURING DURING PIPE BENDING AND ROLLING

Andrey V. Bobylev – PhD (Eng.), Head of the Department of Mechanical and Machine Tool Engineering, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia. E-mail: avbobylev@susu.ru

Aleksandr V. Kozlov – DSc (Eng.), Professor South Ural State University, Chelyabinsk, Russia. E-mail: a_kozlov55@mail.ru

Sergey P. Maksimov – PhD (Eng.), Dean of the Faculty of Machinery and Technology, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia. E-mail: maximovsp@susu.ru

Evgeny V. Khaliulin – Engineer, Postgraduate Student South Ural State University, Chelyabinsk, Russia

Abstract

Thin-walled pipes made of corrosion-resistant steels are widely used in aviation, rocket engineering, space technology, shipbuilding, machine building, ferrous and non-ferrous metallurgy, as well as nuclear power, chemical, oil and gas and other industries. Pipe bending is one of the key processes in the production of pipeline components. During pipe bending and rolling, thermal phenomena dictate the temperature in the bending zone, the wear rate of the tool (rolling balls), and hence its durability. To establish the heat distribution pattern in the bending zone, we conducted a series of natural experiments using an artificial thermocouple and a thermal imager. The artificial thermocouple was used because it is a simple, reliable, and easily available tool. All the necessary measurements were taken on a special pipe bending machine designed for small diameter pipes. All temperatures were recorded using a thermal imager. There were experiments carried out with and without a coolant. To obtain a spatial pattern of heat distribution in the treatment zone and to establish a relationship between the temperature and the bending time and phase, a series of measurements was taken with the industrial thermal imager FLIR P65 on a custom-built machine of the SKhGT-3 model designed at SUSU. Curves were built showing the temperature variations in the rolling zone when 10 points are covered in one time. A comparison was made of two temperature measuring techniques. Temperature was measured in the rolling zone with no coolant used, and temperature was measured at the pipe surface, which noticeably differs from the temperature on the rolling tool due to heat dissipation across various components of the process system, the workpiece and the environment. The study found that an extended processing period makes the effect of low-temperature tempering of the tool more probable, which makes the use of highly effective cooling agents a pre-requisite condition.

Keywords: Thermal phenomena, pipe bending, custom-built machine, artificial thermocouple, thermal imager.

References

1. Kozlov A.V., Bobylev A.V. *Tekhnologiya i oborudovanie khodnoy gibki tonkostennykh trub: monografiya* [Technology and equipment for cold bending of thin-walled pipes: Monograph]. Chelyabinsk: SUSU, 2007, 169 p. (In Russ.)
2. Solomonov, K., 2014, Development of software for simulation of forming forgings, *Procedia Engineering*, 8. P. 437–443.
3. Khlud A.A. Obkатыvanie rolkami naruzhnykh i raskatyvanie sharikami vnutrennykh poverkhnostey. Razmernochistovaya i uprochnyayushchaya obrabotka detaley davleniem [Roller rolling of outer surfaces and ball rolling of internal surfaces. Finishing and hardening treatment of machine parts]. Moscow: Mashinostroyeniye, 1963, pp. 144–160. (In Russ.)
4. Smirnov-Alyayev G.A. *Soprotivleniye materialov plasticheskoy deformirovaniyu* [Resistance of materials to plastic deformation]. Moscow; Leningrad: Mashgiz, 1961, 463 p. (In Russ.)
5. LS-DYNA Theoretical Manual. Compiled By John O. Hallquist. 1998. 498 p.
6. Herrmann M. Fiderer M., Walters J. State-of-the-Art in Process Simulation of Forming Processes. Papers of the International Conference "New Developments in Forging Technology" in Fellbach (near Stuttgart). Frankfurt/M.: MAT-INFO Werkstoff-Informationsgesellschaft, 2005. 68 p.
7. Kozlov A., Khilkevich Y. The technology and equipment for cold bending of pipes. The 29th International Conference on Mechanical Engineering: Book of Conference Lecturer. Haifa, Israel: Technion, 2003. P. 190–192.
8. Kozlov A.V. Sherkunov V.G., Kyilceyev Ya.M. Stress state in pipe on flexure with internal shairing. Russian Engineering Reseach. New York: Allerton Press, Inc., 2009, vol. 29, no. 8. P. 809–812.
9. Pesin A., Pustovoytov D. Influence of process parameters on distribution of shear strain through sheet thickness in asymmetric rolling. *Key Engineering Materials*. Vol. 622–623, 2014, pp. 929–935.
10. Khaliulin E.V., Kozlov A.V. Use of a thermocouple to measure temperature during pipe bending and rolling. *Vestnik UGATU. Seriya "Mashinostroyeniye"* [Bulletin of USATU. Series: Mechanical Engineering. Ufa: Publishing House of USATU, 2014, vol. 18, no. 3 (64), pp. 93–96. (In Russ.)
11. Banabic D, Bunge H.J., Pohlandt K. and Tekkaya A.E. (2000), *Formability Of Metallic Materials: Plastic Anisotropy, Formability Testing, Forming Limits*, Springer, Berlin, Germany.
12. Hosford W.F. *Mechanical Behavior of Materials*. New-York, Cambridge University Press. 2005.
13. Ling K., Liu Y.-K. Study on forming process of the oil pipe with upset ends. *Applied Mechanics and Materials*. 2014, vol. 456, pp. 648–651.
14. Veiler S.Ya., Likhtman V.I. *Deystvie smazok pri obrabotke metallov davleniem* [The effect of lubricants during metal forming]. Moscow: Publishing House of the USSR Academy of Sciences, 1960, 232 p. (In Russ.)
15. Yu Y.-Q. Analysis of the tube head upsetting forming process // *Petrochemical Equipment*. 2015. Vol. 44. P. 58–63.
16. Kozlov A.V., Bobylev A.V. On the possibility of cold bending of stainless steel and titanium alloy pipes. *Otraslevye aspekty tekhnicheskikh nauk* [Industry specific aspects of engineering sciences]. Moscow: INGN, 2012, pp. 6–10. (In Russ.)
17. Lux, R., Kletzin, U., Geinitz, V., Beyer, P. Changes in mechanical parameters of stored patented cold-drawn steel wire. *Wire Journal International*. Vol. 47, iss. 7, July 2014, pp. 78–83.
18. Gaydamak K.M. *Montazh oborudovaniya obshchego naznacheniya i tekhnologicheskikh truboprovodov* [Installation of general-purpose equipment and process piping]. Moscow: Vysshaya shkola, 1987, 255 p. (In Russ.)
19. Tavastzherna R.I. *Izgotovleniye i montazh tekhnologicheskikh truboprovodov* [Manufacturing and installation of process piping]. Moscow: Mashinostroyeniye, 1989, 288 p. (In Russ.)
20. Galperin A.I. *Mashiny i oborudovanie dlya gibki trub* [Pipe bending machines and equipment]. Moscow: Mashinostroyeniye, 1983, 203 p. (In Russ.)
21. Kozlov A.V., Sherkunov V.G. Computer modelling of the pipe bending and rolling process. *Vestnik TGU* [Tomsk State University Journal], 2009, pp. 11–15. (In Russ.)

22. Yuri F. Kurmachev, Ruslan E. Sokolov, Denis S. Voroshilov, Vadim M. Beshpalov, Vladimir V. Moskvichev. The analytical dependence of the filling billets value to a given relative degree of deformation during cold rolling of tubes. Journal of Siberian Federal University. 2012 5 (7), pp. 731–736.

Received 22/06/18

Accepted 02/08/18

Образец для цитирования

Изучение тепловых явлений при гибке труб с раскатыванием / Бобылев А.В., Козлов А.В., Максимов С.П., Халиулин Е.В. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 87–97. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-87-97>

For citation

Bobylev A.V., Kozlov A.V., Maksimov S.P., Khaliulin E.V. Understanding the thermal phenomena occurring during pipe bending and rolling. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 87–97. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-87-97>

АНАЛИЗ ОСОБЕННОСТЕЙ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ФЛАНЦА НАМОТОЧНОГО УСТРОЙСТВА КАК КОЛЬЦЕВОЙ ПЛАСТИНЫ

Конев С.В.¹, Михайлец В.Ф.¹, Тефтелев И.Е.², Файнштейн А.С.¹

¹Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, МГТУ, Магнитогорск, Россия

²Магнитогорский метизно-металлургический завод, Магнитогорск, Россия

Аннотация

Используемые в метизной промышленности пластиковые катушки для смотки проволоки имеют недостаточную прочность фланцев. Поломки фланцев имеют место как под воздействием наматываемой на катушки проволоки, так и под воздействием случайных ударных и тепловых нагрузок при транспортировке и хранении катушек с намотанной на них проволокой. Для укрепления фланцев используются радиальные и кольцевые ребра жесткости. Традиционно считается, что наибольшие (главные) напряжения во фланцах – радиальные и тангенциальные, вследствие симметрии катушки и симметрии намотанной на катушку проволоки. Поэтому ребра жесткости на фланцах в настоящее время выполняются радиальными и кольцевыми. Авторы предположили, что возможно образование главных напряжений под углом к радиусу фланца катушки. Соответственно целью исследований являлся анализ законов изменения напряжений в точках фланца, нагруженного различной внешней нагрузкой. Анализ проводился на основе ранее полученных авторами расчетных формул напряженного состояния в точках фланца катушки, представляющего из себя тонкую жесткую кольцевую пластину. В среде математического пакета MathCad 15 рассчитывали величины моментов M_r и M_θ и возникающие от их действия нормальные напряжения – радиальные σ_r и тангенциально направленные σ_θ . Визуализация полученных зависимостей в виде графиков позволила получить следующий научный результат: обнаружено, что возникающие во фланце, как в кольцевой пластине, окружные нормальные напряжения могут, в зависимости от типа и интенсивности нагрузки, а также способа закрепления фланца, иметь экстремум; авторами дано объяснение этому факту. Основным результатом исследований стало предложение выполнять дополнительные ребра жесткости, расположенные на внешней стороне фланца катушки, в соответствии с возможными направлениями главных напряжений, под углом к радиальным и кольцевым ребрам жесткости.

Ключевые слова: пластиковая катушка; элементы катушки; гибкая кольцевая пластина; наибольшие напряжения; упругие деформации.

Введение

Причиной поломки используемых в настоящее время пластиковых монолитных катушек, предназначенных для смотки электродной проволоки, металлокорда и аналогичных длинномерных изделий, является недостаточная прочность фланцев. Деформация фланца, в частности, возникает от давления витков проволоки на фланцы. Указанное давление возникает при смещении витков проволоки второго и последующего рядов намотки из положения «строго друг над другом» относительно витков предыдущего ряда. Как следствие, фланец получает упругую деформацию изгиба, направленную в сторону внешней поверхности фланца. Вследствие этого, на внутренней поверхности фланцев материал испытывает опасные растягивающие напряжения. Дополнительно фланец катушки испытывает напряжения вследствие ударных и температурных нагрузок при складировании и транспортировке катушек.

Проблему прочности катушек решают конструктивно [1– 4]. Однако указанные решения зачастую делаются на основе инженерного опыта, а не аналитических исследований. Поэтому актуальным является углубленное исследование напряженно-деформированного состояния фланца катушки, нагруженного различной внешней нагрузкой.

В работах [5, 6] получены расчетные формулы для анализа напряженного состояния в точках фланца катушки, представляющего из себя тонкую жесткую кольцевую пластину. С целью поиска дополнительных конструктивных решений, повышающих прочность такой катушки, в настоящей работе проанализированы законы изменения напряжений в точках фланца.

Для полученной модели напряжённо деформированного состояния фланца катушки была произведена численная реализация задачи в среде математического пакета MathCad 15. Исходные данные для вычислений были введены в абсолютных величинах системы СИ.

Основная часть

Так как фланец катушки деформируется как пластина, то напряженное состояние при его изгибе от воздействия витков наматываемой проволоки является плоским. При осесимметричном нагружении фланца катушки проволокой (кордом и т.д.) главные напряжения направлены по радиусу фланца и перпендикулярно радиусу фланца. Соответственно в среде математического пакета MathCad 15 рассчитываются величины моментов M_r и M_θ и возникающие от их действия нормальные напряжения – радиальные σ_r и тангенциально направленные σ_θ .

Полученные графики изменения внутренних силовых факторов и напряжений представлены на **рис. 1, 2, 4**. Параметры рассчитываемых катушек, условные обозначения и краевые условия решаемой задачи представлены в **таблице**.

Параметры катушек и краевые условия

Тип катушки	Параметры фланца, м	Цилиндрическая жёсткость фланца D , Нм	Индекс и цвет графиков	Тип нагрузки при r от a до b	Кинематические условия на границе
D300	Внутренний радиус $a=0,05$ м Внешний радиус $b=0,15$ м Толщина $h=0,005$ м	9,921	1, красный	Равномерно распределённая $q(r)=q_0=const$	Защемление на радиусе a
			2, синий	Равнопеременная $q(r)=\frac{(b-r)q_0}{(b-a)}$	Защемление на радиусе b

Как видно из **рис. 1**, определяемые поперечными силами Q касательные напряжения в точках фланца, наличие которых влияет на гипотезы Кирхгофа, используемые при расчетах тонких жестких пластин, уменьшаются при приближении к свободному краю фланца. В то же время наибольшее количество поломок при транспортировке катушек имеет место именно по внешнему радиусу

фланца. Это обстоятельство повышает точность производимых расчетов в этих точках фланца.

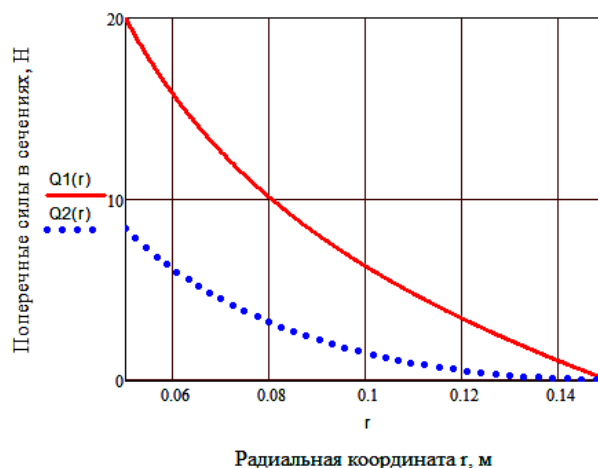


Рис. 1. Изменение поперечной силы вдоль радиуса фланца катушки

Анализ изменения величины тангенциальных моментов по радиусу фланца (**см. рис. 2**) позволил выявить их существенную особенность: наличие экстремума. Чем нагрузка равномернее распределена по радиусу кольца фланца, тем дальше от заделки расположен экстремум, тем более плавным является смена знака производной к функции момента в точке экстремума.

При рассчитанном в настоящей статье консольном нагружении пластины равномерной или равнопеременной нагрузкой смены знака тангенциального момента не происходит. Однако более глубокий анализ явления позволяет сделать вывод о возможной смене знака M_t при иных краевых условиях (двухопорном нагружении пластины, нагружение пластины приложенными на кромках пластины изгибающими моментами и др.). Смена знака момента приводит к смене знака тангенциальных нормальных напряжений σ_θ , что, несомненно, должно учитываться при расчете прочности фланца.

Этот факт можно объяснить следующим образом. На **рис. 3** в аксонометрии изображена схема изгиба пластины равномерно распределенной погонной нагрузкой, приложенной к кромке пластины. Пластина закреплена консольно и подкреплена двумя опорами на свободной кромке. Изгиб пластины в окружной плоскости приводит к образованию окружного момента M_t . Этот момент создает вогнутость пластины. Очевидно, что при этом в заделке возникает момент, распрямляющий пластину, т.е. имеющий противоположный знак.

Другим примером может служить упруго деформируемая тонкая пластина, свернутая в виде

усеченного конуса. Если края отверстия при вершине конуса закреплять на жестком кольце, имеющем диаметр меньше диаметра отверстия конуса, то возникает окружной момент, дополнительно сворачивающий конус, т.е. совпадающий по знаку с моментом, сворачивающим пластинку. Если края отверстия закреплять на жестком кольце, имеющем диаметр больше диаметра отверстия в конусе, то дополнительный окружной момент будет разворачивать конус, т.е. будет иметь противоположный знак. Если диаметры жесткого кольца и отверстия в конусе равны, то дополнительный окружной момент будет равен нулю.

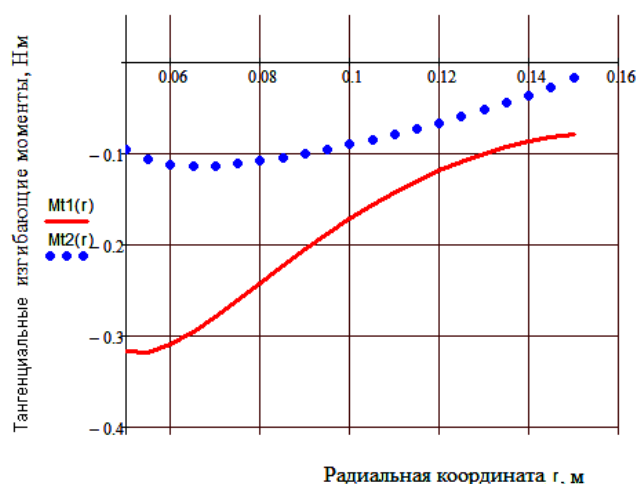


Рис. 2. Изменение тангенциального момента во фланце катушки

Величины поперечных упругих деформаций точек срединной линии фланца $w(r)$ представлены на рис. 4. Как видно из графиков, указанные прогибы имеют те же характерные особенности, что и прогибы балочных функций с аналогичными краевыми условиями [5]. Так, например, прогиб балки с защемлением, нагруженной равномерно распределенной нагрузкой $w_1(r)$, также увеличивается быстрее, чем прогиб балки с равнопеременной нагрузкой $w_2(r)$ с той же максимальной интенсивностью. При этом скорости увеличения прогиба dw/dz также совпадают. По этой причине элементарные балочные функции могут быть рекомендованы в качестве аппроксимирующих при использовании приближенных вычислений прогибов не только прямоугольных, но и кольцевых пластин по вариационному методу Канторовича-Власова.

Для снижения величины напряжений на фланцах катушки выполняют ребра жесткости [7]. Ребра жесткости, как известно, снижают величину растягивающих напряжений. Однако, в отличие от балочных конструкций, фланец катушки, как кольцевая пластина, испытывает изгиб не только в радиальной плоскости, но и в перпендикулярной ей тангенциальной плоскости. Поэтому направле-

ние наибольших напряжений и, соответственно, наибольших деформаций фланца может не совпадать с традиционно практикуемым при изготовлении пластиковых катушек направлением ребер жесткости – вдоль радиуса фланца и по его окружности, т.е. кольцевым. Такое происходит при несимметричном нагружении фланца катушки, например, при его транспортировке, при ударных нагрузках. В этом случае радиальные и тангенциальные напряжения не являются главными. Главные напряжения рассчитываются, например, по [8,9]. Они направлены под углом α или $\alpha+90^\circ$ к напряжениям σ_r , σ_θ . По этой причине необходимо к радиальным и кольцевым ребрам жесткости дополнительно добавить ребра жесткости, расположенные под углом к радиальным и кольцевым. При этом дополнительные ребра жесткости должны образовывать с радиальными и окружными ребрами жесткости треугольные элементы. Треугольные элементы являются, в отличие от многоугольных элементов, геометрически неизменяемыми. Соединение ребер жесткости в треугольный элемент снижает деформацию фланца катушки в плоскости фланца, что дополнительно уменьшает величину главных напряжений в точках фланца. Катушка с фланцами, снабженными дополнительными ребрами жесткости, показана на рис.4, 5.

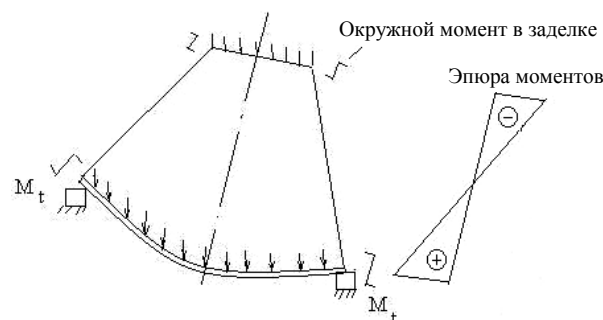


Рис. 3. Схема смены знака окружного момента в изогнутой пластине

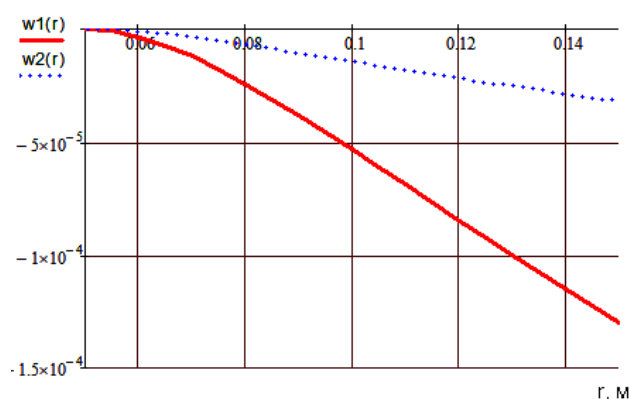


Рис.4. Вертикальные перемещения точек срединной линии фланца

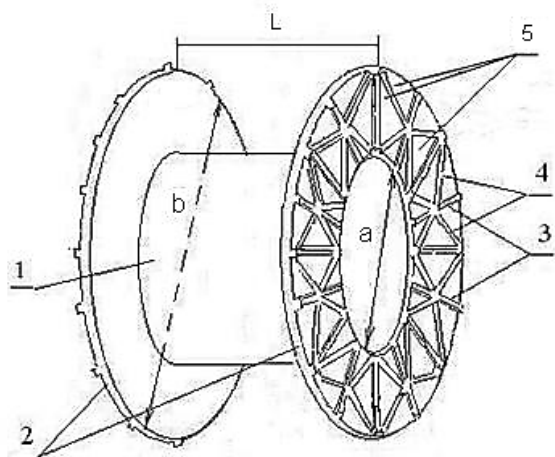


Рис. 5. Катушка с фланцами с радиальными и угловыми ребрами жесткости: 1 – сердечник; 2 – фланец; 3 – радиальные ребра жесткости; 4 – дополнительные ребра жесткости; 5 – треугольный элемент

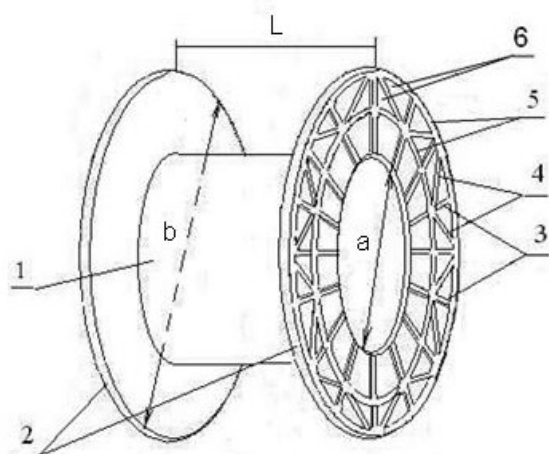


Рис. 6. Катушка с фланцами с угловыми, радиальными и кольцевыми ребрами жесткости: 1 – сердечник; 2 – фланец; 3 – радиальные ребра жесткости; 4 – дополнительные ребра жесткости; 5 – кольцевые ребра жесткости; 6 – треугольный элемент

Заключение

1. Установлены закономерности распределения нормальных радиальных и окружных напряжений по кольцевой симметрично изогнутой жесткой тонкой пластине. Возникающие во фланце устройства для намотки проволоки, как в кольцевой пластине, окружные нормальные напряжения могут, в зависимости от типа и ин-

тенсивности нагрузки, а также способа закрепления фланца, менять знак вдоль радиуса фланца.

2. Определено, что касательные напряжения в точках фланца, наличие которых влияет на гипотезы Кирхгофа, используемые при расчетах тонких жестких пластин, уменьшаются при приближении к свободному краю фланца. Это обстоятельство повышает точность производимых расчетов в наиболее опасных при ударных и термических нагрузках точках фланца.

3. Предложено использовать формулы прогиба элементарных балочных функций, как аппроксимирующие, при приближенном расчете кольцевых пластин по методу Канторовича-Власова.

4. Предложено выполнять дополнительные ребра жесткости, расположенные на внешней стороне фланца катушки, в соответствии с направлениями главных напряжений, под углом к радиальным и кольцевым ребрам жесткости.

Список литературы

1. Пат. 1187451 ФРГ, МКИ2 кл. 47K 5/08. Spule aus Kunststoff mit durch Rippen verstärkten umrandeten Flanchen/Nordroht Kunststoff Rönchen undspritzgußwerk/ H. Zeigmeister K.G. Заявл. 25/08/61; опубл. 30.06.66.
2. Пат. 3334841 США, МКИ2 кл. 242-118.61. Plastic spool of complementary halves/ W.W. Burhop. № 896963. Опубл. 8.08.67.
3. Пат. 112520 ПНР, МКИ4B65H 75/02. Намоточная катушка. Gewka nowoioia/ Kubiak Edmund, Basinski Tadeusz. №204490. Заявл. 06.02.78; опубл. 15.03.82.
4. Пат. ВУ 3997 Республика Беларусь, МПК (2006) B65P 75/18/Сверж А.А. №20070276; заявл.04.12.07; опубл. 30.10.07.
5. Конев С.В., Михайлец В.Ф., Тефтелев И.Е. Определение оптимальных размеров пластиковой катушки для сварочной проволоки // Технические и физико-математические науки: сб. ст. по материалам VII междунар. науч.-практ. конф. № 6(7). М.: МЦНО, 2017. С. 13–20.
6. Конев С.В., Михайлец В.Ф., Тефтелев И.Е. Задача о прочности пластиковой катушки с неравномерной нагрузкой на фланцы // Качество в обработке материалов. 2017. №2 (8). С. 42–45.
7. Конструктивные способы повышения жесткости [Электронный ресурс] Режим доступа: <http://inzheninfo.ru/razdely/konstruirovaniye/zhestkost-konstruktsij/konstruktivnye-sposoby-povysheniya-zhestkosti.html>
8. Филин А.П. Прикладная механика твердого деформируемого тела. Т.1., М.: Наука, 1975. 397 с.
9. Дарков А.В., Шпиро Г.С. Сопротивление материалов: учебник для студентов высших учебных заведений. М.: Высш. шк., 1989. 624 с.: ил.

Поступила 18.06.18

Принята в печать 06.08.18

ANALYSIS OF THE CHARACTERISTIC STRESS STATE OF THE COIL FLANGE AS A CIRCULAR PLATE

Sergey V. Konev – PhD (Eng.), Assistant Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia

Vladimir F. Mikhaylets – PhD (Eng.), Assistant Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk Russia

Ivan E. Teftelev – Head of Preproduction Department

MMK-Metiz, Magnitogorsk Russia

Aleksandr S. Fainshtein – Assistant Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia swetlana@mgn.ru

Abstract

Plastic spools that are used in metalware industry for reeling wires have flanges that are lacking in strength. Flange failures can occur as a result of wire pressure during reeling or accidental mechanical and thermal impacts during transportation and storage of spools with installed wire. Radial and ring stiffeners are normally used to strengthen the flanges. Radial and tangential stresses are traditionally believed to be the greatest (main) stresses that occur in the flanges due to the symmetry of the spool and the installed wire. Therefore, the flange stiffeners are currently designed as radial and ring stiffeners. The authors suggested that the main stresses might occur at an angle to the spool flange radius. Correspondingly, the aim of this research was to understand how the stresses tend to change at different points of the flange subjected to a variety of external loads. For analysis, the authors used some previously obtained formulas for calculating the stress state at different points of the spool flange, which is basically a thin rigid circular plate. With the help of the MathCad 15 package, the authors calculated the M_r and M_θ values and the normal stresses – i.e. radial σ_r and tangential σ_θ stresses – caused by the above moments. The following scientific results were generated through visualization of the obtained dependences as graphs: It was found that the normal circumferential stresses arising in the flange as a circular plate can have an extremum depending on the type and intensity of the load and the flange fitting; the authors explain why this is so. The main outcome of this research was a proposal to use additional stiffeners on the outboard side of the coil flange accounting for possible directions of the main stresses occurring at an angle to the radial and ring stiffeners.

Keywords: Plastic spool; spool components; flexible circular plate; maximum stresses; elastic deformations.

References

1. Spule aus Kunststoff mit durch Rippen verstärkten umrandeten Flanchen/Nordroht Kunststoff Rönchen undspritzgußwerk/H. Zeigmeister K.G. Patent FRG 1187451. Declared 25/08/61; Published 30.06.66.
2. W.W. Burhop. Plastic spool of complementary halves Patent USA 3334841. No. 896963; Published 8.08.67. hand written review.
3. Winding coil. Gewka nowoiova/ Kubiak Edmund, Basinski Tadeusz; Pat. 112520 Poland. Declared 06.02.78; No. 204490; Published 15.03.82.
4. Pat. BY 3997 Republic of Belarus, MPK (2006) B65P 75/18/Sverzh A.A. Declared 04.12.07, No. 20070276, Published 30.10.07.
5. Konev S.V., Mikhaylets V.F., Teftelev I.E. Defining the optimum size of the plastic spool for welding wire. *Tekhnicheskie i fiziko-matematicheskie nauki: sb. st. po materialam VII mezhdunar. nauch.-prakt. konf. # 6(7)* [Engineering and physical and mathematical sciences: Proceedings of the VII International Conference no. 6(7). Moscow: MTsNO, 2017, pp. 13-20.
6. Konev S.V., Mikhaylets V.F., Teftelev I.E. The problem about the strength of a plastic spool with uneven flange loads. *Kachestvo v obrabotke materialov* [Quality in materials processing], 2017, no. 2 (8), pp. 42-45
7. Constructive ways to increase rigidity. Available at: <http://inzhenier-info.ru/razdely/konstruirovaniye/zhestkost-konstruktsij/konstruktivnye-sposoby-povysheniya-zhestkosti.html>
8. Filin A.P. *Prikladnaya mekhanika tverdogo deformiruemogo tela. T.1* [Applied mechanics of solid deformable body. Vol.1]. Nauka, Moscow, 1975, 397 p.
9. Darkov A.V., Shpiro G.S. *Soprotivlenie materialov: uchebnik dlya studentov vysshikh uchebnykh zavedeniy* [Strength of materials: Textbook for university students]. Moscow: Vysshaya shkola, 1989, 624 p.

Received 18/06/18

Accepted 06/08/18

Образец для цитирования

Анализ особенностей напряженного состояния фланца намоточного устройства как кольцевой пластины / Конев С.В., Михайлец В.Ф., Тейтелев И.Е., Файнштейн А.С. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 98–102. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-98-102>

For citation

Konev S.V., Mikhaylets V.F., Teftelev I.E., Fainshtein A.S. Analysis of the characteristic stress state of the coil flange as a circular plate. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 98–102. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-98-102>

РЕЛАКСАЦИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ТОЧНОСТЬ ТРУБНЫХ МЕТАЛЛОИЗДЕЛИЙ

Колмогоров Г.Л.¹, Кузнецова Е.В.¹, Хабарова Д.В.¹

¹Пермский национальный исследовательский политехнический университет, Пермь, Россия

Аннотация

Исследование закономерностей формирования остаточных напряжений при холодном пластическом деформировании применительно к осесимметричным металлоизделиям. При исследовании остаточных напряжений предложена методика расчета технологических остаточных напряжений, формируемых в процессе пластического деформирования при изготовлении осесимметричных трубных металлоизделий, учитывающая степень пластической деформации, и основные параметры технологического процесса, а также механических свойств обрабатываемого материала. На основе энергетического подхода решена задача определения остаточных напряжений в осесимметричных заготовках в зависимости от основных технологических параметров процесса пластического деформирования. Решения получены в аналитическом виде. В выражения для определения остаточных напряжений входят основные параметры процесса обработки, механические свойства материала и геометрические характеристики изделия. Наличие аналитических соотношений для определения остаточных напряжений позволяет прогнозировать поведение металлоизделий в условиях эксплуатационных нагрузок и предотвращать их разрушение. Напряжения и деформации, возникающие в процессе эксплуатации деталей, изменяются во времени, даже в случае, когда нагрузки остаются постоянными. Оценивается влияние последеформационной релаксации последеформационных остаточных напряжений на геометрические характеристики трубных металлоизделий. Значение величины остаточных напряжений позволяет прогнозировать поведение металлоизделий в условиях эксплуатационных нагрузок и предотвращать их разрушение. Актуальность проблемы определения остаточных напряжений заключается в том, что они могут играть как положительную, так и отрицательную роль в эксплуатационных свойствах металлоизделий в процессе их последующей эксплуатации. Теоретическое определение остаточных напряжений требует решения достаточно сложной связанной задачи термоупругопластичности, необходимости решения задачи механики твердого деформируемого тела, число таких решений применительно к технологическим процессам весьма ограничено как в отечественных изданиях, так и в зарубежных.

Ключевые слова: технологические остаточные напряжения, осесимметричные металлоизделия, степень пластической деформации, релаксация напряжений, точность трубных металлоизделий.

Введение

Технологические остаточные напряжения определяют качество и эксплуатационные характеристики металлопродукции [1]. Существующие методики определения остаточных напряжений носят в основном экспериментальный характер, не обладают универсальностью, применение их зачастую затруднено и приводит к значительным погрешностям. Остаточные напряжения в металлоизделиях могут достигать значительных величин вплоть до предела текучести и прочности материала, что зачастую приводит к разрушению конструкций еще при хранении или в первые часы эксплуатации при достаточно низком уровне эксплуатационных нагрузок. Уровень остаточных напряжений является во многих случаях важным параметром, определяющим качество изделий, полученных в результате пластического деформирования методами обработки давлением.

Теория и методы исследования

В работе предложена методика определения технологических остаточных напряжений при пластическом деформировании труб на основе энергетического подхода. Сущность энергетического подхода заключается в том, что потенциальная энергия остаточных напряжений U рассматривается как часть энергии U_d , пошедшей на пластическое деформирование [2]:

$$U_0 = \psi U_d, \quad (1)$$

где ψ – параметр, определяющий долю энергии пластического деформирования, пошедшую на формирование остаточных напряжений.

Величина энергии пластического деформирования определяется соотношением

$$U_d = S_{сеч} \int_0^{\varepsilon} \sigma_s d\varepsilon, \quad (2)$$

где $S_{сеч}$ – площадь сечения металлоизделия; σ_s – сопротивление деформации материала металлоизделия; ε – степень пластической деформации при производстве металлоизделия.

Технологические остаточные напряжения носят упругий характер, поэтому они определяются из решения упругой задачи для конкретной конфигурации металлоизделия. При этом используется математический аппарат теории упругости.

Так, потенциальная энергия упругих остаточных напряжений равна [3]

$$U_0 = \frac{1}{2} \int_V \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} dV, \quad (3)$$

где σ_{ij} – компоненты тензора остаточных напряжений; ε_{ij} – компоненты тензора упругих деформаций от действия остаточных напряжений; V – объем изделия.

При производстве осесимметричных изделий после деформирования под действием остаточных напряжений реализуется схема плоского упругого деформированного состояния. Характерным для этой схемы является отсутствие осевых деформаций ($\varepsilon_z = 0$). Система дифференциальных уравнений для упругого состояния, соответствующего действию остаточных напряжений, в цилиндрической системе координат имеет вид [3]:

$$\left. \begin{aligned} r \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial r} (r \tau_{rz}) &= 0; \\ \frac{\partial}{\partial r} (r \sigma_r) - \sigma_\theta + r \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где $\sigma_\theta, \sigma_r, \sigma_z$ – окружные, радиальные и осевые напряжения соответственно.

При осевой симметрии напряженного состояния в условиях плоского деформированного состояния имеем $\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = 0, \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} = 0$, тогда система уравнений (4) принимает вид

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial r} (r \tau_{rz}) &= 0; \\ \frac{\partial}{\partial r} (r \sigma_r) - \sigma_\theta &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Уравнения (5) не содержат осевого напряжения σ_z , которое определяется дополнительным

соотношением из обобщенного закона Гука

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \mu(\sigma_r + \sigma_\theta)] = 0,$$

откуда следует

$$\sigma_z = \mu(\sigma_r + \sigma_\theta), \quad (6)$$

Здесь μ и E – коэффициент Пуассона и модуль упругости материала соответственно.

Уравнения (5) и (6) определяют упругое состояние осесимметричного тела при наличии остаточных напряжений.

Разрешив первое из уравнений относительно τ_{rz} , получим

$$\tau_{rz} = C_1 / r. \quad (7)$$

Как допущение, полагаем $\tau_{rz} = 0$. Продифференцировав выражение в круглых скобках уравнения (6), имеем

$$\sigma_\theta = \sigma_r + r \frac{d\sigma_r}{dr}. \quad (8)$$

После подстановки данного соотношения во второе уравнение системы (5) и преобразований получим [4]

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{2\sigma_r}{r} - \frac{\sigma_z}{\mu r} = 0. \quad (9)$$

Уравнение (9) применим для оценки напряженного состояния от остаточных напряжений для трубных металлоизделий с внешним радиусом R_1 и внутренним радиусом R_2 .

Граничные условия для радиальных остаточных напряжений имеют следующий вид:

$$\sigma_{r=R_1} = 0, \sigma_{r=R_2} = 0. \quad (10)$$

С учетом вышеприведенных граничных условий можно записать выражение для σ_r в виде

$$\sigma_r = -a_0 (R_1 - r)(r - R_2), \quad (11)$$

где a_0 – неизвестная постоянная, характеризующая распределение и величину остаточных напряжений, знак минус в выражении (10) указывает, что радиальные остаточные напряжения являются сжимающими [1].

При определении окружного остаточного напряжения используется второе уравнение системы (5) с учетом уравнения (9).

После интегрирования и преобразований получим

$$\sigma_\theta = a_0 [(r - R_1)(r - R_2) + r(2r - R_1 - R_2)]. \quad (12)$$

Учитывая соотношения (6), (11) и (12), получим выражение для определения осевых остаточных напряжений

$$\sigma_z = a_0 \mu [2(r - R_1)(r - R_2) + r(2r - R_1 - R_2)]. \quad (13)$$

При этом условие самоуравновешиваемости продольных остаточных напряжений

$$\int_0^{2\pi} \int_{R_1}^{R_2} \sigma_z r dr d\theta = 0 \quad (14)$$

выполняется автоматически.

Зная компоненты тензора напряжений σ_{ij} (11–13) в трубных металлоизделиях, в соответствии с соотношением (3) можно определить потенциальную энергию упругой деформации в объеме трубы единичной длины

$$U_0 = \frac{\pi a_0^2}{120E} R_1^6 (1 - \mu^2) B (1 - \bar{R}^2), \quad (15)$$

где $B = 7(1 - \bar{R}^6) - 18\bar{R}(1 - \bar{R}^4) + 15\bar{R}^4$ – безразмерный параметр, характеризующий геометрию трубы;

$\bar{R} = R_2/R_1$ – безразмерный параметр, характеризующий толщину стенки трубы.

Энергия пластического деформирования при производстве трубы волочением с учетом (2) примет вид

$$U_\phi = \pi(R_1^2 - R_2^2)\sigma_{s_cp}\varepsilon, \quad (16)$$

где σ_{s_cp} – среднее значение сопротивления деформации материала трубы;

ε – степень пластической деформации при производстве трубного металлоизделия.

После подстановки соотношений (15) и (16) в энергетическое условие (1), преобразований получим значение параметра a_0 :

$$a_0 = \frac{\sigma_{s_cp}}{R_1^2} \sqrt{\frac{60\psi^*}{(1 - \mu^2)B}} \varepsilon, \quad (17)$$

где $\psi^* = \psi E / \sigma_s$ – комплексный параметр деформативности, характеризующий механические свойства деформируемого металла [5].

Определив a_0 из соотношения (17), в соответствии с уравнениями (12) – (17) находим напряженное состояние трубного металлоизделия от последеформационных остаточных напряжений.

Степень пластической деформации при волочении труб предложено определять [5] в виде

$$\varepsilon = \ln \frac{d_0}{d_1} + \frac{4 \operatorname{tg} \alpha_\theta (1 - \bar{R}^3)}{3\sqrt{3}(1 - \bar{R}^2)}, \quad (18)$$

где d_0, d_1 – средние диаметры трубной заготовки до и после деформации; α_θ – угол наклона образующей волочильного инструмента к оси волочения; $a = R_2/R_1$ – параметр, характеризующий геометрию трубного металлоизделия.

Известно, что напряжения и деформации, возникающие в процессе эксплуатации деталей, изменяются во времени даже в случае, когда нагрузки остаются постоянными. Изменение во времени деформаций называют ползучестью, изменение напряжений во времени называют релаксацией [7].

Данные явления связаны между собой и характерны для упруго-вязких сред. Проявление таких свойств характерно для большинства конструкционных материалов, особенно при действии высоких нагрузок и повышенной температуры.

Выполним оценку влияния релаксации остаточных напряжений на изменение геометрии трубных металлоизделий в процессе длительного хранения или последующей эксплуатации.

Релаксация напряжений описывается уравнением для среды Максвелла, которое имеет следующий вид [8]:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{E} \frac{d\sigma}{dt} + \frac{\sigma}{\mu_0}, \quad (19)$$

где σ – действующее напряжение; μ_0 – параметр, характеризующий упруго-вязкие свойства материала; t – время.

Если $\varepsilon = \text{const}$, то $\frac{d\varepsilon}{dt} = 0$, и уравнение (19) принимает следующий вид:

$$\frac{1}{E} \frac{d\sigma}{dt} + \frac{\sigma}{\mu_0} = 0, \quad (20)$$

решением которого является уравнение, описывающее изменение напряжения во времени

$$\sigma = \sigma_0 \exp\left(-\frac{t}{t_p}\right), \quad (21)$$

где $t_p = \frac{E}{\mu_0}$ – время релаксации; σ_0 – напряжение в начальный момент времени.

В соответствии с соотношением (21) можно определить изменение остаточных напряжений во времени, при этом:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= -a_0(R_1 - r)(r - R_2) \exp\left(-\frac{t}{t_p}\right); \\ \sigma_\theta &= a_0[(r - R_1)(r - R_2) + r(2r - R_1 - R_2)] \exp\left(-\frac{t}{t_p}\right); \\ \sigma_z &= a_0\mu[2(r - R_1)(r - R_2) + r(2r - R_1 - R_2)] \exp\left(-\frac{t}{t_p}\right). \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

Как следует из соотношений (22), за счет релаксации напряжений величина остаточных напряжений с течением времени изменяется пропорционально $\exp\left(-\frac{t}{t_p}\right)$. Если металлоизде-

лие не разрушилось от остаточных напряжений в процессе изготовления, то опасность разрушения в процессе хранения либо эксплуатации в составе конструкции уменьшается. При полной релаксации напряжений $t = t_p$, $\exp\left(-\frac{t}{t_p}\right) = \exp(-1)$,

что составляет 0,367 от исходного напряженного состояния, т.е. остаточные напряжения при полной релаксации составляют 0,367 от напряжений, соответствующих моменту производства металлоизделия.

В процессе релаксации напряжений происходит некоторое изменение геометрии трубы за счет изменения относительной окружной деформации трубного изделия, определяемой законом Гука:

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E} [\sigma_\theta - \mu(\sigma_r + \sigma_z)], \quad (23)$$

что после подстановки выражений для напряжений даст

$$\varepsilon_\theta = \frac{a_0}{E} \left[(r - R_1)(r - R_2)(1 - \mu - 2\mu^2) + r(2r - R_1 - R_2)(1 - \mu^2) \right] \exp\left(-\frac{t}{t_p}\right). \quad (24)$$

Для внешней поверхности трубы ($r = R_1$) из выражения (24) имеем

$$\varepsilon_\theta = \frac{a_0}{E} R_1^2 \delta (1 - \mu - \mu^2) \exp\left(-\frac{t}{t_p}\right), \quad (25)$$

где $\delta = R_1 - R_2$ – толщина стенки трубы.

Соответственно для внутренней поверхности ($r = R_2$) получим

$$\varepsilon_\theta = -\frac{a_0}{E} R_2 \delta (1 - \mu^2) \exp\left(-\frac{t}{t_p}\right). \quad (26)$$

Относительная окружная деформация определяется соотношением

$$\varepsilon_\theta = \frac{U}{r}, \quad (27)$$

где U – радиальная упругая деформация трубного металлоизделия.

Из выражения (27) следует

$$U = \varepsilon_\theta \cdot r. \quad (28)$$

Результаты исследования и их обсуждение

Геометрия трубного металлоизделия определяется геометрическими параметрами R_1 и R_2 .

Для внешнего радиуса ($r = R_1$) упругую деформацию вследствие релаксации остаточных напряжений соотношение (28) даст

$$U_1 = \frac{a_0}{E} R_1^2 (1 - \mu^2) \delta \exp\left(-\frac{t}{t_p}\right). \quad (29)$$

Соответственно изменение внутреннего радиуса ($r = R_2$) за счет релаксации остаточных напряжений будет равно

$$U_2 = -\frac{a_0}{E} R_2^2 (1 - \mu^2) \delta \exp\left(-\frac{t}{t_p}\right). \quad (30)$$

Из соотношений (29) и (30) следует, что при релаксации напряжений произойдет увеличение радиуса R_1 на величину U_1 и уменьшение радиуса R_2 на величину U_2 .

Расчеты по вышеприведенным формулам говорят о возможности существенного изменения геометрии трубных металлоизделий за счет релаксации остаточных напряжений, что может быть актуальным при производстве металлоизделий высокой точности.

Выводы

1. Предложена методика расчета остаточных напряжений при производстве трубных металлоизделий волочением с использованием энергетического подхода.

2. Методика дополнена учетом релаксации остаточных напряжений и анализом влияния релаксации на напряженно-деформированное со-

стояние металлоизделий в процессе либо хранения, либо последующей эксплуатации.

3. Показано, что в результате релаксации остаточных напряжений происходит изменение геометрии трубных металлоизделий. При производстве трубных металлоизделий высокой точности изменение геометрии может быть существенным.

Список литературы

1. Соколов И.А., Уральский В.И. Остаточные напряжения и качество металлопродукции. М.: Металлургия, 1981. 96 с.
2. Колмогоров Г.Л., Кузнецова Е.В., Тиунов В.В. Технологические остаточные напряжения и их влияние на долговечность и надежность металлоизделий. Пермь: Изд-во ПНИПУ, 2012. 226 с.
3. Амензаде Ю.А. Теория упругости: учебник для университетов. 3 изд., доп. М.: Высш. шк., 1976. 222 с.
4. Колмогоров Г.Л., Кузнецова Е.В. Технологические остаточные напряжения после обработки металлов давлением // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Металлургия. 2016. Т. 16. С. 41–45.
5. Пат. 2276779 Российская Федерация. Способ определения показателя деформативности материала / Г.Л. Колмогоров, Т.Е. Мельникова, Е.В. Кузнецова; заявитель и патентообладатель Пермский государственный технический университет. Оpubл. 20.08.2009. Бюл. №14.
6. Колмогоров Г.Л., Кузнецова Е.В. О степени деформации при осесимметричном деформировании // Изв. вузов. Черная металлургия. 2000. №11.
7. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1975.
8. Kachanov L.M. Fundamentals of the theory of plasticity. N.Y. Conrier Daver Publ, 2004.
9. Тепловые процессы при обработке металлов и сплавов давлением: учеб. пособие для вузов / Яловой Н.И., Тылкин М.А., Полухин П.И., Васильев Д.И. М.: Высш. шк., 1973.
10. Колмогоров Г.Л., Кузнецова Е.В., Хабарова Д.В. Остаточные напряжения и предельная деформируемость при волочении осесимметричных металлоизделий // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2015. №10. С. 156–161.
11. Пат. 2344912 Российская Федерация. Способ определения остаточных напряжений / Г.Л. Колмогоров, Е.В. Кузнецова // БИ. 2009. № 25; опубл. 10.09.2009.
12. Гольденблат И.И., Копнов В.А. Критерии прочности и пластичности конструкционных материалов. М.: Машиностроение, 1968.
13. Экспериментальная механика / Букеткин Б.В., Горбатовский А.А., Кисенко И.Д. и др.; под ред. Вафина Р.К., Нарайкина О.С. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. 136 с.
14. Радченко В. П., Саушкин М. Н. Ползучесть и релаксация остаточных напряжений в упрочнённых конструкциях. М.: Машиностроение, 2005. 226 с. ISBN 5–94275–244–3.
15. Борздыка А.М., Гецов Л.Б. Релаксация напряжений в металлах и сплавах. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: Металлургия, 1978. 256 с.

Поступила 11.08.18

Принята в печать 11.09.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-103-108>

RELAXATION OF RESIDUAL STRESSES AND PRECISION OF STEEL PIPES

German L. Kolmogorov – DSc (Eng.), Professor

Perm National Research Polytechnic University, full member of the Russian Academy of Natural Sciences, Perm, Russia.

Elena V. Kuznetsova – PhD (Eng.), Associate Professor

Perm National Research Polytechnic University. Perm, Russia. E-mail: mellen75@mail.ru

Diana Khabarova – Postgraduate Student

Perm National Research Polytechnic University, Perm, Russia. E-mail: habarik28@mail.ru

Abstract

This paper describes a study of residual stress patterns characterizing cold plastic deformation of axisymmetric steel products. The authors propose a technique for calculating residual stresses created in axisymmetric steel pipes during plastic deformation, which accounts for the degree of plastic deformation, the key process parameters, as well as the mechanical properties of the processed material. The energy approach helped the authors determine the residual stresses in axisymmetric workpieces as a function of the key plastic deformation process parameters. Analytical

solutions were obtained. The formulas for determining residual stresses include the key process parameters, the mechanical properties of the material and the product dimensions. With the help of the analytical relationships for determining residual stresses, one can predict the operational behaviour of steel products and prevent fractures. Operational stresses and deformations tend to change over time, even under constant loads. The authors analysed the effect of post-deformation relaxation of post-deformation residual stresses on the geometry of finished steel pipes. Knowing the actual residual stresses, one can predict the

operational behaviour of steel products and prevent fractures. The importance of the problem of determining residual stresses lies in the fact that they can enhance the performance of steel products but they can also affect it. For theoretical definition of residual stresses, one would need to solve a rather complex thermoelastoplasticity problem, as well as a problem related to the mechanics of solid deformable bodies. One only finds scarce published sources – either domestic or foreign – that would describe such solutions with regard to production processes.

Keywords: Residual stresses, axisymmetric steel products, degree of plastic deformation, stress relaxation, precision of steel pipes.

References

1. Sokolov I.A., Uralsky V.I. *Ostatochnye napryazheniya i kachestvo metalloproduktov* [Residual stresses and quality of steel products]. Moscow: Metallurgiya, 1981, 96 p. (In Russ.)
2. Kolmogorov G.L., Kuznetsova E.V., Tiunov V.V. *Tekhnologicheskie ostatochnye napryazheniya i ikh vliyanie na dolgovechnost i nadezhnost metalloizdeliy* [Production-related residual stresses and their effect on the durability and reliability of steel products]. Perm: Publishing house of PNRPU, 2012, 226 p. (In Russ.)
3. Amenzade Yu.A. *Teoriya uprugosti: uchebnyk dlya universitetov* [Theory of elasticity: Textbook for universities]. 3rd revised edition. Moscow: Vysshaya shkola, 1976. 222 p. (In Russ.)
4. Kolmogorov G.L., Kuznetsova E.V. Residual stresses in metals after forming. *Vestnik Yuzhno-Uralskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya: Metallurgiya* [Bulletin of the South Ural State University. Series: Metallurgy], 2016, vol. 16, p. 41–45. (In Russ.)
5. Kolmogorov G.L., Melnikova T.E., Kuznetsova E.V. *Sposob opredeleniya pokazatelya deformativnosti materiala* [Method for determining the stress-strain performance of a material]. Patent RF, no. 2276779, 2009.
6. Kolmogorov G.L., Kuznetsova E.V. On the degree of deformation in axially symmetric deformation. *Izvestiya Vuzov. Chernaya metallurgiya* [University proceedings. Ferrous metallurgy], 2000, no. 11. (In Russ.)
7. Malinin N.N. *Prikladnaya teoriya plastichnosti i polzuchesti* [Applied theory of plasticity and creep]. Moscow: Mashinostroenie, 1975. (In Russ.)
8. Kachanov L.M. *Fundamentals of the theory of plasticity*. N.Y. Conrier Daver Publ, 2004.
9. Yalovoy N.I., Tylkin M.A., Polukhin P.I., Vasiliev D.I. *Teplovye protsessy pri obrabotke metallov i splavov davleniem: ucheb. posobie dlya vuzov* [Thermal processes in the forming of metals and alloys: Textbook for universities]. Moscow: Vysshaya shkola, 1973. (In Russ.)
10. Kolmogorov G.L., Kuznetsova E.V., Khabarova D.V. Residual stresses and ultimate deformability in the drawing of axially symmetric steel parts. *Izvestiya Tul'skogo gosudarstvennogo universiteta. Tekhnicheskie nauki* [Proceedings of the Tula State University. Engineering sciences], 2015, No. 10, p. 156–161. (In Russ.)
11. Kolmogorov G.L., Kuznetsova E.V. *Sposob opredeleniya ostatochnykh napryazheniy* [Method for determining residual stresses]. Patent RF, no. 2344912, 2009.
12. Goldenblat I.I., Kopnov V.A. *Kriterii prochnosti i plastichnosti konstruktivnykh materialov* [Structural durability and plasticity criteria]. Moscow: Mashinostroenie, 1968. (In Russ.)
13. Buketkin B.V., Gorbatsky A.A., Kisenko I.D. et al. *Ekspperimentalnaya mekhanika* [Experimental mechanics]. Ed. by R.K. Vafin, O.S. Naraykin. Moscow: Publishing House of BMSTU, 2004, 136 p. (In Russ.)
14. Radchenko V.P., Saushkin M.N. *Polzuchest i relaksatsiya ostatochnykh napryazheniy v uprochnennykh konstruktivnykh* [Creep and relaxation of residual stresses in reinforced structures]. Moscow: Mashinostroenie, 2005, 226 p. ISBN 5-94275-244-3. (In Russ.)
15. Borzdyka A.M., Getsov L.B. *Relaksatsiya napryazheniy v metallakh i splavakh* [Stress relaxation in metals and alloys]. 2nd revised edition. Moscow: Metallurgiya, 1978. 256 p. (In Russ.)

Received 11/08/18

Accepted 11/09/18

Образец для цитирования

Колмогоров Г.Л., Кузнецова Е.В., Хабарова Д.В. Релаксация остаточных напряжений и точность трубных металлоизделий // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 103–108. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-103-108>

For citation

Kolmogorov G.L., E.V. Kuznetsova E.V., Khabarova D. Relaxation of residual stresses and precision of steel pipes. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 103–108. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-103-108>

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

УДК 669.017:620.197

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-109-119>

О КОРРОЗИОННОМ ПОТЕНЦИАЛЕ СПЛАВА АЖ5К10, МОДИФИЦИРОВАННОГО ЩЕЛОЧНОЗЕМЕЛЬНЫМИ МЕТАЛЛАМИ, В СРЕДЕ ЭЛЕКТРОЛИТА NaCl

Якубов У.Ш.¹, Ганиев И.Н.¹, Сангов М.М.², Ганиева Н.И.²¹Институт химии им. В.И.Никитина АН Республики Таджикистан, Душанбе, Таджикистан²Таджикский технический университет им. М.С. Осими, Душанбе, Таджикистан

Аннотация

Потенциостатическим методом в потенциодинамическом режиме при скорости развёртки потенциала 2 мВ/с исследовано анодное поведение сплава АЖ5К10 с кальцием, стронцием и барием. Показано, что потенциал свободной коррозии (стационарный потенциал) сплавов систем АЖ5К10-Са (Sr, Ba) с ростом концентрации щелочноземельного металла изменяется в положительном направлении. От концентрации хлорид-иона смешается в отрицательном направлении оси ординат, в среде электролита NaCl. Потенциалы питтингообразования и репассивации сплава АЖ5К10 с кальцием, стронцием и барием по мере роста концентрации хлорид-иона в электролите NaCl уменьшаются. Увеличение концентрации модифицирующего компонента в сплаве АЖ5К10 способствует росту величины потенциалов питтингообразования и репассивации во всех средах независимо от концентрации хлорид-иона. Плотность тока коррозии и соответственно скорость коррозии сплавов систем АЖ5К10-Са (Sr, Ba) с ростом добавок кальция, стронция и бария уменьшается. От концентрации хлорид-иона ток коррозии увеличивается. Данная зависимость характерна для всех сплавов независимо от их состава и особенностей физико-химических свойств модифицирующего компонента.

Ключевые слова: сплав АЖ5К10, кальций, стронций, барий, потенциостатический метод, электрохимическая коррозия, анодное поведение, потенциал коррозии, скорость коррозии.

Введение

Сплавы алюминия нашли широкое применение в качестве материала для деталей машин различного назначения: от бытовых приборов до космических аппаратов. При эксплуатации они подвергаются различным видам нагрузки, в том числе и температурной. Исходя из этого, возникает необходимость в исследовании комплекса свойств сплавов алюминия [1].

К настоящему времени значительно возросли требования к новым конструкционным материалам с высокими эксплуатационными характеристиками, в частности коррозионной устойчивостью. Следовательно, разработка новых конструкционных материалов на основе сплавов алюминия с малыми добавками модифицирующих элементов, обладающих повышенными показателями коррозионной устойчивой, является требованием времени и новой техники. Большой

интерес к сплавам системы Al-Fe связан с высоким содержанием во вторичном алюминии железа (~5–6%) и тем, что он не находит широкого применения из-за низких прочностных характеристик [1–4].

Примеси железа в алюминии оказывают существенное влияние на качество алюминия. С ростом их количества значительно ухудшаются коррозионная стойкость. При этом уменьшается электропроводность и пластичность, повышается прочность металла. Такой металл по примесям не укладывается в рамках требований ГОСТ 11069-2001 на первичный алюминий. Соответственно такой металл не находит потребителя, за исключением того, что используется для раскисления и дегазации стали [5].

Отсюда разработка прецизионных сплавов на основе такого металла путём его легирования третьим элементом является актуальной задачей. Подобный подход позволяет превратить некондиционный металл в нужный и полезный продукт для техники. Иногда для блокировки отри-

цательного влияния железа сплавы легируют марганцем в количествах 0,5–1%. В фазе FeAl_3 до 1/10 часть атомов железа может замещаться атомами марганца. В результате образуется новая фаза $(\text{Fe}, \text{Mn})\text{Al}_3$. Кристаллы указанной фазы имеют более компактную форму в отличие от игольчатой структурной фазы FeAl_3 [5–9].

Нами для изменения формы кристаллов интерметаллида в эвтектике ($\alpha\text{-Al}+\text{FeAl}_3$), т.е. ее модификации в качестве модифицирующего элемента были выбраны металлические кальций, стронций и барий как поверхностно активные компоненты тройного сплава. Подобный подход позволяет разработать новые композиции сплавов. Выбор исходного сплава $\text{Al}+5 \text{ мас.}\% \text{ Fe}+10 \text{ мас.}\% \text{ Si}$ (АЖ5К10) объясняется тем, что данный состав содержит эвтектики ($\alpha\text{-Al}+\text{FeAl}_3$), $\alpha\text{-Al}+\text{Si}+\text{FeSiAl}_5$ в системе Al-Fe-Si и примыкает к алюминиевому углу системы. Согласно разным источникам сплав плавится при температуре 670–727°C [5].

Цель работы заключается в исследовании анодного поведения сплава АЖ5К10, модифицированного кальцием, стронцием и барием, в среде электролита NaCl . Сплавы эвтектического состава обладают рядом преимуществ, главными из которых являются минимальные значения интервала кристаллизации и соответственно усадочных характеристик. Полученные в данной работе результаты послужат научной основой для синтеза новых анодных сплавов для протекторной защиты стальных конструкций. В качестве объекта исследования был выбран сплав АЖ5К10 состава (мас.%): $\text{Al}+5\%\text{Fe}+10\%\text{Si}$. Указанный сплав подвергался модифицированию кальцием, стронцием и барием в количествах от 0,01 до 1,0 мас. %.

Характеристика исходного сплава АЖ5К10

Из диаграммы состояния системы Al-Fe-Si вытекает, что в равновесии с алюминиевым твердым раствором в данной системе находятся две тройные фазы Fe_2SiAl_8 (α) и FeSiAl_5 (β). Третья фаза FeSi_2Al_4 (γ) кристаллизуется в сплавах, богатых кремнием, и фаза FeSiAl_3 (δ) выделяется при кристаллизации сплавов с высоким содержанием железа и кремния [10]. С алюминиевым твердым раствором в системе Al-Fe-Si в равновесии находятся тройные фазы Fe_2SiAl_8 (α) и FeSiAl_5 (β) (рис. 1, а). Сплав АЖ5К10 согласно химическому составу располагается в тройной области $\alpha\text{-Al}+\text{Si}+\text{FeSiAl}_5$. Установлено, что фаза FeSiAl_5

(25,61%Fe и 12,82%Si) при кристаллизации выделяется в виде иероглифов или в виде пластин. Гомогенная область для указанной фазы находится в пределах 25,1–30,1%Fe и 12,2–15,1%Si. Интерметаллид FeSiAl_5 имеет моноклинную решетку с параметрами $a=b=0,612 \text{ нм}$ и $c=0,415 \text{ нм}$; $\alpha=91^\circ$; $\delta=3,3\div 3,35 \text{ г/см}^3$ и $\text{HV } 5800 \text{ МПа/М}^2$ [10].

Ликвидус системы Al-Fe-Si , при высоких содержаниях алюминия представлен на рис. 1, б согласно работе [10]. В области до 6,1%Fe и 12,2%Si в системе имеет место пять областей первичной кристаллизации: α -твердый раствор на основе алюминия FeAl_3 , тройные фазы Fe_2SiAl_8 , FeSiAl_5 . Судя по проекции поверхности ликвидуса алюминиевого угла системы Al-Fe-Si (см. рис. 1, б), сплав АЖ5К10 имеет температуру плавления 727°C по [11] и 670°C по [10]. Это соответствует области первичной кристаллизации фазы Fe_2SiAl_8 . В системе протекают две перитектические реакции при 630°C по реакции $\text{Ж}+\text{FeAl}_3=\alpha\text{-Al}+\text{Fe}_2\text{SiAl}_8$ и при 612°C происходит реакция $\text{Ж}+\text{Fe}_2\text{SiAl}_8=\alpha\text{-Al}+\text{FeSiAl}_5$. Кристаллизация сплава АЖ5К10 завершается в точке тройной эвтектики по реакции $\text{Ж}=\alpha\text{-Al}+\text{Si}+\text{FeSiAl}_5$ при 576°C.

Материалы и методика исследования

Сплавы для коррозионно-электрохимических исследований получали в шахтной печи сопротивления типа СШОЛ. Для этого использовали алюминий с повышенным содержанием железа (5 мас.%). Данный металл извлекался непосредственно одной из ванн алюминиевой компании ГУП «ТалКо». Затем в расплав при температуре 750–800°C вводился кремний кристаллический из расчёта 10 мас.%. В результате получался сплав марки АЖ5К10. Расплав дегазировался таблетками «дегайзера». Затем удалялся шлак. После этого данный сплав модифицировался лигатурами алюминия с кальцием, стронцием и барием, содержащим каждый 10 мас.% щелочноземельного металла. Предварительно лигатуры сплавлялись в вакуумной печи сопротивления типа СНВ 1.3.1/16 при избыточной атмосфере гелия 0,5 МПа. Контроль содержания железа и кремния проводилось в Центральной заводской лаборатории Алюминиевой компании ГУП «ТалКо» квантометрическим методом. Содержание щелочноземельных металлов определялось путём перевода их в сульфаты с последующим гравиметрическим определением.

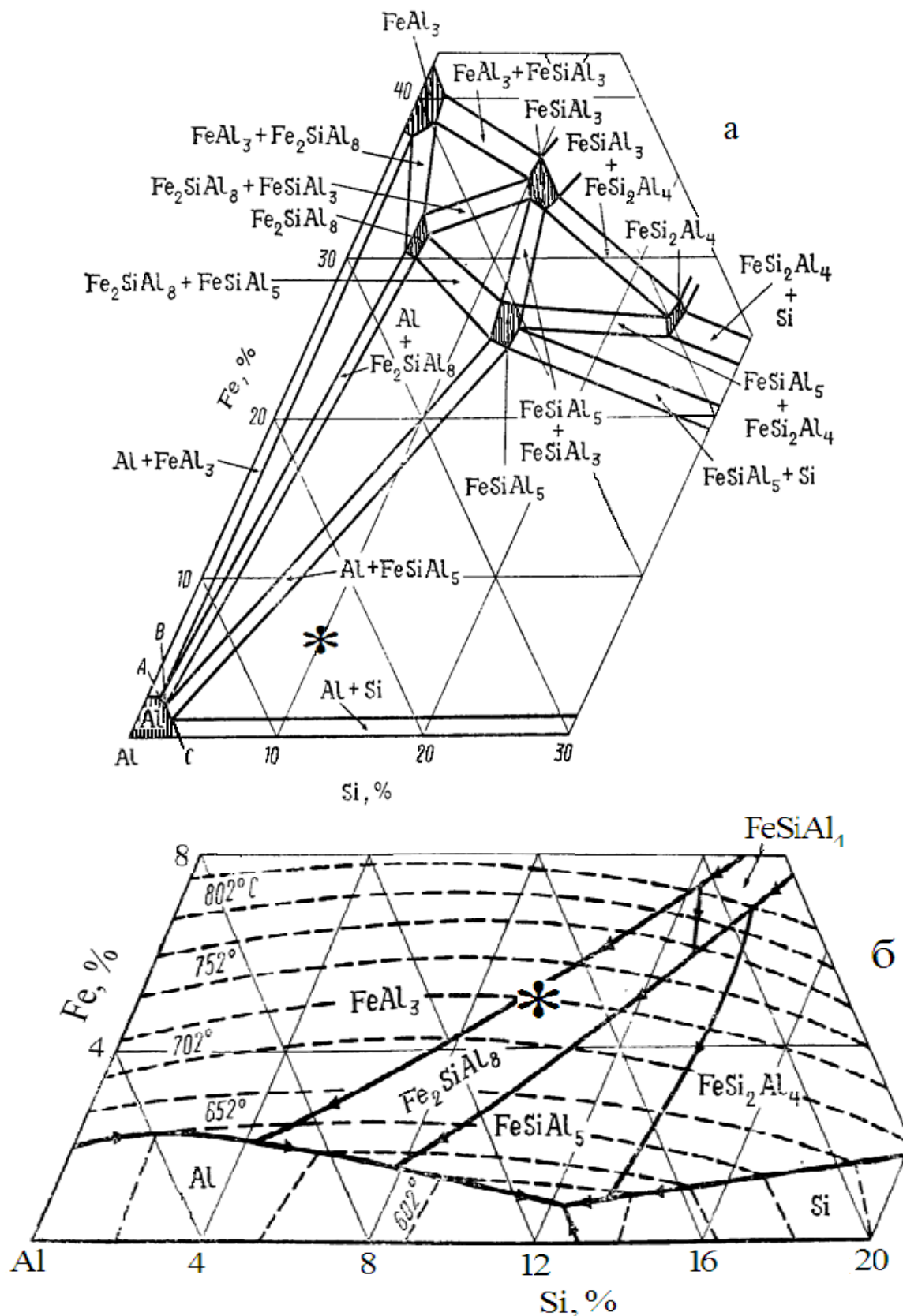


Рис. 1. Проекция поверхности ликвидуса системы Al-Fe-Si: а-распределение фазовых областей в твердом состоянии; б-ликвидус системы; * химический состав (мас.%) сплава АЖ5К10 на диаграмме

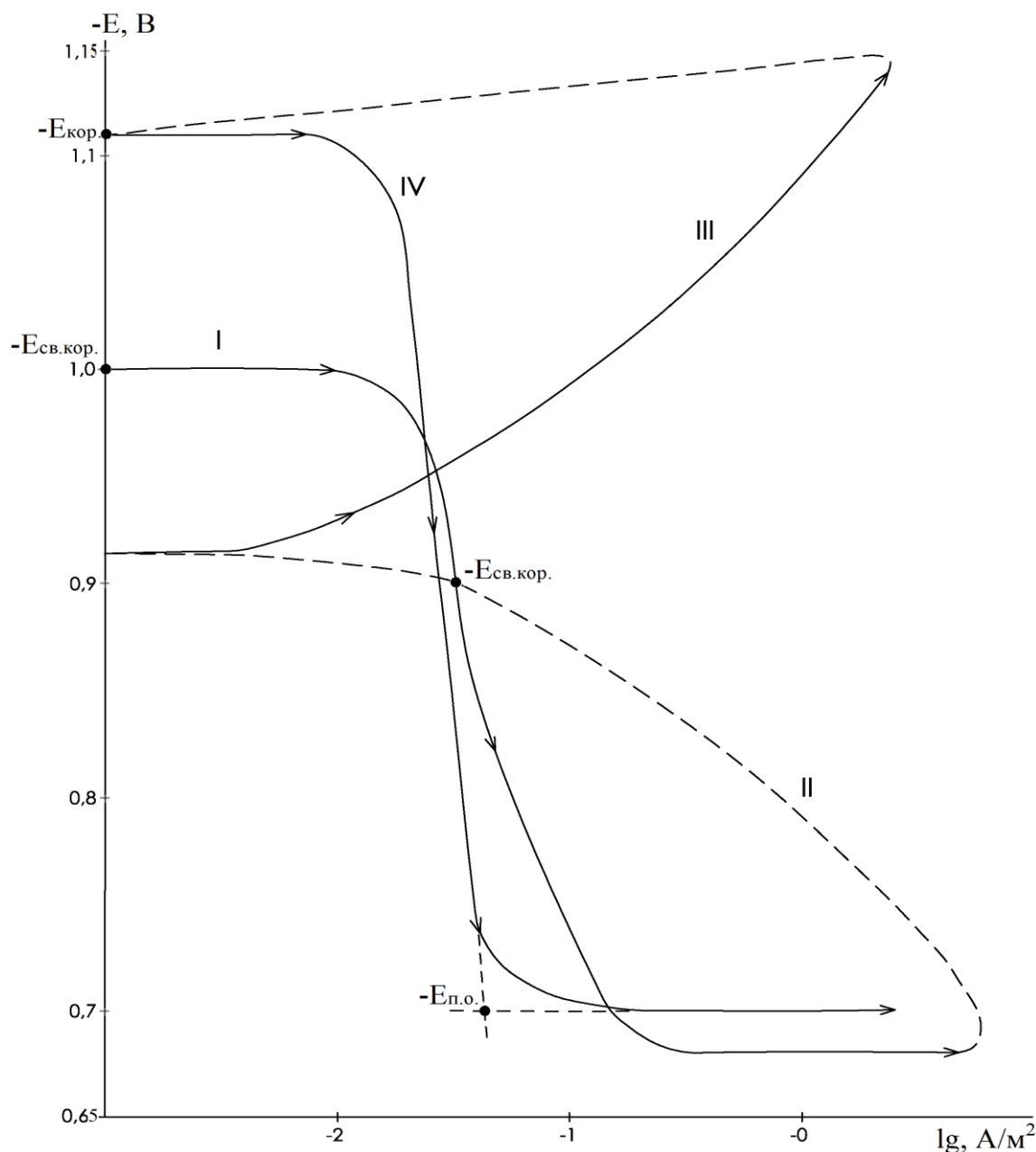


Рис. 2. Полная поляризационная (2мВ/с) кривая сплава АЖ5К10 в среде электролита 3%-ного NaCl

Исследованию подвергались сплавы, вес которых отличался от веса шихты не более чем на 1% отн. Из полученных сплавов в графитовую изложницу отливали стержни диаметром 8 мм и длиной 140 мм. Нерабочая часть образцов изолировалась смолой (смесь 50% канифоли и 50% парафина). Торцевую часть рабочего электрода зачищали наждачной бумагой, полировали, обезжировали. Далее тщательно промывали спиртом и затем погружали в электролит 0,03; 0,3 и 3%-ного NaCl (ГОСТ 4233-77).

Из анодных кривых определяли основные электрохимические параметры. На **рис. 2** в качестве примера представлена полная поляризационная диаграмма сплава АЖ5К10 в среде электролита 3%-ного NaCl. Основные электрохимические характеристики сплавов определялись на полученных поляризационных кривых. Таким образом, определялись: потенциал питтингообразования ($E_{п.о.}$), потенциал и ток коррозии ($E_{кор}$ и $i_{кор}$). Потенциал репассивации ($E_{р.п.}$) определялся графически как первый изгиб на обратном ходе анодной кривой. Данный потенциал опре-

деляется также как точка пересечения прямого и обратного хода. Расчет тока коррозии как основной электрохимической характеристики процесса коррозии проводили по катодной кривой с учетом тафеловской наклонной $B_K = 0,12$ В. В нейтральных средах процесс питтинговой коррозии алюминия и его сплавов контролируется катодной реакцией ионизации кислорода [5].

Скорость коррозии является функцией тока коррозии и определяется по формуле

$$K = i_{\text{кор}} \cdot k,$$

где $k=0,335$ г/А·ч для алюминия.

В работах [5, 12–16] представлена подробная методика снятия поляризационных кривых.

Экспериментальная часть

В табл. 1 и 2 представлены результаты исследования сплавов систем АЖ5К10-Са (Sr, Ba). Потенциал свободной коррозии сплавов с ростом концентрации кальция, стронция и бария изменяется в положительном направлении оси ординат. С ростом концентрации хлорид-иона потенциал свободной коррозии сплава АЖ5К10 уменьшается от $-0,750$ В в среде 0,03% NaCl до $-1,000$ В в среде 3%-ного NaCl (табл. 1).

Подобная зависимость характерна также для сплава АЖ5К10, модифицированного щелочноземельными металлами (ЩЗМ). При переходе от слабого электролита к более сильному электролиту, независимо от содержания модифицирующего компонента, наблюдается уменьшение величины потенциала свободной коррозии. Величины электрохимических потенциалов сплава АЖ5К10 с кальцием, стронцием и барием по мере роста концентрации хлорид-иона в электролите изменяются в более отрицательном направлении оси ординат. Рост концентрации кальция, стронция и бария способствует увеличению величины электрохимических потенциалов во всех средах независимо от концентрации хлорид-иона. Подобное поведение характерно для сплава АЖ5К10 со всеми щелочноземельными металлами. При переходе от сплава АЖ5К10 с кальцием к сплавам со стронцием и барием электрохимические потенциалы уменьшаются. При этом потенциалы изменяются в отрицательном направлении оси ординат (см. табл. 1).

Ток коррозии и соответственно скорость коррозии сплавов систем АЖ5К10-Са (Sr, Ba) с ростом концентрации хлорид-иона увеличиваются. Подобная зависимость имеет место для всех сплавов независимо от их состава и особенностей физико-химических свойств модифицирующего компонента. При переходе от сплава АЖ5К10 с кальцием к сплавам со стронцием и барием наблюдается рост скорости коррозии. Это коррелирует со свойствами самых щелочноземельных металлов. Для сплава АЖ5К10 также характерен рост скорости коррозии с увеличением концентрации хлорид-иона в электролите (см. табл. 2).

Кальций и барий, проявляя сильное модифицирующее действие, эффективно измельчают микроструктуру всех фаз, составляющих основу сплавов. Измельчение микроструктуры сплавов положительно влияет на коррозионную стойкость сплавов. Из табл. 2 видно, что наименьшая скорость коррозии характерна для сплава АЖ5К10, модифицированного кальцием.

Представленные на рис. 3 анодные ветви потенциодинамических кривых сплавов систем АЖ5К10-Са (Ba) в среде электролита 3% NaCl показывают, что скорость анодной коррозии модифицированных сплавов несколько меньше. Об этом свидетельствует расположение кривых, относящихся к модифицированным сплавам, в области левее кривой исходного сплава АЖ5К10 во всех исследованных средах.

Микроструктуры сплавов при увеличении 250 и 500 крат представлены на рис. 4. Видно, что добавки кальция и стронция значительно измельчают микроструктуру исходного сплава АЖ5К10, т.е. происходит модификация не только двойных эвтектик α -Al-Si, α -Al-Al₃Fe, α -Al-Al₃Fe, тройной эвтектики α -Al+Si+FeSiAl₅, но также изменяется характер (форма) кристаллизации тройных интерметаллидов Fe₂SiAl₈ (α), FeSiAl₅ (β).

Изучение микроструктур исходного сплава АЖ5К10 и сплава, модифицированного барием, показывает его слабый модифицирующий эффект по сравнению с кальцием и стронцием. Видно, что барий также эффективно измельчает микроструктуру эвтектик, но слабо действует на характер кристаллизации тройных интерметаллидов.

Таблица 1

Потенциалы (х.с.э.) свободной коррозии ($-E_{\text{св.кор.}}$, В) и питтингообразования ($-E_{\text{п.о.}}$, В) сплавов систем АЖ5К10-Са (Sr, Ba) в среде электролита NaCl

Электролит NaCl, мас. %	Расчётное количество кальция, стронция и бария в сплаве, мас. %	Сплавы с Са		Сплавы со Sr		Сплавы с Ba	
		$-E_{\text{св.кор.}}$	$-E_{\text{п.о.}}$	$-E_{\text{св.кор.}}$	$-E_{\text{п.о.}}$	$-E_{\text{св.кор.}}$	$-E_{\text{п.о.}}$
0,03	—	0,750	0,645	0,750	0,645	0,750	0,645
	0,01	0,621	0,530	0,618	0,486	0,614	0,500
	0,05	0,608	0,516	0,606	0,478	0,602	0,488
	0,1	0,595	0,500	0,594	0,468	0,588	0,476
	0,5	0,584	0,488	0,580	0,456	0,575	0,462
	1,0	0,576	0,476	0,570	0,444	0,564	0,450
0,3	—	0,950	0,660	0,950	0,660	0,950	0,660
	0,01	0,776	0,588	0,764	0,558	0,760	0,564
	0,05	0,767	0,572	0,758	0,544	0,752	0,550
	0,1	0,760	0,558	0,752	0,532	0,746	0,538
	0,5	0,750	0,542	0,746	0,524	0,738	0,526
	1,0	0,742	0,530	0,738	0,512	0,732	0,514
3,0	—	1,000	0,700	1,000	0,700	1,000	0,700
	0,01	0,832	0,600	0,830	0,620	0,824	0,586
	0,05	0,820	0,586	0,816	0,606	0,812	0,572
	0,1	0,808	0,578	0,804	0,592	0,800	0,560
	0,5	0,796	0,566	0,792	0,584	0,788	0,548
	1,0	0,788	0,552	0,784	0,572	0,780	0,534

Таблица 2

Зависимость скорости коррозии сплавов систем АЖ5К10-Са (Sr, Ba) от содержания кальция, стронция и бария в среде электролита NaCl

Электролит NaCl, мас. %	Расчётное количество кальция, стронция и бария в сплаве, мас. %	Скорость коррозии					
		сплавов с Са		сплавов со Sr		сплавов с Ba	
		$i_{\text{кор.}} \cdot 10^{-2}$	$K \cdot 10^{-3}$	$i_{\text{кор.}} \cdot 10^{-2}$	$K \cdot 10^{-3}$	$i_{\text{кор.}} \cdot 10^{-2}$	$K \cdot 10^{-3}$
		A/м ²	г/м ² ·ч	A/м ²	г/м ² ·ч	A/м ²	г/м ² ·ч
0,03	—	12,39	3,7	12,39	3,7	12,39	3,7
	0,01	11,39	3,4	11,72	3,5	12,06	3,6
	0,05	10,05	3,0	11,05	3,3	11,39	3,4
	0,1	9,04	2,7	10,05	3,0	10,38	3,1
	0,5	8,04	2,4	9,38	2,8	9,04	2,7
	1,0	7,03	2,1	8,71	2,6	8,37	2,5
0,3	—	15,42	4,6	15,42	4,6	15,42	4,6
	0,01	12,73	3,8	14,74	4,4	14,07	4,2
	0,05	11,30	3,4	14,07	4,2	13,06	3,9
	0,1	10,05	3,0	13,06	3,9	12,39	3,7
	0,5	9,04	2,7	12,39	3,7	11,30	3,4
	1,0	8,04	2,4	11,30	3,4	10,38	3,1
3,0	—	19,43	5,8	19,43	5,8	19,43	5,8
	0,01	17,42	5,2	18,76	5,6	18,42	5,5
	0,05	16,08	4,8	17,76	5,3	17,75	5,3
	0,1	15,07	4,5	16,75	5,0	17,08	5,1
	0,5	14,07	4,2	16,08	4,8	16,08	4,8
	1,0	13,40	4,0	15,41	4,6	15,07	4,5

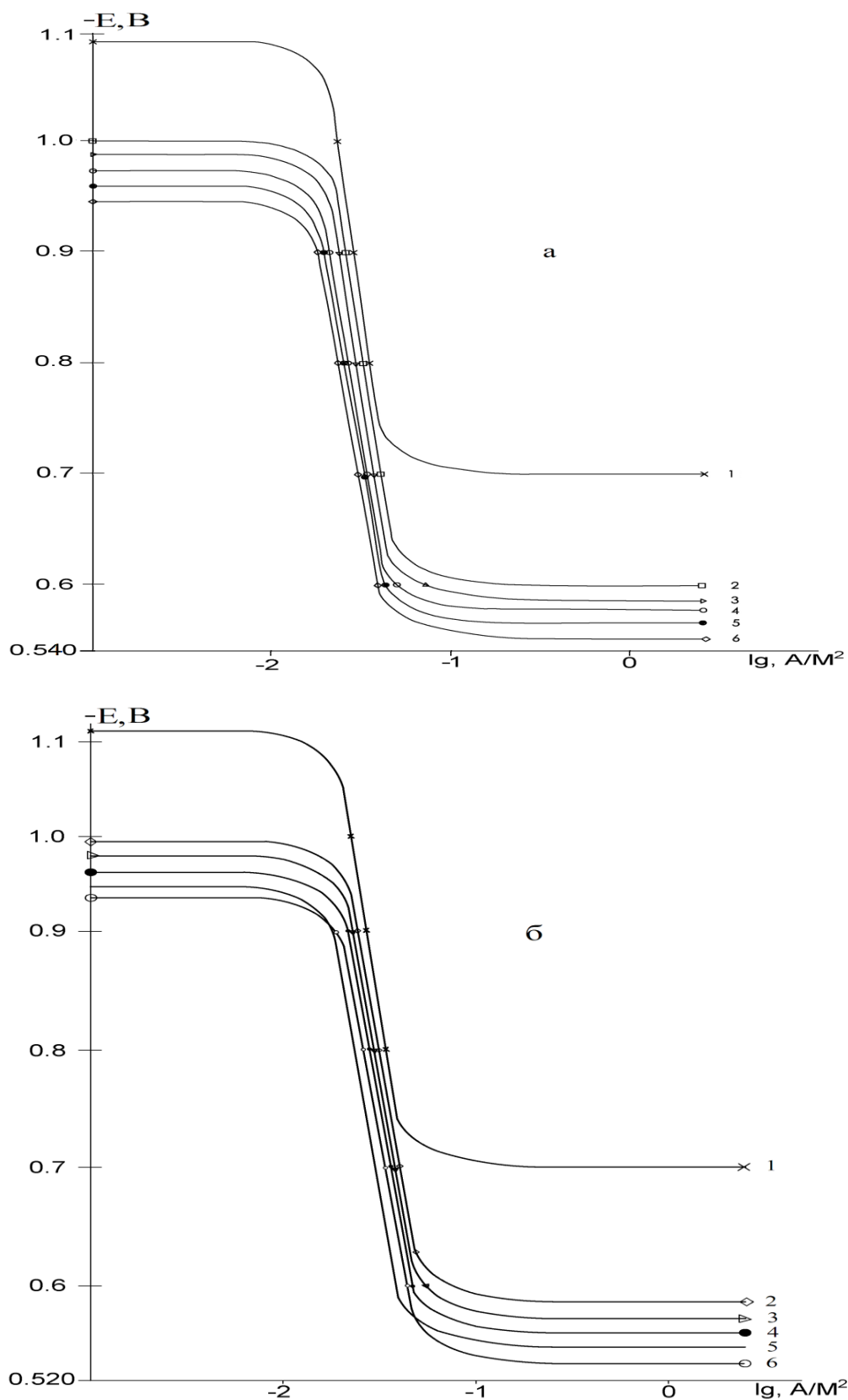


Рис. 3. Анодные ветви потенциодинамических (2 мВ/с) кривых сплава АЖ5К10 (1), содержащего кальций (а) и барий (б), мас. %: 0,01 (2); 0,05 (3); 0,1 (4); 0,5 (5); 1,0 (6) в среде электролита 3%-ного NaCl

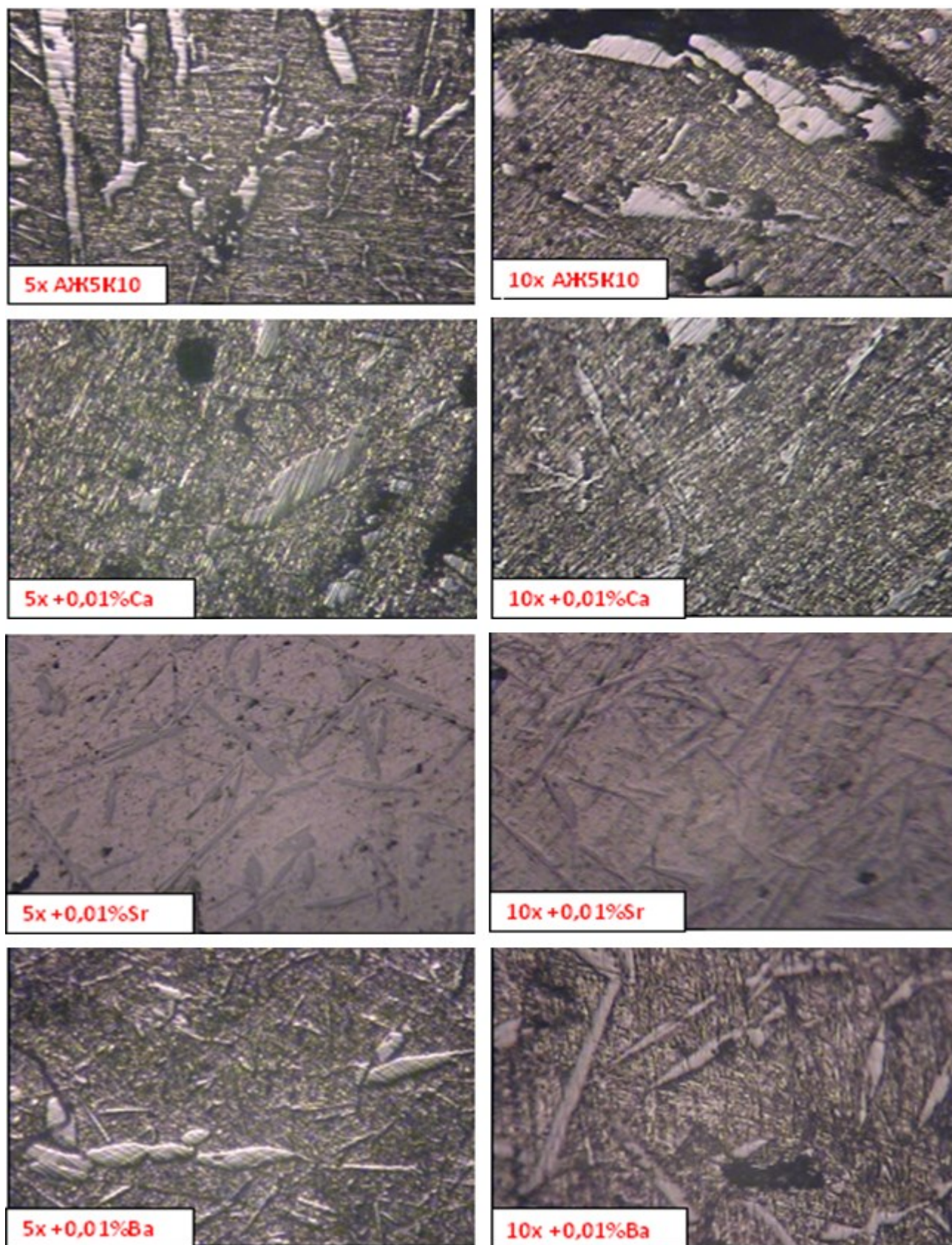


Рис. 4. Микроструктуры сплава АЖ5К10, модифицированного щелочноземельными металлами

Заключение

В связи со структурными особенностями литых сплавов – грубыми хрупкими включениями кремния и интерметаллических фаз – прочностные характеристики силуминов невысокие. Особенно низка пластичность. Для улучшения структуры и механических свойств промышленных сплавов алюминия регулируют режимы плавки и литья. Существенная роль отводится условиям кристаллизация отливок (литье в песчаные и металлические формы, под давлением и т.д.). Наиболее действенным фактором, определяющим благоприятное структурообразование силуминов, является метод модифицирования. Модифицирование позволяет измельчать структуры сплавов за счёт введения в расплав перед его заливкой малых количеств добавок модифицирующих элементов [5].

Нами в качестве модификатора структуры сплава АЖ5К10 выбраны щелочноземельные металлы, эффект модифицирования которых ранее нами был установлен на примере промышленных силуминов [5, 17, 18]. Щелочноземельные металлы, особенно стронций и барий, надёжно обеспечивают измельчение важнейших структурных составляющих силуминов-алюминиево-кремниевой эвтектики. Как видно из рис. 4, ЩЗМ не только измельчают микроструктуру алюминиево-кремниевой эвтектики, но также благотворно влияют на характер кристаллизации тройных фаз состава Fe_2SiAl_8 (α) и FeSiAl_5 (β).

Механизм влияния ЩЗМ на модифицирование микроструктуры сплава АЖ5К10 объясняется их поверхностно активным действием. Являясь поверхностно-активными металлами, ЩЗМ изменяют межфазное натяжение на границе расплава с зародышами и скорость обмена атомов между ними (энергию активации), способствуют или препятствуют образованию и росту кристаллизующейся фазы.

Модифицирование структуры сплава АЖ5К10 под влиянием ЩЗМ способствует изменению анодных характеристик процесса коррозии сплавов в среде электролита NaCl. При этом происходит смещение в положительную область потенциалов свободной коррозии и питтингообразования, что сопровождается уменьшением скорости анодной коррозии исходного сплава АЖ5К10 примерно на 50–70%.

Сплав АЖ5К10 является модельным сплавом и при дальнейшем его легировании магнием, титаном и другими металлами можно существенно улучшить его эксплуатационные свойства

Список литературы

1. Горо Н. Коррозия алюминия и его сплавов // Босекугидажу. 1978. С. 194–202.
2. Луц А.Р., Суслина А.А. Алюминий и его сплавы. Самара, 2013. 81 с.
3. Белецкий В.М., Кривов Г.А. Алюминиевые сплавы (Состав, свойства, технология, применение) / под ред. Фридляндера И.Н. Справочник. К.: КОМИТЕХ, 2005. 365 с.
4. Menan F., Henaff G. Synergistic action of fatigue and corrosion during crack growth in the 2024 aluminium alloy // Procedia Engineering. Elsevier. 2010, vol. 2, no.1, pp. 1441–1450.
5. Сравнительное исследование анодного поведения сплава АЖ2,18, модифицированного литием, бериллием и магнием, в среде электролита NaCl / Азимов Х.Х., Ганиев И.Н., Амонов И.Т., Джурбаева М.Ш. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №3. С. 45–53.
6. Влияние технологических факторов на образование дефектов структуры в крупнотоннажных слитках из алюминиевых сплавов серии 1XXX / Фролов В.Ф., Беляев С.В., Губанов И.Ю., Безруких А.И., Костин И.В. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2016. Т.14. №2. С. 25–31.
7. Chen X.-G. Growth mechanisms of intermetallic phases in DC cast AA1XXX alloys // Essential Readings in Light Metals. Volume 3. Cast Shop for Aluminum Production. 2013, pp. 460–465.
8. Grange D.A. Microstructure control in ingots of aluminium alloys with an emphasis on grain refinement // Essential Readings in Light Metals. Volume 3. Cast Shop for Aluminum Production. 2013, pp. 354–365.
9. Geoffrey K. Sigworth Fundamentals of Solidification in Aluminum Castings // International Journal of Metalcasting. 2014, vol. 8, iss. 1, pp.7–20.
10. Мондальфо Л.Ф. Структура и свойства алюминиевых сплавов. М.: Металлургия, 1973. 639 с.
11. Умарова Т.М., Ганиев И.Н. Анодные сплавы алюминия с марганцем, железом и редкоземельными металлами. Душанбе: Дониш, 2009. 232 с.
12. Потенциодинамическое исследование сплава АЖ 4.5, легированного свинцом, в среде электролита NaCl / Одинаев Ф.Р., Ганиев И.Н., Сафаров А.Г., Якубов У.Ш. // Обработка сплошных и слоистых материалов. 2016. №2 (45). С. 64–68.
13. Стационарные потенциалы и анодное поведение сплава АЖ 4.5, легированного висмутом / Одинаев Ф.Р., Ганиев И.Н., Сафаров А.Г., Якубов У.Ш. // Известия СПбГТИ(ТУ). 2017. №38. С. 8–12.
14. Анодное поведение сплава АЖ5К10, модифицированного стронцием, в среде электролита NaCl / Ганиев И.Н., Якубов У.Ш., Сангов М.М., Хакимов А.Х. // Вестник СибГИУ. 2017. №4 (22). С. 57–62.
15. Якубов У.Ш., Ганиев И.Н., Сангов М.М. Электрохимическая коррозия сплава АЖ5К10, модифицированного

- барием, в среде электролита NaCl // Известия СПбГТИ(ТУ). 2018. №43. С. 23–27.
16. Потенциодинамическое исследование сплава Al+6%Li с иттрием в среде электролита NaCl / Назаров Ш.А., Ганиев И.Н., Норова М.Т., Ганиева Н.И., Irene Calliari // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2016. Т.14. №2. С. 95–100.
 17. Вахобов А.В., Ганиев И.Н. Стронций – эффективный модификатор силуминов // Литейное производство. 2000. №5. С. 28.
 18. Барий – новый модификатор силуминов / Каргаполова Т.Б., Махмадуллоев Х.А., Ганиев И.Н., Хакдодов М.М. // Литейное производство. 2001. №10. С. 6–9.

Поступила 20.04.18

Принята в печать 04.06.18

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-109-119>

ON THE CORROSION POTENTIAL OF AlFe5S10 ALLOY INOCULATED WITH ALKALINE-EARTH METALS IN THE NaCl MEDIUM

Umarali Sh. Yakubov – Postgraduate Student

V.I. Nikitin Institute of Chemistry, Academy of Sciences of the Republic of Tajikistan,

E-mail: yakubovumarali@gmail.com

Izatullo N. Ganiev – DSc (Chemistry), Professor, Head of Laboratory

V.I. Nikitin Institute of Chemistry, Academy of Sciences of the Republic of Tajikistan, E-mail: ganiev48@mail.ru

Murodali M. Sangov – Rector

Tajik State Pedagogical University. E-mail: sangov72@mail.ru

Nargis I. Ganieva – Associate Professor

Tajik Technical University named after academic M.S. Osimi. E-mail: n.ganieva1977@mail.ru

Abstract

This paper describes a potentiostatic study of the anodic behaviour of the AlFe5S10 alloy with calcium, strontium and barium conducted in the potentiodynamic mode at a potential sweep rate of 2 mV/s. It is shown that as the concentration of the alkaline-earth metal rises, the free corrosion potential (or, steady state potential) of the AlFe5S10-Ca (Sr, Ba) alloys tends to change in the positive direction. At the same time, influenced by the concentration of chloride ion in the NaCl medium, it tends to move in the negative direction of the coordinate axis. As the concentration of chloride ion in the NaCl electrolyte rises, the pitting and repassivation potentials of the AlFe5S10 alloy with calcium, strontium and barium drop. An increased concentration of the inoculant in the AlFe5S10 alloy leads to higher pitting and repassivation potentials in either medium regardless of the chloride ion concentration. The more calcium, strontium and barium are inoculated, the lower the corrosion current density and, correspondingly, the corrosion rate of the AlFe5S10-Ca (Sr, Ba) alloy get. The chloride ion concentration causes the corrosion current to rise. This dependence is typical of all alloys regardless of their composition or the physical and chemical properties of the inoculant.

Keywords: AlFe5S10 alloy, calcium, strontium, barium, potentiostatic method, electrochemical corrosion, anodic behaviour, corrosion potential, corrosion rate.

References

1. Goro N. Corrosion of aluminium and its alloys. Bosekugidayuzu, 1978, pp. 194–202.
2. Luts A.R., Suslina A.A. *Alyuminiy i ego splavi* [Aluminium and its alloys]. Samara, 2013, 81 p. (In Russ.)
3. Beletsky V.M., Krivov G.A. *Alyuminievie splavi (Sostav, svoystva, tekhnologiya, primeneniye)* [Aluminum alloys (Composition, properties, technology, application)]. Ed. by I.N. Fridlyander. Reference book. Kiev: KOMITEKh, 2005, 365 p. (In Russ.)
4. Menan F., Henaff G. Synergistic action of fatigue and corrosion during crack growth in the 2024 aluminium alloy. *Procedia Engineering*. Elsevier. 2010, vol. 2, no. 1, pp. 1441–1450.
5. Azimov Kh.Kh., Ganiev I.N., Amonov I.T., Dzhuraeva M.Sh. A comparative study of the anodic behaviour of the AZh2,18 alloy inoculated with lithium, beryllium and magnesium in NaCl]. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2017, vol. 15, no. 3, pp. 45–53. (In Russ.)
6. Frolov V.F., Belyaev S.V., Gubanov I.Yu., Bezrukh A.I., Kostin I.V. Influence of process factors on the formation of structural defects in heavy 1XXX series aluminium alloy ingots. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2016, Vol. 14, No. 2, pp. 25–31. (In Russ.)
7. Chen X.-G. Growth mechanisms of intermetallic phases in DC cast AA1XXX alloys. *Essential Readings in Light Metals*. Volume 3. Cast Shop for Aluminum Production. 2013, pp. 460–465.
8. Grange D.A. Microstructure control in ingots of aluminium alloys with an emphasis on grain refinement. *Essential*

- Readings in Light Metals. Volume 3. Cast Shop for Aluminum Production. 2013, pp. 354–365.
9. Geoffrey K. Sigworth Fundamentals of Solidification in Aluminum Castings. International Journal of Metalcasting. 2014, vol. 8, iss. 1, pp. 7–20.
 10. Mondolfo L.F. *Struktura i svoystva alyminievikh splavov* [Aluminum alloys : structure and properties]. Moscow: Metallurgiya, 1979, 639 p. (In Russ.)
 11. Umarova T.M., Ganiev I.N. *Anodnie splavi alyuminiya s margantsem, zhelezom i redkozemelnymi metallami* [Anodic alloys of aluminium with manganese, iron and rare earth metals]. Dushanbe: Donish, 2009, 232 p.
 12. Odinaev F.R., Ganiev I.N., Safarov A.G., Yakubov U.Sh. Potentiodynamic study of the AlFe 4.5 alloy doped with lead in NaCl. *Obrabotka sploshnykh i sloistykh materialov* [Processing of solid and laminated materials], 2016, no. 2 (45), pp. 68–71. (In Russ.)
 13. Odinaev F.R., Ganiev I.N., Safarov A.G., Yakubov U.Sh. Steady state potentials and anodic behaviour of the AlFe 4.5 alloy doped with bismuth. *Izvestiya SPbGTI(TU)* [Bulletin of the Saint Petersburg State Institute of Technology (Technical University)], 2017, no. 38, pp. 8–12. (In Russ.)
 14. Ganiev I.N., Yakubov U.Sh., Sangov M.M., Khakimov A.Kh. Anodic behaviour of the AlFe5S10 alloy doped with strontium in NaCl. *Vestnik SibGIU* [Bulletin of the Siberian State Industrial University], 2017, no. 4 (22), pp. 57–62. (In Russ.)
 15. Yakubov U.Sh., Ganiev I.N., Sangov M.M. Electrochemical corrosion of the AlFe5S10 alloy doped with barium in NaCl. *Izvestiya SPbGTI(TU)* [Bulletin of the Saint Petersburg State Institute of Technology (Technical University)], 2018, no. 43, pp. 23–27. (In Russ.)
 16. Nazarov Sh.A., Ganiev I.N., Norova M.T., Ganieva N.I., Irene Calliari. Potentiodynamic study of the Al+6% Li alloy with yttrium in NaCl. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2016, Vol. 14, No. 2, pp. 95–100. (In Russ.)
 17. Vakhobov A.V., Ganiev I.N. Strontium as an effective inoculant for silumins. *Liteynoy proizvodstvo* [Foundry production], 2000, no. 5, pp. 28. (In Russ.)
 18. Kargapolova T.B., Makhmadullov Kh.A., Ganiev I.N., Khakdodov M.M. Barium: a new inoculant for silumins. *Liteynoy proizvodstvo* [Foundry production], 2001, no. 10, pp. 6–9. (In Russ.)

Received 20/04/18

Accepted 04/06/18

Образец для цитирования

О коррозионном потенциале сплава АЖ5К10, модифицированного щелочноземельными металлами, в среде электролита NaCl / Якубов У.Ш., Ганиев И.Н., Сангов М.М., Ганиева Н.И. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т. 16. № 3. С. 109–119. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-109-119>

For citation

Yakubov U.Sh., Ganiev I.N., Sangov M.M., Ganieva N.I. On the corrosion potential of AlFe5S10 alloy inoculated with alkaline-earth metals in the NaCl medium. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 109–119. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-109-119>

НАНОМАТЕРИАЛЫ И НАНОТЕХНОЛОГИИ

УДК 669.295:539.89

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-120-128>

СТРУКТУРНО-ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ, ПРОИСХОДЯЩИЕ В ПСЕВДОМОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКОМ ЦИРКОНИИ ПРИ ТЕПЛОЙ ДЕФОРМАЦИИ В КАМЕРЕ БРИДЖМЕНА

Егорова Л.Ю., Хлебникова Ю.В., Пацелов А.М., Пилюгин В.П.

Институт физики металлов имени М.Н. Михеева УрО РАН, Екатеринбург, Россия

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): Использование сплавов циркония и титана в атомной энергетике, космической индустрии предъявляет к свойствам данных материалов повышенные требования. Известно, что метастабильная барическая ω -фаза, образующаяся в данных материалах при интенсивном воздействии, по сравнению со стабильной α -фазой, более плотная, обладает повышенной твердостью и хрупкостью. Для того чтобы минимизировать охрупчивающее влияние ω -фазы и предотвратить разрушение конструкций, изготовленных как из чистых металлов, так и их сплавов, после интенсивного воздействия возникает необходимость подробного исследования устойчивости метастабильной ω -фазы. Цель работы: Исследование структурных изменений в образцах псевдомонокристаллического циркония, подвергшихся нагружению в камере Бриджмена, при повышении температуры испытаний от комнатной до 300°C. Используемые методы (эксперименты): Используя метод бестигельной электронно-лучевой зонной плавки, были получены образцы исходного йодидного псевдомонокристалла α -циркония. Пластическую деформацию дисковых образцов осуществляли в твердо-сплавных наковальнях Бриджмена при давлении 8 ГПа с угловой скоростью $\omega=1,0$ об/мин. Испытания проводили при комнатной температуре и при температурах 70, 100 и 300°C. Угол поворота наковален составлял $\varphi=1080$ град. Структурно-фазовое состояние образцов деформированного циркония исследовали электронно-микроскопически на просвет тонких фольг в микроскопе JEM-200CX и с использованием рентгеноструктурного метода на дифрактометре ДРОН-3 в монохроматизированном $\text{CuK}\alpha$ -излучении. Результаты: В результате испытаний нами было выявлено, что по завершении нагружения и после охлаждения испытанных образцов от температур испытания 70, 100 и 300°C до комнатной температуры ω -фаза частично сохраняется во всех образцах, несмотря на наблюдаемые процессы динамической и постдинамической рекристаллизации. При этом впервые было показано, что температура 70°C является стабилизирующей температурой для метастабильной ω -фазы. Практическая значимость: Полученные результаты могут быть использованы для прогнозирования конструкционной долговечности оборудования, применяемого в аэрокосмической и атомной индустрии.

Ключевые слова: слова: псевдомонокристалл циркония, деформация, высокое квазигидростатическое давление, $\alpha \leftrightarrow \omega$ фазовые переходы.

Введение

В настоящее время для получения мелкодисперсной структуры, с целью достижения высоких механических характеристик, применяются методики, использующие в своей основе интенсивные пластические деформации. Поэтому большое количество структурных исследований и изучение механических свойств выполнено на материалах, подвергнутых интенсивной пластической деформации, в частности в камере Бриджмена. Данный метод, сочетающий давление и сдвиг, позволяет получить наноразмерную структуру и приводит в

некоторых материалах (Pt, Fe, Pb, Hf, Ti, Zr и др.) к появлению в структуре метастабильных фаз [1–3]. Например, в цирконии и титане образуется метастабильная ω -фаза, которая сохраняется после снятия нагрузки вплоть до температуры нагрева 100°C. В работах [3–5] представлены P-T фазовые диаграммы для чистого Zr (рис. 1), из которых следует, что под воздействием давления ω -фаза остается устойчивой до весьма высоких температур.

Использование сплавов циркония и титана в атомной энергетике, космической индустрии предъявляет к свойствам данных материалов повышенные требования. Известно, что ω -фаза, по сравнению со стабильной в чистых металлах α -фазой, более плотная, обладает повышенной твердостью и хрупкостью [6–8]. При этом авторы

© Егорова Л.Ю., Хлебникова Ю.В., Пацелов А.М., Пилюгин В.П., 2018

работы [6], выполненной на образцах циркония, делают заключение, что деформация может увеличивать не только долю омега-фазы, но также и ее термическую стабильность, а в статье [9] выявлено, что температура обратного $\omega \rightarrow \alpha$ превращения зависит от условий получения ω -фазы и степени дисперсности, более крупной структуре соответствует более высокая температура превращения. В работе [10] установлено, что даже малое количество примесей (менее 1 ат. %) затрудняет барическое фазовое превращение.

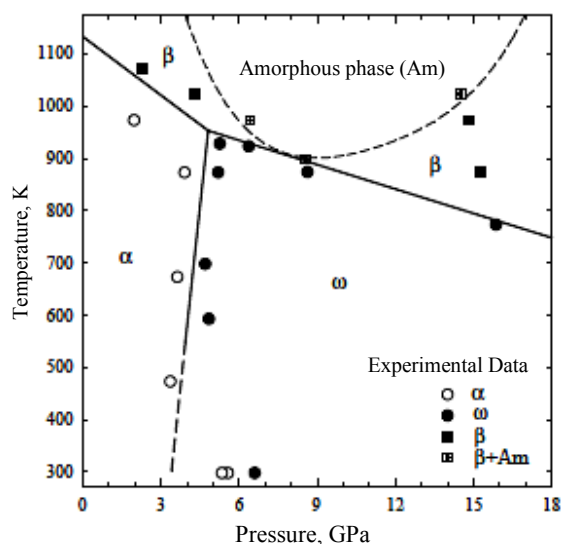


Рис. 1. P-T фазовая диаграмма чистого циркония [5]

Нами была предпринята попытка исследовать структурные изменения в образцах псевдомонокристаллического циркония, подвергшихся нагружению в камере Бриджмена, при повышении температуры испытаний от комнатной до 300°C. Выбор температуры объясняется тем, что по калориметрическим данным, полученным нами для образцов циркония, испытанных в камере Бриджмена при комнатной температуре с углом поворота наковален на $\phi=1080$ град., обратное фазовое $\omega \rightarrow \alpha$ превращение происходит в интервале от 150 до 250°C, а рекристаллизация начинается при температуре 300°C (рис. 2). По справочным данным [11] температура рекристаллизации йодидного циркония — 500°C, то есть большая степень деформации приводит к существенному понижению температуры начала рекристаллизации. Кроме того, в работе [12] отмечается, что если отжиг при определенной температуре приводит к рекристаллизации, то деформация при такой температуре может считаться горячей.

Исходя из сказанного выше, для того чтобы минимизировать охрупчивающее влияние ω -фазы, требуется подробное исследование устойчивости

данной метастабильной фазы, образовавшейся в деформированных образцах циркония в разных температурных условиях.

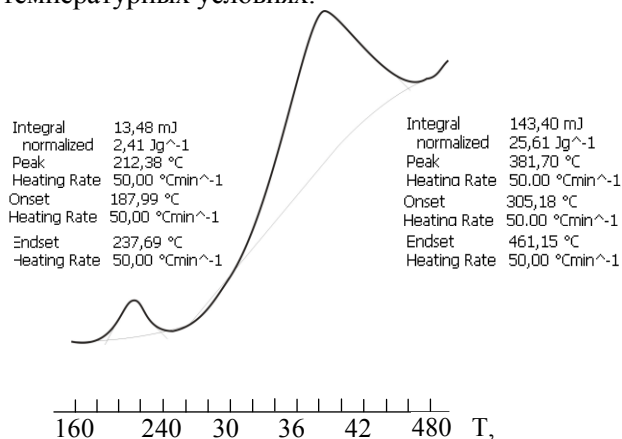


Рис. 2. Кривая ДСК псевдомонокристаллического циркония, деформированного в камере Бриджмена при комнатной температуре на $\phi=1080$ град

Материал и методика эксперимента

Для решения поставленных задач методом бестигельной электронно-лучевой зонной плавки были получены образцы исходного йодидного псевдомонокристалла α -циркония чистотой 99,9%. Пластическую деформацию дисковых образцов осуществляли в твердосплавных наковальнях Бриджмена при давлении 8 ГПа с угловой скоростью $\omega=1,0$ об/мин. Испытания проводили при комнатной температуре, а также при температурах 70, 100 и 300°C. Угол поворота наковален составлял $\phi=1080$ град. Блок наковален и помещенный между ними образец нагревали с помощью специальной печи сопротивления после установки на пресс. Температуру измеряли термопарой, присоединенной к неподвижной наковальне. Деформирование осуществляли по достижении заданной температуры. Время от окончания деформации до извлечения образца на воздух составляло не более 120 с.

Структурно-фазовое состояние образцов циркония после деформации исследовали электронно-микроскопически на просвет тонких фольг в микроскопе JEM-200CX и рентгеновским методом с использованием дифрактометра ДРОН-3 в монохроматизированном $\text{CuK}\alpha$ -излучении.

Результаты исследований и их обсуждение

В наших предыдущих работах [13] было показано, что исследуемый в данной работе цирконий имел псевдомонокристаллическое структур-

ное состояние (рис. 3), полученное при $\beta \rightarrow \alpha$ -полимофном превращении в процессе зонной плавки. Электронно-микроскопические исследования позволили определить, что в результате этого превращения образовались пакеты α -реек шести возможных вариантов кристаллографической ориентации при соблюдении ориентационных соотношений Бюргерса $\{110\}_{\beta} \parallel \{0001\}_{\alpha}$. При этом каждая рейка, в свою очередь, состояла из набора субреек толщиной несколько десятых микрон. Отметим, что в условиях зонного переплава происходит очистка металла от примесей, поэтому выращенные псевдомонокристаллы содержали не более 0,02% примесей.

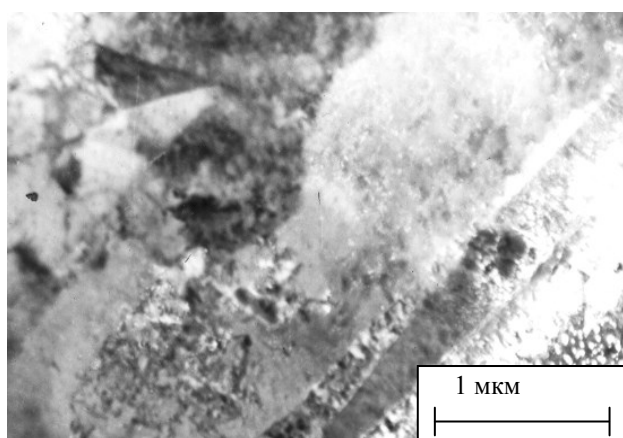
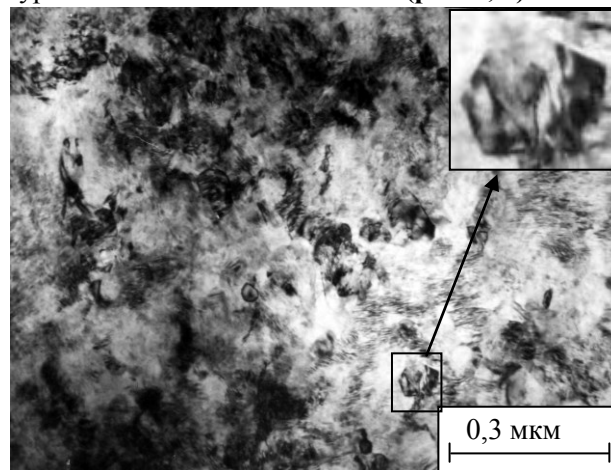


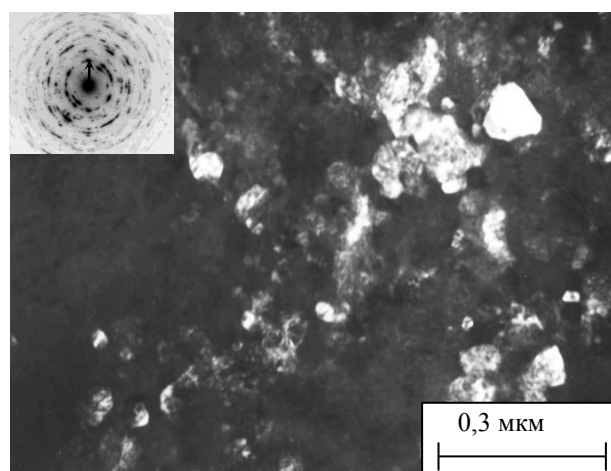
Рис. 3. Микроструктура исходного Zr

При испытаниях в камере Бриджмена при комнатной температуре в процессе деформации на $\varphi=1080$ град происходит переход от исходной речной структуры к фрагментированной, мелкодисперсной структуре с сохранившимися, в некоторых случаях, элементами речной структуры. Фрагменты, чаще всего, не имеют оформленных границ, а представляют собой кристаллиты неправильной формы с рыхлыми границами, не претерпевшие рекристаллизации и сохранившие субструктуру деформированного материала (рис. 4). Средний размер элементов структуры изменяется от 0,01 до 0,1 мкм. Как было показано в нашей предыдущей работе с помощью электронно-микроскопического анализа [14], области с фрагментированной структурой практически полностью состоят из ω -фазы. Отдельные структурные фрагменты (рис. 4, а, во вкладке) являются свидетельством прошедшей в образце циркония динамической рекристаллизации. Частично сохранившаяся в деформированном образце речная струк-

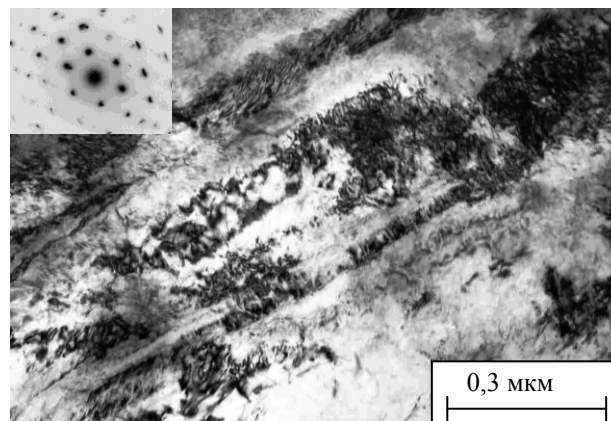
тура состоит в основном из α -Zr (рис. 4, в).



а



б



в

Рис. 4. Микроструктура Zr, деформированного на $\varphi=1080$ град при комнатной температуре: а – светлопольное изображение участка типичной структуры; б – темнопольное изображение в $g_{\omega}=110$ оси зоны $[1-10]\omega$; в – светлопольное изображение участка с речной структурой [14]

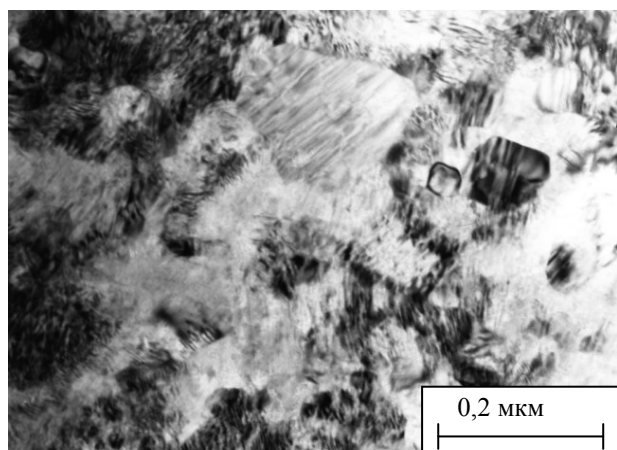
На **рис. 5** представлена структура циркония после деформации на $\varphi=1080$ град при температуре 70°C . Испытания при данной температуре приводят к появлению в большом количестве, наряду с неоформившимися структурными элементами, зерен с четкими большеугловыми границами, размер фрагментированной структуры варьируется от 0,05 до 0,2 мкм. На темнопольном изображении, полученном в рефлексе $(001)_{\omega 1}$ (**рис. 5, б**), мы наблюдаем, что вокруг отдельного зерна с осью зоны (О.З.) $[31-1]_{\omega 2}$ с четкими ровными границами и с небольшим количеством деформационных дефектов – такая структура может свидетельствовать о прошедшей динамической рекристаллизации, располагаются малоразориентированные, с большим количеством дефектов и рыхлыми границами (вследствие накопления в процессе деформации дислокаций на границах) области ω -фазы. Данным кристаллитам соответствует ось зоны $[010]_{\omega 1}$, отражения от плоскостей $(001)_{\omega 1}$ образуют кольцевую электронограмму, это означает, что имеется разориентировка относительно оси $[010]_{\omega 1}$. Тот факт (**рис. 5, в**), что плоскости типа $\{100\}_{\omega 1}$ совпадают с плоскостями типа $\{1-21\}_{\omega 2}$, может свидетельствовать о том, что в процессе динамической рекристаллизации при деформации с нагревом перестройка решетки ω_1 -фазы в решетку ω_2 -фазы была спровоцирована стандартным скольжением дислокаций по наиболее плотноупакованным призматическим плоскостям $\{100\}_{\omega 1}$ с переходом, под влиянием сдвига, давления и температуры, в пирамидальные плоскости $\{1-21\}_{\omega 2}$ [15]. Вероятно, небольшое повышение температуры испытания, при приложении давления, способствует тому, что такие термоактивируемые процессы, как переползание и поперечное скольжение дислокаций [16, 17], которые и без того облегчены у металлов с высокой ЭДУ (у Zr ЭДУ=220 мДж/м² [18]), приводят к ускоренной фрагментации и образованию кристаллитов с тонкими межзеренными границами. Это добавляет стабильности ω -фазе, которая сохраняется после разгрузки в большем объеме, так как создаются энергетически устойчивые образования.

Как и в образце, нагруженном при комнатной температуре, в образце, испытанном при температуре 70°C , обнаруживаются участки с реечной структурой. Вероятно, вследствие того, что по-

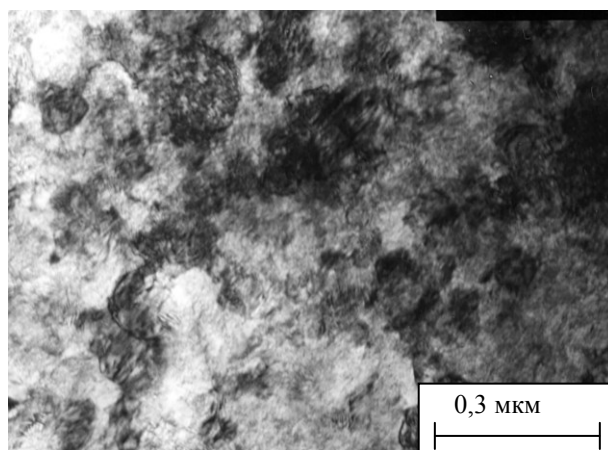
вышение температуры испытания до 70°C ($0,04T_{пл.}$) недостаточно для прохождения процессов полигонизации с последующей фрагментацией во всем объеме образца. При этом в отличие от структуры, образовавшейся при комнатной температуре, на дифракции, полученной с участка с реечной структурой, присутствуют, как рефлексы от α -фазы с осью зоны $[101]_{\alpha}$, так и от ω -фазы с осью зоны $[120]_{\omega}$ (показаны схемой на **рис. 5, в**), которые находятся в ориентационном соотношении [19]. Данный факт позволяет предположить, что даже при незначительном повышении температуры до $0,04T_{пл.}$ именно в реечной структуре возникают дополнительные термодинамические факторы, способствующие повышению стабильности ω -фазы и препятствующие обратному $\omega \rightarrow \alpha$ превращению при разгрузке.

На электронной дифракции от участка с реечной структурой (во вставке на **рис. 5, в**) наблюдаются тяжи, параллельные $[2-10]_{\omega}$ и $[-111]_{\omega}$, появление которых можно интерпретировать и как возникновение предвыделений второй фазы и/или появление в субструктуре имеющихся фаз дефектов кристаллического строения [20].

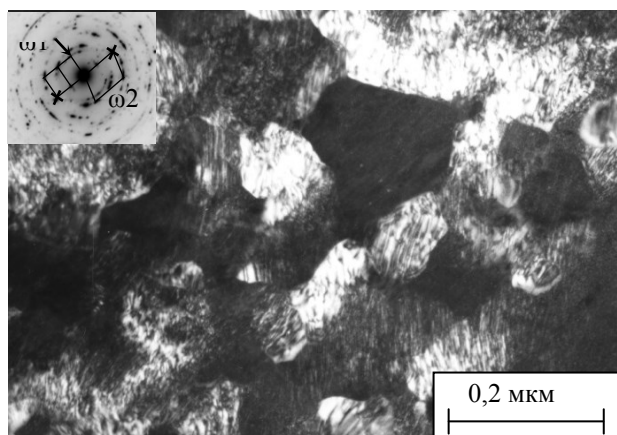
Структура циркония, деформированного на $\varphi=1080$ град при 100°C , показана на **рис. 6**. Деформация при 100°C привела к фрагментированию структуры, образованию кристаллитов с большеугловыми границами (**рис. 6, б**). На электронно-дифракционных снимках наблюдаются как рефлексы от α -, так и от ω -фаз. На **рис. 6, в**, полученном в темном поле от совмещенных рефлексов типа $(103)\alpha$ (О.З. $[1-31]\alpha$) и типа $(100)\omega$ (О.З. $[001]\omega$), можно видеть, что в отражающем положении находятся как зерна ω -фазы с характерным полосчатым контрастом, так и крупное зерно α -фазы без видимых деформационных, в виде скопления дислокаций, дефектов. Четкие границы и отсутствие деформационных дефектов говорит о рекристаллизационной природе зерна α -фазы, а наличие субзеренной структуры в виде планарных дефектов и ориентационной связи между ω - и α -фазами может свидетельствовать о структурном наследовании элементов субструктуры в цирконии при фазовом превращении. Размер структурных элементов изменяется от 0,02 до 0,2 мкм. Исходя из анализа электронно-микроскопических изображений, преобладающей фазой после данной обработки является ω -фаза.



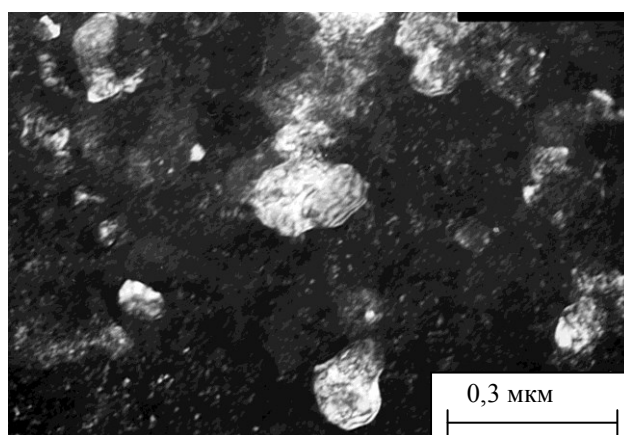
а



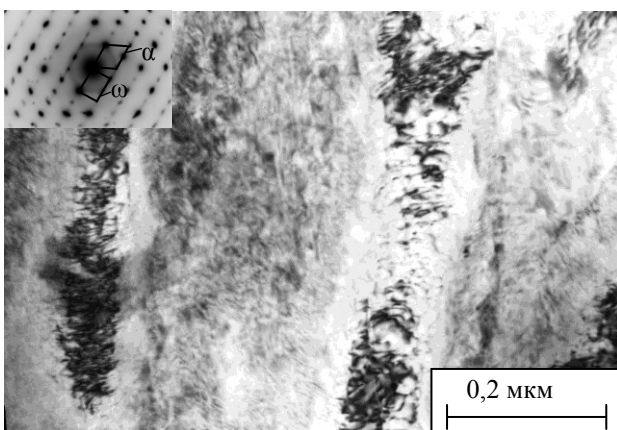
а



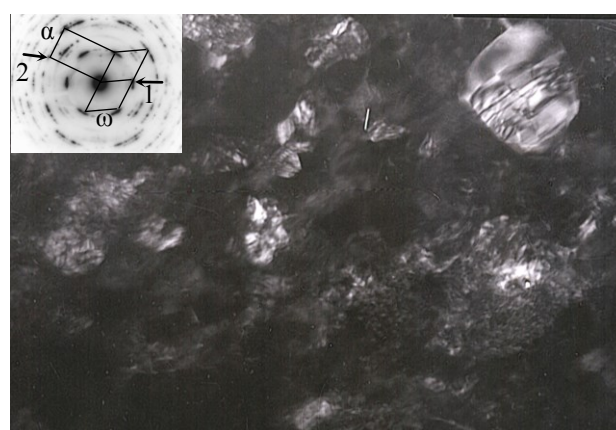
б



б



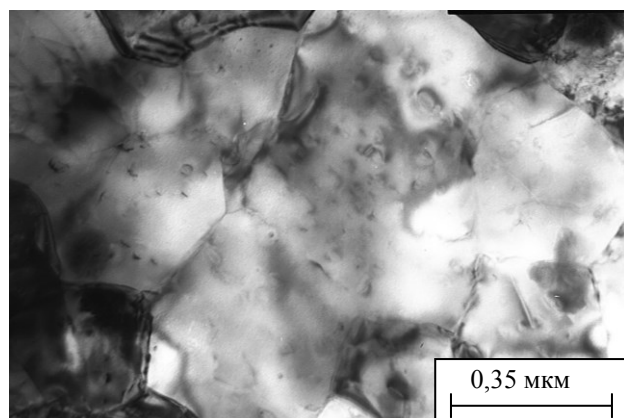
в



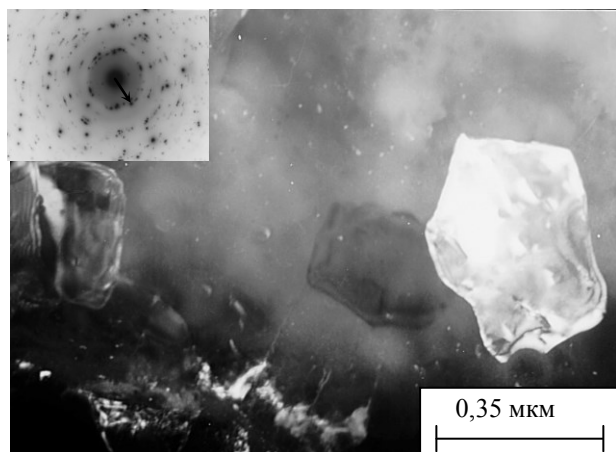
в

Рис. 5. Микроструктура Zr, деформированного на $\varphi=1080$ град при $T_{\text{исп.}}=70^\circ\text{C}$:
а – светлопольное изображение типичной структуры; б – темнопольное изображение в $g_{\omega_1}=001$ оси зоны $[010]_{\omega_1}$ (показан стрелкой); X – рефлексы от параллельных плоскостей типа $\{100\}_{\omega_1}$ и $\{1-21\}_{\omega_2}$; в – светлопольное изображение речной структуры

Рис. 6. Микроструктура Zr, деформированного на $\varphi=1080$ град при $T_{\text{исп.}}=100^\circ\text{C}$: а – светлопольное изображение; б, в – темнопольные изображения:
б – в рефлексе 1 ($g_{\omega}=110$, ось зоны $[001]_{\omega}$) на электронно-дифракционном изображении, в – в рефлексе 2 (совпадающем рефлексе $g_{\text{совм.}}=(-10-3)_{\alpha}/(300)_{\omega}$ ось зоны $[1-31]_{\alpha}$ и $[001]_{\omega}$ соответственно)



а



б

Рис. 7. Микроструктура Zr, деформированного на $\varphi=1080$ град при $T_{\text{исп.}}=300^\circ\text{C}$: а – светлоскопическое изображение; б – темнопольное изображение в рефлекс $g=(002)_\alpha$ (указан стрелкой), ось зоны $[110]_\alpha$

Испытания при 300°C приводят к образованию в образце циркония более крупных, чем при 100°C , микрокристаллитов размером $0,2\text{--}1\text{ мкм}$, с тонкими межзеренными границами. Субструктура зерен свободна от деформационных дефектов. Кроме того, между зернами частично наблюдаются границы в виде тройных стыков, углы при которых близки к 120° , что свидетельствует о равновесном состоянии структуры исследуемого образца [16]. Следовательно, при температуре испытания 300°C в образце циркония успевает пройти постдинамическая рекристаллизация (рис. 7), что подтверждает мнение, высказанное в [12], о возможности считать данную температуру соответствующей температуре горячей деформации. Несмотря на это, на электронограммах, как и в предыдущих случаях, наблюдаются рефлексы как от α -фазы, так и от ω -фазы. Подтверждение существования мета-

стабильной барической ω -фазы после испытания при 300°C мы получили и методом рентгеновской дифрактометрии. На рентгенограммах, полученных на образцах, испытанных при 70 , 100 и 300°C (рис. 8) наблюдаются отчетливые пики от линии $(110)\omega$. При этом надо заметить, что наличие ω -фазы после деформации при 300°C было выявлено рентгенографически сразу после завершения эксперимента. В образце, который после испытаний пролежал при комнатной температуре более года, выявить наличие ω -фазы не удалось.

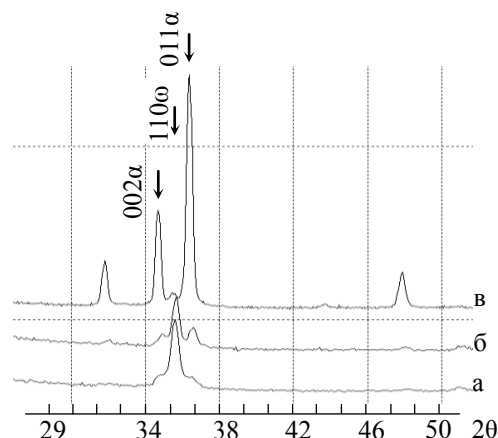


Рис. 8. Дифрактограммы деформированного на $\varphi=1080$ град. Zr: а – при 70°C ; б – при 100°C ; в – при 300°C

Заключение

В результате испытаний, проведенных в камере Бриджмена, образцов псевдомоноткристаллического циркония, нами было выявлено, что по завершении нагружения и после охлаждения от температур испытания 70 , 100 и 300°C до комнатной температуры ω -фаза частично сохраняется во всех образцах, несмотря на наблюдаемые процессы динамической, постдинамической рекристаллизации и перекристаллизации. При этом было показано, что температура 70°C является стабилизирующей температурой для метастабильной ω -фазы. Деформация при 100°C привела к процессам перекристаллизации с наследованием вновь образующейся стабильной α -фазой субструктурных дефектов метастабильной ω -фазы. Электронно-микроскопически было определено, что деформация, проходящая в условиях интенсивного воздействия при температуре 300°C – соответствующая $\sim 0,2T_{\text{пл}}$ циркония, может считаться горячей деформацией.

Электронно-микроскопическое исследование деформированных образцов циркония проводи-

ли на микроскопе JEM-200CX в отделе электронной микроскопии ЦКП «Испытательный центр нанотехнологий и перспективных материалов» Института физики металлов УрО РАН.

Работа выполнена в рамках государственного задания по теме «Структура» (№ АААА-А18-118020190116-6) при частичной финансовой поддержке Комплексной программы УрО РАН № 18-10-2-39.

Список литературы

1. Isothermal transformation of titanium-chromium alloys / P.D. Frost, W.M. Parris, L.L. Hirsch, J.R. Doig, C.M. Schwartz // Trans. Asm. 1954. P. 231.
2. B.S. Hickman. The formation of omega phase in titanium and zirconium alloys: A review. Journal of Materials Science. June 1969, Volume 4, Issue 6, pp. 554–563.
3. K. Sikka, Y. K. Vohra and R. Chidambaram. Omega phase in materials. Progress in Materials Science. 1982. Vol. 27, pp. 245–310. DOI:10.1016/0079-6425(82)90002-0
4. Orientation Relations During the α - ω Phase Transition of Zirconium: In Situ Texture Observations at High Pressure and Temperature / H.-R. Wenk, P. Kaercher, W. Kanitpanyacharoen, E. Zepeda-Alarcon and Y. Wang// Physical review letters. PRL 111, 195701 (2013). DOI:10.1103/PhysRevLett.111.195701
5. Experimental constraints on the phase diagram of elemental zirconium/Jianzhong Zhanga, Yusheng Zhao, Cristian Pantea, Jiang Qian, Luke L. Daemen, Paulo A. Rigg, Robert S. Hixson, Carl W. Greeff, George T. Gray III, Yunpeng Yang, Liping Wang, Yanbin Wang, Takeyuki Uchid. Journal of Physics and Chemistry of Solids 66 (2005) 1213–1219. DOI: 10.1016/j.jpcs.2005.03.004
6. K. Edalati, Z. Horita, S. Yagi, E. Matsubara. Allotropic phase transformation of pure zirconium by high-pressure torsion. Materials Science and Engineering A. 523 (2009) pp. 277–281. DOI: 10.1016/j.msea.2009.07.029
7. Hongxiang Zong, Dezhen Xue, Xiangdong Ding and Turab Lookman. Phase transformations in Titanium: Anisotropic deformation of ω phase. Journal of Physics: Conference Series. 2014. V.500. P. 112042. DOI: 10.1088/1742-6596/500/11/112042/
8. Cerreta E.K., Escobedo J.P., Rigg P.A., Trujillo C.P., Brown D.W., Sisneros T.A., Clausen B., Lopez M.F., Lookman T., Bronkhorst C.A., Addessio F.L. The influence of phase and substructural evolution during dynamic loading on subsequent mechanical properties of zirconium. Acta Materialia. 2013. V. 61. P. 7712 – 7719. DOI: 10.1016/j.actamat.2013.09.009
9. Обратимое мартенситное ω α -превращение в Ti и Zr / Ю.Л. Альшевский, Б.А. Кульницкий, Ю.С. Коняев, А.Л. Ройтбурд // ДАН. 1985. Т.285. №3. С. 619–621.
10. G.T. Gray, C.E. Morris, and A.C. Lawson. Omega phase formation in titanium and titanium alloys, in Titanium '92: Science and Technology, ed. F.H. Froes and I.L. Caplan, (Warrendale, PA, Minerals Metals & Materials Society), pp. 225–232 (1993).
11. Цирконий и его сплавы: технологии производства, области применения: обзор /В.М.Ажажа, П.Н.Вьюгов, С.Д. Лавриненко, К.А. Линдт, А.П. Мухачев, Н.Н. Пилипенко. Харьков: ННЦ ХФТИ, 1998. 89 с.
12. Эволюция структуры никеля в ходе деформации сдвигом под высоким давлением при 150° / М.В. Дегтярев, Л.М. Воронова, Т.И. Чащухина, В.П. Пилюгин, Н.Н. Реснина // ФММ. 2017. Т. 118. № 3. С. 270–277.
13. Формирование макро- и микроструктуры при бета-альфа превращении в монокристаллах циркония / Ю.В. Хлебникова, В.А. Сазонова, Д.П. Родионов, Н.Ф. Вильданова, Л.Ю. Егорова, Ю.В. Калетина, И.Л. Солodова, В.М. Умова // ФММ. 2009. Т. 108. № 3. С. 267–275.
14. Егорова Л.Ю., Хлебникова Ю.В., Пилюгин В.П. Влияние величины деформации на эволюцию структуры монокристаллического циркония при сдвиге под давлением // Письма о материалах. 2016. V. 6. P. 237–242.
15. Черняева Т.П., Грицина В.М. Характеристики ГПУ-металлов, определяющие их поведение при механическом, термическом и радиационном воздействии // Вопросы атомной науки и техники. 2008. №2. Сер. Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение (92). С 15–27.
16. Горелик С.С., Добаткин С.В., Капуткина Л.М. Рекристаллизация металлов и сплавов: монография. М.: МИСиС, 2005. 432 с.
17. Золоторевский В.С. Механические свойства металлов: учебник для вузов. 3-е изд. перераб. и доп. М.: МИСиС, 1998. 440 с.
18. Свойства элементов: справ. изд. /под ред. Дрица М.Е. М.: Металлургия, 1985. 672 с.
19. A. Rabinkin, M. Talianker and O. Botstein. Crystallography and a model of the $\alpha \rightarrow \omega$ phase transformation in zirconium. Acta Metallurgica. 1981, V. 29, pp. 691–698.
20. Электронная микроскопия тонких кристаллов / П. Хирш, А. Хови, Р. Николсон, Д. Пэшли, М. Уэлан; под ред. Л.М. Утевского. М.: Мир, 1968. 573 с.

Поступила 26.07.18

Принята в печать 30.08.18

STRUCTURAL PHASE TRANSFORMATIONS IN ZIRCONIUM PSEUDO-SINGLE CRYSTALS SUBJECTED TO THERMAL DEFORMATION IN THE BRIDGEMAN CHAMBER

Lada Yu. Egorova – PhD (Eng.), Senior Researcher

Physical Metallurgy Laboratory, Mikheev Institute of Metal Physics, Ural Branch of the Russian Academy of Sciences. <https://orcid.org/0000-0002-1951-2976>

Yulia V. Khlebnikova – PhD (Eng.), Lead Researcher

Physical Metallurgy Laboratory, Mikheev Institute of Metal Physics, Ural Branch of the Russian Academy of Sciences. <https://orcid.org/0000-0003-2196-1647>

Aleksandr M. Patselov – PhD (Physics & Mathematics), Senior Researcher

High-Pressure Physics Laboratory, Mikheev Institute of Metal Physics, Ural Branch of the Russian Academy of Sciences. <https://orcid.org/0000-0001-6438-0725>

Vitaly P. Pilyugin – PhD (Physics & Mathematics), Lead Researcher, Head of High-Pressure Physics Laboratory, Mikheev Institute of Metal Physics of the Ural Branch of the Russian Academy of Sciences. <https://orcid.org/0000-0002-5150-6605>

Abstract

Problem Statement (Relevance): When zirconium and titanium alloys are used in nuclear power and space industries, it is necessary that they could perform well under heavy duty regimes. It is known that the meta-stable baric ω -phase, which forms in the above materials under severe loading, is characterised with higher density, hardness and brittleness compared with the stable α -phase. To minimize the embrittlement factor of the ω -phase and to prevent fracture in structures made of both pure metals and Zr/Ti alloys, it is necessary to look into the stability of the meta-stable ω -phase as observed after severe loading. **Objectives:** The objective of this study is to understand what structural transformations take place in sample zirconium pseudo-single crystals subjected to loading in the Bridgman chamber as the temperature increases from room temperature to 300 °C. **Methods Applied (Experiments):** With the help of electron beam crucible-free zone melting, original samples of iodide pseudo-single crystal of α -Zr were derived. Disk samples were subjected to plastic deformation in hard-alloy Bridgeman anvils at 8 GPa and the angular speed of $\omega=1.0$ RPM. The tests were conducted at room temperature and at 70, 100, and 300 °C. The anvil turn angle was $\varphi=1080$ degrees. The structural phase state of the deformed zirconium samples was analysed through electron microscopy (with a JEM-200CX microscope) and X-ray diffraction (with a DRON-3 diffractometer in the monochromatic $\text{CuK}\alpha$ -radiation). **Findings:** The tests showed that after the loading was stopped and the test samples cooled down from the 70, 100, and 300 °C to room temperature, the ω -phase partially persisted in all the samples, despite the dynamic and post-dynamic recrystallisation processes observed. These tests were also first to prove that 70°C works as a stabilisation temperature for the metastable ω -phase. **Practical Relevance:** The results obtained may be used to predict the structural durability of equipment used in aerospace and nuclear industries.

Keywords: Pseudo-single crystal of zirconium, deformation, high quasi-hydrostatic pressure, $\alpha \rightarrow \omega$ phase transitions.

This research was carried out under the governmental assignment on Structure No. AAAA-A18-118020190116-6 and was partially funded under the Comprehensive Programme No. 18-10-2-39 of the Ural Branch of the Russian Academy of Sciences.

References

1. Frost P.D., Parris W.M., Hirsch L.L., Doig J.R., Schwartz C.M. Isothermal transformation of titanium-chromium alloys / Trans. Asm. 1954. 231 p.
2. B.S. Hickman. The formation of omega phase in titanium and zirconium alloys: A review. Journal of Materials Science. June 1969, Volume 4, Issue 6, pp. 554–563.
3. K. Sikka, Y. K. Vohra and R. Chidambaram. Omega phase in materials. Progress in Materials Science. 1982. Vol. 27, pp. 245–310. DOI:10.1016/0079-6425(82)90002-0
4. Orientation Relations During the α - ω Phase Transition of Zirconium: In Situ Texture Observations at High Pressure and Temperature/H.-R. Wenk, P. Kaercher, W. Kanitpanyacharoen, E. Zepeda-Alarcon and Y. Wang// Physical review letters. PRL 111, 195701 (2013). DOI:10.1103/PhysRevLett.111.195701
5. Experimental constraints on the phase diagram of elemental zirconium/Jianzhong Zhanga, Yusheng Zhao, Cristian Pantea, Jiang Qian, Luke L. Daemen, Paulo A. Rigg, Robert S. Hixson, Carl W. Greeff, George T. Gray III, Yunpeng Yang, Liping Wang, Yanbin Wang, Takeyuki Uchid. Journal of Physics and Chemistry of Solids 66 (2005) 1213–1219. DOI: 10.1016/j.jpcs.2005.03.004
6. K. Edalati, Z. Horita, S. Yagi, E. Matsubara. Allotropic phase transformation of pure zirconium by high-pressure torsion. Materials Science and Engineering A. 523 (2009) pp. 277–281. DOI: 10.1016/j.msea.2009.07.029
7. Hongxiang Zong, Dezhen Xue, Xiangdong Ding and Turab

- Lookman. Phase transformations in Titanium: Anisotropic deformation of ω phase. *Journal of Physics: Conference Series*. 2014. V.500. P. 112042. DOI: 10.1088/1742-6596/500/11/112042/
8. Cerreta E. K., Escobedo J. P., Rigg P. A., Trujillo C. P., Brown D. W., Sisneros T. A., Clausen B., Lopez M. F., Lookman T., Bronkhorst C. A., Addessio F. L. The influence of phase and substructural evolution during dynamic loading on subsequent mechanical properties of zirconium. *Acta Materialia*. 2013. V. 61. P. 7712–7719. DOI: 10.1016/j.actamat.2013.09.009
 9. Alshevsky Yu.L., Kulnitsky B.A., Konyaev Yu.S., Roytburd A.L. Reversible martensitic $\omega \leftrightarrow \alpha$ transformation in Ti and Zr. *Doklady Akademii nauk* [Proceedings of the Academy of Sciences], 1985, vol. 285, no. 3, pp. 619–621. (In Russ.)
 10. G. T. Gray, C. E. Morris, and A. C. Lawson. Omega phase formation in titanium and titanium alloys, in *Titanium '92: Science and Technology*, ed. F. H. Froes and I. L. Caplan (Warrendale, PA, Minerals Metals & Materials Society), pp. 225–232 (1993).
 11. Azhazha V.M., Vyugov P.N., Lavrinenko S.D., Lindt K.A., Mukhachev A.P., Pilipenko N.N. *Tsirkoniy i ego splavy: tekhnologii proizvodstva, oblasti primeneniya: obzor* [Zirconium and its alloys: Production & application: Review]. Kharkov: Kharkov Institute of Physics and Technology National Science Center, 1998, 89 p. (In Russ.)
 12. Degtyarev M.V., Voronova L.M., Chashchukhina T.I., Pilyugin V.P., Resnina N.N. Structural evolution of nickel during high-pressure shear deformation at 150°. *FMM* [Physics of metals and metallography], 2017, vol. 118, no. 3, pp. 270–277. (In Russ.)
 13. Khlebnikova Yu.V., Sazonova V.A., Rodionov D.P., Vildanova N.F., Egorova L.Yu., Kaletina Yu.V., Solodova I.L., Umova V.M. Formation of macro- and microstructure during beta-alpha transformation in zirconium single crystals. *FMM* [Physics of metals and metallography], 2009, vol. 108, no. 3, pp. 267–275. (In Russ.)
 14. Egorova L.Yu., Khlebnikova Yu.V., Pilyugin V.P. How the deformation ratio influences the structural evolution of zirconium single crystals under pressure shear strain. *Pisma o materialakh* [Letters on materials], 2016, vol. 6, pp. 237–242. (In Russ.)
 15. Chernyaeva T.P., Gritsina V.M. Characteristics of hcp metals defining their behavior under mechanical, thermal and radiation effects. *Voprosy atomnoy nauki i tekhniki* [Problems of nuclear science and technology], 2008, No. 2, *Ser. Fizika radiatsionnykh povrezhdeniy i radiatsionnoe materialovedenie* [Series: Physics of radiation damage and radiation materials science], (92), pp. 15–27. (In Russ.)
 16. Gorelik S.S., Dobatkin S.V., Kaputkina L.M. *Rekristallizatsiya metallov i splavov: monografiya* [Recrystallization of metals and alloys: monograph]. Moscow: MISIS, 2005, 432 p. (In Russ.)
 17. Zolotarevsky V.S. *Mekhanicheskie svoystva metallov. Uchebnik dlya vuzov. 3-e izdanie pererabotannoe i dopolnennoe* [Mechanical properties of metals. Textbook for university students. 3rd revised edition]. Moscow: MISIS, 1998, 440 p. (In Russ.)
 18. *Svoystva elementov: sprav. izd.* [Properties of elements: Handbook]. Ed. by M.E. Dritsa. Moscow: Metallurgiya, 1985, 672 p. (In Russ.)
 19. A. Rabinkin, M. Talianker and O. Botstein. Crystallography and a model of the $\alpha \rightarrow \omega$ phase transformation in zirconium. *Acta Metallurgica*. 1981, v. 29, pp. 691–698.
 20. P.B. Hirsch, A. Howie, R.B. Nicholson, D.W. Pashley, M.J. Whelan. *Elektronnaya mikroskopiya tonkikh kristallov* [Electron microscopy of thin crystals]. Ed. by L.M. Utevsky. Moscow: Mir, 1968, 573 p. (In Russ.)

Received 26/07/18
Accepted 30/08/18

Образец для цитирования

Структурно-фазовые превращения, происходящие в псевдомонокристаллическом цирконии при тепловой деформации в камере Бриджмена / Егорова Л.Ю., Хлебникова Ю.В., Пацелов А.М., Пиллюгин В.П. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 120–128. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-120-128>

For citation

Egorova L.Yu., Khlebnikova Yu.V., Patselov A.M., Pilyugin V.P. Structural phase transformations in zirconium pseudo-single crystals subjected to thermal deformation in the bridgman chamber. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 120–128. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-120-128>

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ И ОБОРУДОВАНИЕ

УДК 621.787.4.011.015

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-129-139>

НОВЫЕ СПОСОБЫ ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Зайдес С.А.

Иркутский национальный исследовательский технический университет, Иркутск, Россия

Аннотация

Поверхностное пластическое деформирование (ППД) является эффективным методом отделочно-упрочняющей обработки изделий машиностроения. При упрочнении маложестких цилиндрических деталей типа валов и осей традиционные способы обработки ППД исчерпали свои возможности. Для получения высококачественных заготовок из калиброванной стали разработан способ охватывающего ППД, использующий в качестве рабочего инструмента кольцевой индентор–матрицу. Упрочнение прутков охватывающим ППД обеспечивает стабильность напряженного состояния по длине заготовки при высокой скорости деформирования. На основе теории малых упругопластических деформаций и метода конечных элементов построена математическая модель процесса охватывающего деформирования, позволяющая определять текущие и остаточные напряжения в любой точке нагруженного тела. Для обеспечения стабильности относительного обжатия, не зависящего от величины поля допуска на обрабатываемый размер, разработан обкатник центробежного типа, формирующий стабильное рабочее давление в очаге деформации. При данной схеме обработки заготовка совершает осевое перемещение, а рабочий инструмент – вращательное. Небольшие по размерам маложесткие детали, а также короткие цилиндрические детали типа пальцев и роликов практически невозможно обработать традиционными методами упрочнения. Для обработки таких деталей предлагается использовать поперечную обкатку плоскими плитами, которая является не только высокопроизводительным технологическим процессом, но и позволяет получать высокое качество поверхностного слоя. Для повышения стойкости деформирующего инструмента и формирования регулярного микрорельефа на упрочненной поверхности разработан технологический процесс отделочно-упрочняющей обработки осциллирующим выглаживанием. Интенсификацию напряженного состояния, которая необходима для снижения радиальной нагрузки при упрочнении деталей малой жесткости, можно обеспечить за счет использования деформирующего инструмента с новой кинематикой рабочего движения. Поверхностное пластическое деформирование в стесненных условиях закрепления заготовки и (или) в стесненных условиях нагружения является новым технологическим процессом, обеспечивающим повышение интенсивности напряжений в очаге упругопластической деформации.

Ключевые слова: поверхностное пластическое деформирование, осциллирующее выглаживание, центробежная обработка, охватывающее упрочнение, поперечная обкатка

Введение

Для повышения долговечности различных деталей машин в производстве широко применяют технологии поверхностного пластического деформирования (ППД). Отделочно-упрочняющие методы обработки ППД просты в реализации, экономичны, производительны, обеспечивают формирование низкой шероховатости, заданной глубины и степени упрочнения, остаточных напряжений сжатия в поверхностных слоях, мелкозернистой структуры и других показателей качества обработанных деталей [1–4].

Поверхностное пластическое деформиро-

вание традиционно осуществляется локальным рабочим инструментом (шарик, ролик, диск, алмазный индентор). Пластическое локальное воздействие позволяет выполнять отделочно-упрочняющую обработку разнообразных деталей сложных и простых форм. Однако при обработке цилиндрических деталей малой жесткости известные методы ППД исчерпали свои технологические возможности. В работе рассматриваются новые способы ППД, разработанные в Иркутском национальном исследовательском техническом университете.

Охватывающее поверхностное пластическое деформирование. Анализ на технологичность длинномерных маложестких изделий показал, что в некоторых случаях для изготовления

деталей машин целесообразно использовать способы обработки металлов давлением (ОМД), которые могут быть реализованы на трех стадиях технологического процесса: заготовительной, формообразующей и отделочной. Используя металлургические процессы волочения и калибрования, можно получать заготовки максимально приближенные по форме и размерам к готовым деталям. В условиях машиностроительного производства заготовки могут быть доведены до формы готовых деталей при использовании, например, процесса редуцирования через жесткую матрицу [5,6]. Окончательно заданные размеры деталей, качество поверхности и напряженно-деформированное состояние поверхностного слоя можно получить ППД, позволяющее сформировать высокое качество поверхностного слоя [1–4].

Однако при упрочнении длинномерных и маложестких цилиндрических деталей возможности существующих локальных методов упрочнения в значительной мере исчерпаны: при ограниченной производительности они не обеспечивают необходимой точности диаметральных размеров и стабильности геометрической формы. Для упрочнения деталей указанного типа целесообразен отход от традиционных схем обработки. В качестве перспективного направления предложен способ охватывающего поверхностного пластического деформирования (ОППД), реализующий схему осесимметричного нагружения на ограниченном участке изделия [7]. Способ отличается высокой производительностью и позволяет изменять характеристики формируемого поверхностного слоя в широких пределах.

Пластическое деформирование при осесимметричном нагружении имеет в некоторых случаях явные преимущества по сравнению с локальными методами поверхностной пластической обработки:

- высокая производительность процесса за счет больших скоростей деформирования;
- обеспечение стабильности диаметрального размера по длине заготовки и значительное уменьшение погрешности исходного размера;
- получение заданного размера за один проход при припусках, превышающих на порядок и более припуски, устанавливаемые для поверхностного пластического деформирования;
- шероховатость упрочненных поверхностей соизмерима с шероховатостью, имеющей место при финишных операциях.

Кинематическая простота ОППД, когда обработка осуществляется лишь за счет осевого

перемещения заготовки или инструмента, привлекает внимание и производителей. Однако реализовать такой принцип обработки удастся не всегда и не сразу – обрывы, трещины, расслоения, искривления и другие дефекты свидетельствуют о том, что кажущаяся простота процессов является мнимой.

Реализовать данную технологию можно двумя способами: охватывающее деформирование по схеме сжатия (**рис. 1, а**) и охватывающее деформирование по схеме растяжения заготовки (**рис. 1, б**).

В качестве деформирующего инструмента при этом используют кольцевой индентор – матрицу. Рабочие деформирующие инструменты (фильеры, волокни, матрицы) состоят из трех основных частей: рабочей, имеющей форму усеченного конуса, калибрующей (цилиндрической) части и выходной части в виде обратного конуса.

При практической реализации предлагаемых процессов пластического деформирования возникает ряд новых проблем. Одна из них относится к выявлению напряженно-деформированного состояния обработанных изделий. Практика ОМД показывает, что в некоторых случаях холоднодеформированные изделия получают трещины, которые приводят к разрушению материала (**рис. 2**).

Определение напряженно-деформированного состояния (НДС) в очаге деформации является ключевым вопросом для понимания сущности технологического процесса и выявления факторов, оказывающих влияние на качество и эксплуатационные характеристики деталей машин и изделия в целом. Напряженное состояние упругопластического материала в очаге деформации является основной информацией для определения по результатам разгрузки остаточных напряжений.

На основе теории малых упругопластических деформаций и метода конечных элементов [8, 9] построена математическая модель процесса охватывающего упрочнения, позволяющая определять текущее и остаточное напряженно-деформированное состояние в произвольной точке нагруженного осесимметричного тела [7]. Достоверность предложенной модели упрочнения подтверждена известным аналитическим решением (задача Ламе) и экспериментальными результатами по деформированному и остаточному напряженному состояниям [10].

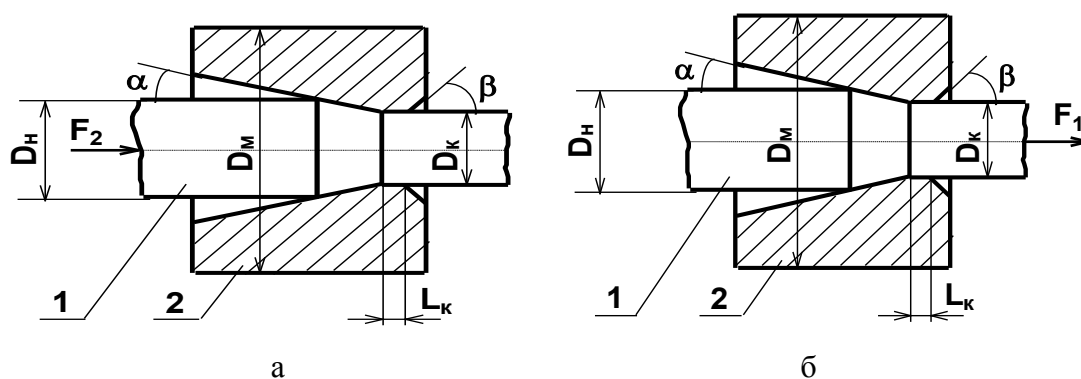


Рис. 1. Технологические схемы охватывающего деформирования по схеме сжатия (а) и растяжения (б) заготовки (1 – заготовка; 2 – матрица)

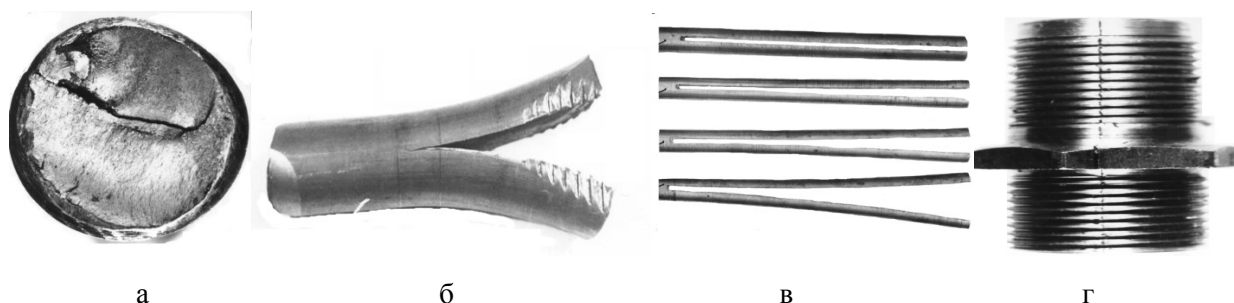


Рис. 2. Дефекты изделий из калиброванного металла:

а – раскрытие конца прутка при выходе из матрицы; б – трещина на конце заготовки после холодного деформирования; в – искажение формы заготовки при фрезеровании продольного паза; г – трещина на поверхности детали после обработке резанием

На уровне изобретений разработаны технологическое оборудование и оснастка для охватывающего упрочнения. Конструктивные и технологические решения защищены патентами РФ [7]. Так, для упрочнения преимущественно длинномерных изделий спроектирован и изготовлен универсальный станок для реализации ОПД по схеме растяжения и сжатия заготовки. В условиях серийного производства относительно короткие детали типа осей и втулок можно упрочнять на станке, работающем в полуавтоматическом режиме. Для упрочнения отдельных концевых участков деталей типа валов спроектирован станок, обеспечивающий соосность обработанных поверхностей. Для реализации охватывающего деформирования на универсальном прессовом оборудовании разработана технологическая оснастка, работающая в автоматическом режиме [7].

Поверхностное пластическое деформирование с использованием центробежного обкатника. В некоторых случаях и ОПД имеет ограничения по применению. Это касается остаточного напряженного состояния в упрочненных изделиях. Экспериментальными исследованиями

[11] и расчетными данными [7] установлено, что остаточные напряжения при охватывающем деформировании весьма чувствительны к степени относительного обжатия. Это приводит к тому, что даже величина поля допуска на заготовку влияет на величину относительного обжатия, а следовательно, на величину и характер распределения остаточных напряжений [7]. Таким образом, выполняя охватывающее деформирование через жесткую матрицу, можно получить заготовки с разным уровнем остаточных напряжений, что не обеспечивает стабильности заготовок по напряженному состоянию.

Аналогичные проблемы имеют место и при использовании известных локальных методов поверхностного деформирования. Формирующиеся при ППД остаточные напряжения характеризуются величиной, знаком и глубиной залегания. Все эти величины зависят от многих факторов, среди которых основными являются условия проведения поверхностной пластической обработки и механические свойства обрабатываемого материала [12,13].

Многие исследователи [14–16] отмечают чрезвычайную важность равномерности обра-

ботки, обеспечивающей однородность деформации, уравновешенность остаточных напряжений их равномерную релаксацию при эксплуатационной нагрузке. В отличие от жестких валов выполнение этого условия зависит не только от конструкции инструмента и режимов упрочнения, но и от механических свойств поверхностного слоя, закономерностей его микропластической деформации при технологическом воздействии, релаксационной стойкости при эксплуатации.

Выбор конструкции рабочего инструмента определяется основными качественными показателями обработки поверхностного слоя. Однородность упрочнения, отсутствие изогнутости вала, малая величина остаточных напряжений, их уравновешенность и равномерная релаксация во время эксплуатации и другие показатели связаны с величиной усилия прижима инструмента. Инструмент должен обеспечивать постоянство этого усилия при любых изменениях формы детали, наличии пространственной погрешности и колебаний в технологической системе.

Чтобы избавиться от большей части проблем, обусловленных динамикой взаимодействия частей технологической системы, необходимо остановить вращение детали, вывести ее из непосредственного взаимодействия с патроном, задней бабкой и люнетами. При такой схеме обработки невозможно образование начальных напряжений от закрепления в патроне и задней бабки, так как есть возможность продольной деформации любой величины. В этом случае для обеспечения обработки ППД всей поверхности нежесткого вала необходимо вращать инструмент. Для исключения деформации изгиба заготовки усилием прижима деформирующего элемента необходим инструмент с полным силовым замыканием.

Для создания рабочего усилия прижима деформирующего тела (шарика, ролика и др.) в настоящее время используется достаточно широкий спектр различных конструкций. Центробежный инструмент более предпочтителен для обеспечения высокой производительности при заданном качестве и стабильности процесса обработки. К недостаткам известных конструкций центробежных раскатников следует отнести большую частоту вращения инструмента. Для генерации рабочего усилия необходимой величины, обеспечиваемого силой инерции при малой массе роликов, требуется большая частота вращения инструмента, которую не обеспечивает стандартное оборудование. Высокая частота вращения приводит также к возникновению виб-

раций, что, несомненно, сказывается на однородности обработки. Наиболее простым решением проблемы увеличения рабочего усилия, генерируемого центробежной силой, является применение рычажной системы. Такая компоновка центробежного обкатника была разработана и запатентована ИРНИТУ [17]. На криволинейном рычаге закрепляется деформирующий элемент и груз (рис. 3).

Вся система вращается относительно неподвижной оси заготовки, и сила инерции груза создает момент относительно точки закрепления рычага, который уравновешивается моментом рабочего усилия относительно той же точки. При малой длине плеча криволинейного рычага относительно точки закрепления рычага возрастает величина рабочего усилия. Таким образом, деформирующее усилие регулируется соотношением плеч и величиной груза. При большой величине груза достаточные для обработки ППД усилия возникают при частоте вращения, обеспечиваемой стандартным оборудованием. Использование центробежного обкатника позволяет регулировать величину жесткости на изгиб обрабатываемой детали установкой двух дополнительных опор как в конструкции обкатника, так и вне его на станине станка. Качество упрочненного слоя при использовании центробежного обкатника изложено в работах [18, 19].

ППД поперечной обкаткой плоскими плитами. Известные способы ППД не позволяют обрабатывать небольшие по габаритам детали малой жесткости в виде осей, валиков, пальцев, так как они легко изгибаются при нагружении деформирующим инструментом. Имеется и ряд других деталей машин, в которых отсутствуют центровые отверстия, что не позволяет закреплять их в центрах металлорежущих станков. Для отделочно-упрочняющей обработки указанного класса деталей предложена схема обкатки плоскими плитами.

Процесс поперечной обкатки плоскими плитами аналогичен процессу поперечно-клиновой прокатки, процессу накатки профиля на крепежных изделиях [20–22]. Основными параметрами поперечно-клиновой прокатки являются степень обжатия и геометрия инструмента. В процессе поперечной обкатки инструмент имеет вид плоской плиты с малым углом заходной части α_1 (рис. 4). Малый угол α_2 в выходной части инструмента служит для уменьшения концентрации напряжения при выходе детали из зоны обработки. Поэтому для процесса поперечной обкатки основным параметром режима обработки является степень относительного обжатия Q [20].

$$Q = \frac{F_{\text{и}} - F_{\text{пр}}}{F_{\text{пр}}} = \left(1 - \frac{d^2}{D^2}\right) \cdot 100\%, \quad (1)$$

где $F_{\text{и}}$ – площадь исходного сечения заготовки; $F_{\text{пр}}$ – площадь поперечного сечения заготовки после обкатки; D – исходный диаметр заготовки; d – диаметр заготовки после обкатки.

Кинематика процесса поперечной обкатки плоскими плитами и режимы обработки изложены в работах [23–25].

Отличительной особенностью упрочняющей обработки на плоских плитах являются: высокая

производительность процесса, возможность автоматизации технологического процесса, отсутствие необходимости закрепления детали перед обработкой, отсутствие центровых отверстий, доступность полной обработки цилиндрической поверхности без переустановки детали, отсутствие изгиба при упрочнении, возможность обработки тонких (маложестких) деталей. Для реализации процесса упрочнения поперечной обкаткой плоскими плитами в условиях многосерийного производства разработана новая конструкция обкатного станка [26].

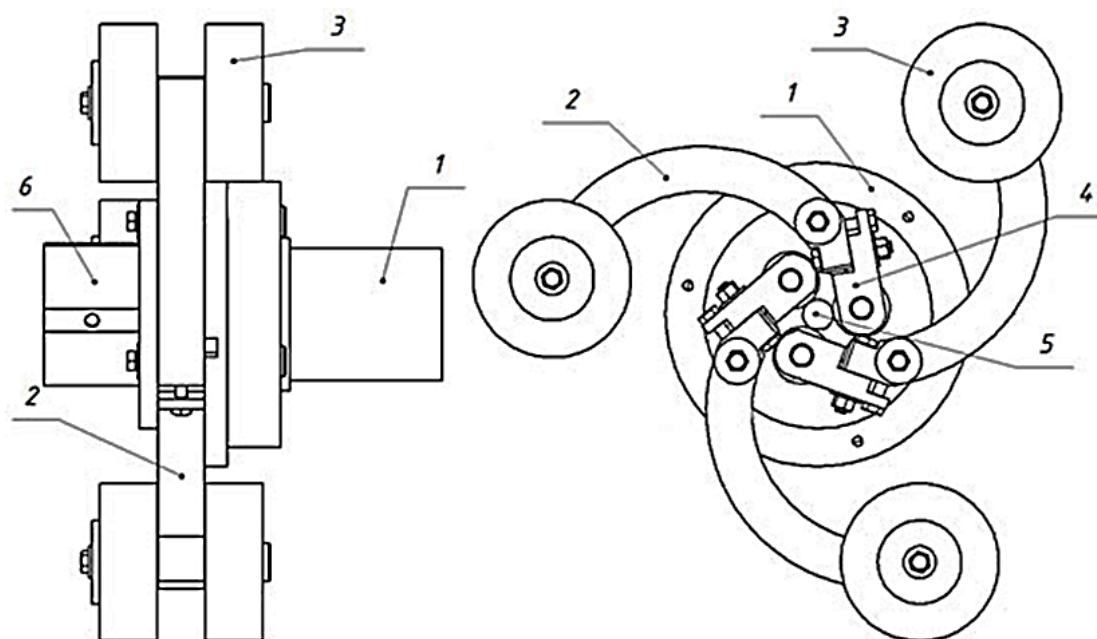


Рис. 3. Центробежный обкатник: 1 – корпус; 2 – рычаг; 3 – груз; 4 – державка с деформирующим роликом; 5 – обкатываемая деталь; 6 – дополнительная опора (защитный кожух убран)

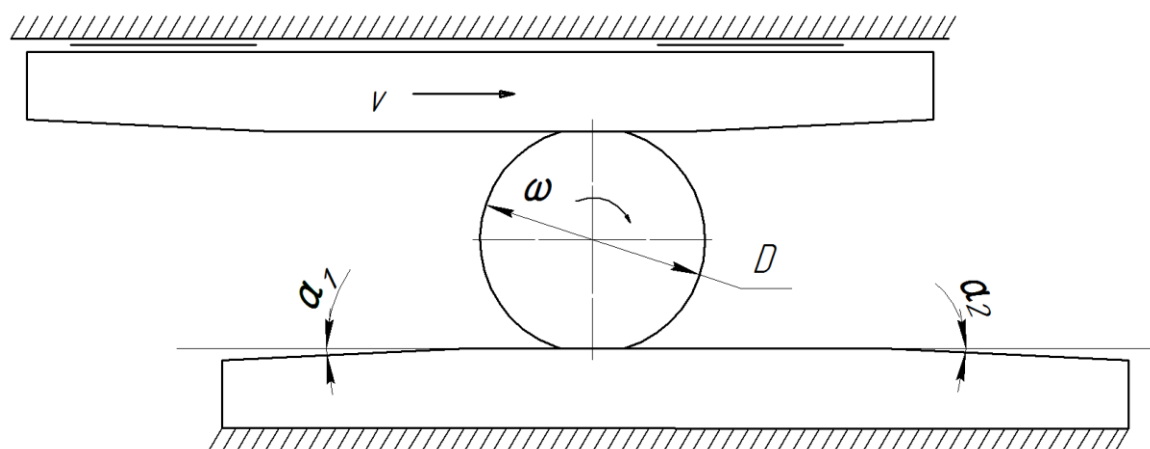


Рис. 4. Схема процесса поперечной обкатки плоскими плитами

Отделочно-упрочняющая обработка осциллирующим выглаживанием. Эффективным направлением совершенствования методов ППД является применение дополнительных колебательных и осциллирующих движений [29], которые позволяют кроме отделочно-упрочняющей обработки формировать регулярный микрорельеф на упрочняющей поверхности. При совершенствовании методов отделочной обработки поверхностей и создании регулярного микрорельефа профессором Ю.Г. Шнейдером предложена схема вибрационного обкатывания [30], а профессором М.Е. Поповым разработана технология и инструментальное оснащение осциллирующего ППД [29]. Предложенные методы упрочняющей обработки отличаются кинематикой деформирующего инструмента, который совершает возвратно-поступательное движение вдоль или поперек оси детали. При этом каждая микрizona поверхностного слоя испытывает давление в разных направлениях. Перемена знака напряжений отражена эффектом Баушингера [31] и проявляется в изменении механических свойств упрочняемого материала.

В отличие от методов обработки, разработанных Ю.Г. Шнейдером и М.Е. Поповым, в предлагаемом методе рабочий инструмент совершает возвратно-поступательное движение в направлении, перпендикулярном оси детали, в то время как известные схемы обработки реализуют колебательное движение инструмента.

Схема осциллирующего выглаживания цилиндрических деталей представлена на рис 5. В качестве рабочего инструмента использована пластина, имеющая скругление на одном из торцов по радиусу r . Эта часть пластины является рабочим элементом, который прижимается к вращающейся обрабатываемой заготовке. Пластина может поворачиваться относительно вертикальной плоскости на некоторый угол α (см. рис. 5), а также совершать осциллирующее вертикальное движение относительно оси заготовки и перемещаться по направлению подачи S .

В результате сложного взаимодействия заданных параметров на обрабатываемой поверхности формируется микрорельеф, состоящий из синусоидальных канавок различной композиции и плотности. Образование на обработанной поверхности системы канавок, пересекающихся между собой с определенной закономерностью, улучшает процесс смазки трущихся пар. Установлено, что такие системы образуют искусственные «масляные карманы», в которых удерживается смазка, препятствующая «схватыва-

нию» контактирующих поверхностей трущихся пар; формируют на поверхностях деталей регулярные неровности различной формы расположения в зависимости от требуемых эксплуатационных характеристик и свойств; создают на сопрягаемых цилиндрических поверхностях винтовые микрошлицы; обеспечивают декоративную обработку поверхностей деталей взамен трудоёмкой абразивной обработки [32–34].

Влияние параметров осциллирующего выглаживания (продольная подача, натяг, частота вращения заготовки и угол наклона рабочего инструмента) на качество упрочненных деталей изложено в работах [27,35].

Интенсификация напряжений при ППД. При поверхностном пластическом деформировании деталей малой жесткости (тонкостенные, длинномерные детали) возможности локальных методов упрочнения ограничены. Это связано с малой изгибной жесткостью заготовки, вибрациями в механической системе, сложностью достижения заданного качества деталей, точности и производительности обработки, а также с отсутствием необходимого технологического оборудования. Пластическое деформирование поверхностного слоя вызывает значительные деформации и перемещения частиц металла, что отрицательно сказывается на геометрической форме изделий [13].

С учетом вышеизложенного возник вопрос о необходимости интенсификации напряженно-деформированного состояния в очаге деформации технологических способов поверхностного пластического деформирования для достижения высоких качественных показателей при обработке маложестких деталей.

С этой целью были разработаны новые технологические схемы ППД, обеспечивающие интенсификацию напряженного состояния в очаге упругопластической деформации. В практике ППД известны и широко используют две схемы упрочняющей обработки: упрочнение по схеме качения рабочего инструмента (рис. 6, а) и упрочнение по схеме скольжения (рис. 6, б). Последнюю схему значительно реже используют на практике, т.к. трение скольжения в зоне контакта приводит к большим тепловым процессам, а сам инструмент интенсивно изнашивается. Однако если оценить эти две схемы упрочнения с точки зрения механики процесса и возможности деформационного искажения микроструктуры, то обработка по схеме скольжения должна быть более эффективной.

Техническая идея по интенсификации напряженного состояния в очаге деформации заключа-

ется в изменении кинематики рабочего инструмента, которая усиливает искажение зеренной структуры материала. Предлагается вращать деформирующий ролик не относительно горизонтальной оси, а относительно вертикальной (рис. 6, в). В этом случае пластический отпечаток от ролика на поверхности детали представляет собой фигуру в виде эллипса, имеющего большую и малую оси. При вращении ролика вокруг вертикальной оси y – y происходит наложение пластических полей разных ориентаций по направлению, что должно способствовать «перемешиванию» структуры в поверхностном слое.

Если совместить два ролика вместе и вращать их также относительно оси y – y (рис. 6, г), то эффективность обработки будет значительно выше, так как в процессе деформирования участвует не два, а четыре очага деформации на каждый оборот ролика.

На рис. 7 показано влияние схем деформиро-

вания на максимальное эквивалентное остаточное напряжение и компоненты максимального остаточного напряжения образца. При ППД качением (простое обкатывание) происходит минимальное искажение структуры. При условии ППД скольжением возникает большое трение, которое приводит к повышению интенсивности напряжения в зоне деформации. При ППД с вращением ролика относительно своей диаметральной оси (y – y) за счет разных размеров очагов деформации напряжения усиливаются. Эффективный результат получен при ППД с вращением двух роликов относительно оси (y – y). В результате описанной конструкции профиля рабочей части двухрадиусного обкатного ролика металл поверхностного слоя детали при обработке находится в условиях сложного напряженного состояния, испытывает пластическую деформацию с накоплением большого числа искажений.

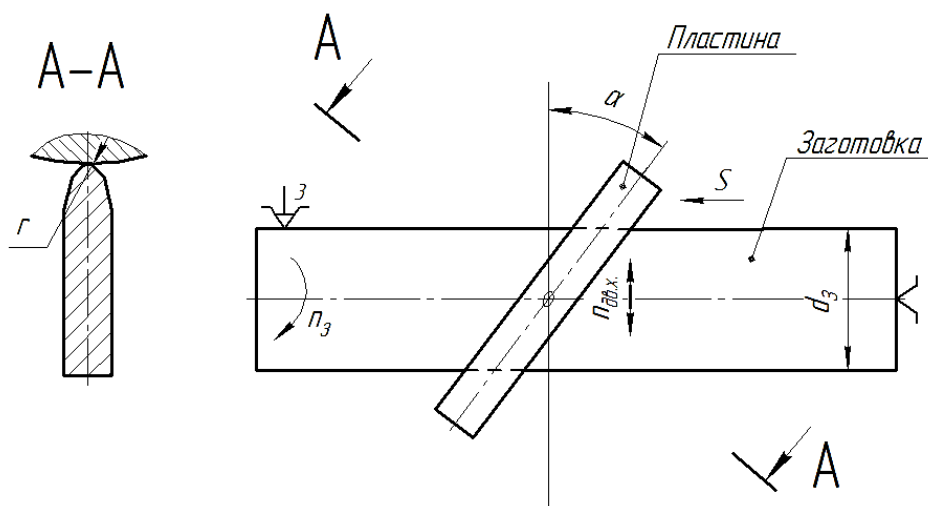


Рис. 5. Схема процесса осциллирующего выравнивания цилиндрических деталей

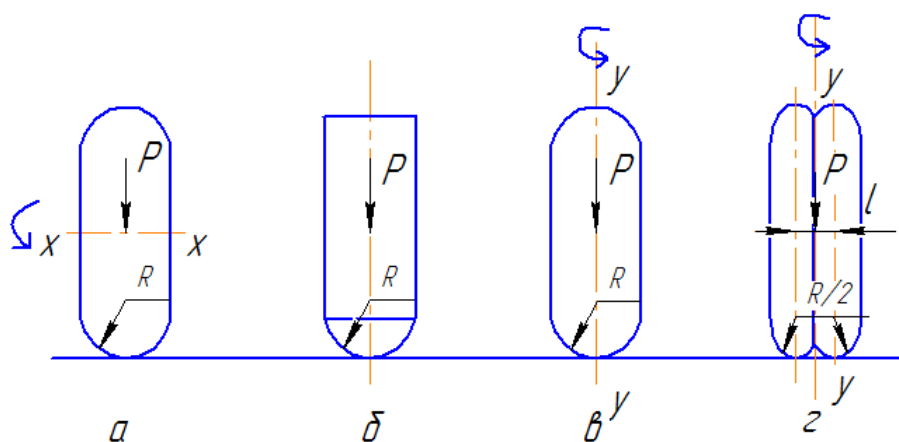
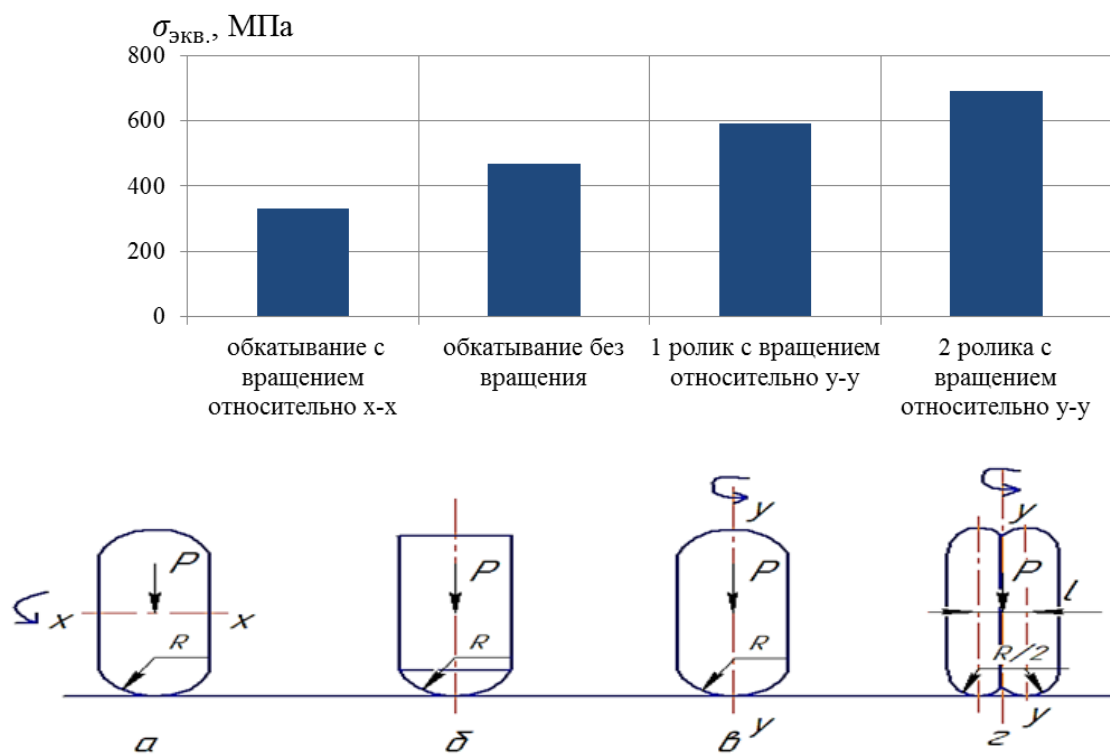


Рис. 6. Схемы нагружения при различных условиях контакта с обрабатываемой поверхностью (x – x , y – y : оси вращения)



Схемы обработки	σ_x , МПа	σ_y , МПа	σ_z , МПа
Обкатывание с вращением относительно x–x	–335	–356	–79
Обкатывание без вращения	–352	–365	–86
1 ролик с вращением относительно y–y	–364	–397	–110
2 ролика с вращением относительно y–y	–746	–744	–145

Рис. 7. Влияние схем деформирования на максимальные значения эквивалентных остаточных напряжений (а) и компонент максимальных остаточных напряжений образца (б)

Условие контакта и характер взаимодействия деформирующего инструмента с деталью в процессе обработки оказывает большое влияние на перераспределение материала поверхностного слоя. Выявлено, что основными факторами, оказывающими влияние на напряженно-деформированное состояние деталей, являются геометрия, форма, взаимное расположение элементов деформирующего инструмента и их кинематика относительно обрабатываемой детали.

Заклучение

Для отделочно-упрочняющей обработки цилиндрических деталей малой жесткости разработаны новые технологические процессы поверхностного пластического деформирования.

В основе упрочняющих процессов использованы традиционные схемы обработки металлов давлением – калибровка и поперечная прокатка. Новые процессы локального упрочнения деталей

машин построены на изменении кинематики обработки – центробежное упрочнение и упрочнение роликом с изменённой кинематикой вращения. Расчетные данные и экспериментальные исследования показали достаточно высокую эффективность новых способов отделочно-упрочняющей обработки.

Список литературы

1. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение, 1987. 328 с.
2. Зайдес С.А., Забродин В.А., Мураткин В.Г. Поверхностное пластическое деформирование. Иркутск: Изд-во ИГТУ, 2002. 304 с.
3. Суслов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. Москва: Машиностроение, 2000. 320 с.
4. Блюменштейн В.Ю., Смелянский В.М. Механика технологического наследования на стадиях обработки и эксплуатации деталей машин. Москва: Машиностроение, 2007. 399 с.

5. Зайдес С.А. Прогрессивные методы обработки металлов давлением в технологии машиностроения // Вестник ИрГТУ. 1997. № 1. С. 80–85.
6. Зайдес С.А. Изготовление деталей машин холодным пластическим деформированием // Автоматизация и современные технологии. 1998. № 1. С. 9–11.
7. Зайдес С.А. Охватывающее поверхностное пластическое деформирование. Иркутск: Изд-во ИрГТУ, 2001. 311 с.
8. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. М.: Мир, 1979. 392 с.
9. Галлагер Р. Метод конечных элементов. М.: Мир, 1984. 430 с.
10. Зайдес С.А. Оценка сходимости метода переменных параметров упругости при решении осесимметричных задач // Перспективные материалы, технологии, конструкции: сб. науч. тр. Красноярск, 1998. Вып. 4. С. 149–154.
11. Зайдес С.А. Остаточные напряжения и качество калиброванного металла. Иркутск: Изд-во Иркутск. гос. ун-та, 1992. 200 с.
12. Пишибельский В. Технология поверхностной пластической обработки: пер. с польск. М.: Металлургия, 1991. 479 с.
13. Дальский А.М., Базаров Б.М., Васильев А.С. Технологическая наследственность в машиностроительном производстве. М.: Изд-во МАИ, 2003. 364 с.
14. Отений Я.Н. Технологическое обеспечение качества деталей машин поверхностным пластическим деформированием: монография. Волгоград: Политехник, 2005. 224 с.
15. Зайдес С.А., Забродин В.А., Мураткин Г.В. Поверхностное пластическое деформирование. Иркутск: Изд-во Иркутск. гос. техн. ун-та, 2002. 304 с.
16. Дрозд М.С., Матлин М.М., Сидякин Ю.И. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации. М.: Машиностроение, 1986. 224 с.
17. Зайдес С.А., Скороходов К.А., Кургузов А.С. Устройство для упрочнения поверхности цилиндрических деталей: а.с. 1719191 СССР, МКИ 3 кл. 24 В 39/04. 4806904/27; заявл. 28.03.96; опубл. 15.03.92. Бюл. №10.
18. Зайдес С.А., Горбунов А.В. Определение механических свойств поверхностного слоя маложестких валов, упрочненных поверхностным пластическим деформированием // Упрочняющие технологии и покрытия. 2015. №3, (123). С. 15–19.
19. Зайдес С.А., Горбунов А.В. Повышение эффективности упрочнения маложестких валов центробежным обкатыванием // Упрочняющие технологии и покрытия. 2015. №4 (124). С. 6–13.
20. Поперечно-клиновое прокатка / Андреев Г.В., Клушкин В.А., Макушок Е.М., Сегал В.М., Щукин В.Я. Минск: Наука и техника, 1974. 160 с.
21. Щукин В.Я. Основы поперечно-клиновой прокатки/ под ред. А.В. Степаненко. Мн.: Наука и техника, 1986. 223 с.
22. Фам Дак Фыонг, Зайдес С.А., Нгуен Ван Хуан. Определение условий поперечной обкатки при поверхностном пластическом деформировании // Вестник ИрГТУ. 2015. №4. С. 48–52.
23. Зайдес С.А., Фам Дак Фыонг. Аналитический расчет остаточных напряжений при упрочнении цилиндрических деталей поперечной обкаткой // Вестник ИрГТУ. 2015. № 12. С. 40–46.
24. Зайдес С.А., Фам Дак Фыонг. Оценка напряженно-деформированного состояния цилиндрических деталей после поперечной обкатки плоскими плитами // Научные технологии в машиностроении. 2017. №5 (71). С. 38–43.
25. Зайдес С.А., Фам Дак Фыонг. Оценка качества цилиндрических деталей после поперечной обкаткой плоскими плитами // Упрочняющие технологии и покрытия. 2016. №7 (139). С. 14–18.
26. Зайдес С.А., Фам Дак Фыонг. Устройство для обкатывания цилиндрических изделий плоскими инструментами: пат. 2600302 РФ. Опубл. 20.10.2016. Бюл. № 29.
27. Зайдес С.А., Нгуен Ван Хинь. Оценка качества поверхностного слоя при реверсивном поверхностном пластическом деформировании // Вестник ИрГТУ. 2016. № 6. С. 34–40.
28. Зайдес С.А., Нгуен Ван Хинь. Влияние параметров осциллирующего выглаживания на шероховатость упрочненных поверхностей // Вестник ИрГТУ. 2017. Т. 21. №4. С. 22–29.
29. Обработка деталей поверхностным пластическим деформированием: монография / под ред. С.А. Зайдеса. Иркутск: Изд-во ИрГТУ, 2014. 559 с.
30. Шнейдер Ю.Г. Технология финишной обработки давлением: справочник. СПб: Политехника, 1988. 414 с.
31. Фридман. Я.Б. Механические свойства материалов: в 2 ч. М.: Машиностроение, 1974. Ч. 1: Деформация и разрушение. 472 с.
32. Рыжов Э.В., Суслов А.Г., Федоров В.П. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин. М.: Машиностроение, 1979. 176 с.
33. Смелянский В.М. Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение. 2002. 299 с.
34. Жасимов М. М. Управление качеством деталей при поверхностном пластическом деформировании. Алма-Ата: Наука, 1986. 205 с.
35. Зайдес С.А., Нгуен Ван Хинь. Влияние параметров осциллирующего выглаживания на шероховатость упрочненных поверхностей // Вестник ИрГТУ. 2017. № 4. С. 22–29.

Поступила 02.03.18

Принята в печать 07.05.18

NEW SURFACE PLASTIC DEFORMATION TECHNIQUES IN THE MANUFACTURE OF MACHINE PARTS

Semen A. Zaydes – DSc (Eng.), Professor, Head of Department of Mechanical Engineering Technologies and Materials
Irkutsk National Research Technical University. E-mail: zsa@istu.edu

Abstract

Surface plastic deformation (SPD) serves as an efficient finishing and hardening technique in machine part manufacturing. When hardening low-rigidity cylindrical parts, such as shafts and axes, the conventional SPD techniques cannot offer any new opportunities. To obtain high-quality billets from calibrated steel, a new envelope SPD technique was developed that uses an annular die indenter as a working tool. Using the new technique for bar hardening ensures a consistent stress state along the length of the workpiece at a high strain rate. On the basis of the theory of small elastoplastic strains and the finite element method, a mathematical model of the envelope SPD process was built. Such model can help determine current and residual stresses in any point of the stressed body. To ensure a stable percentage reduction of area that would not depend on the tolerance zone of the machining size, a centrifugal roller was developed which creates a stable working pressure in the deformation zone. In this arrangement the workpiece moves axially while the working tool rotates. In practice it is nearly impossible to use conventional hardening techniques for small low-rigidity parts or short cylindrical parts such as pins and rollers. Transverse flat plate burnishing is proposed for such parts, which does not only offer high productivity, but also greatly improves the surface layer. An oscillatory burnishing process was developed to improve the tool durability and to obtain a regular microtopography of the hardened surface. Intensified stress state, which is necessary to reduce the radial loads when working low-rigidity parts, can be achieved due to a new kinematics of the burnishing tool. Surface plastic deformation under constrained fixing and/or loading conditions offers a new process that ensures more intense stresses in the elastoplastic deformation zone.

Keywords: Surface plastic deformation, oscillatory burnishing, centrifugal finishing, envelope hardening, transverse burnishing.

References

1. Odintsov L.G. *Uprochnenie i otdelka detaley poverkhnostnym plasticheskim deformirovaniem* [Hardening and finishing of machine parts through surface plastic deformation]. Moscow: Mashinostroenie, 1987, 328 p. (In Russ.)
2. Zaides S.A., Zabrodin V.A., Muratkin V.G. *Poverkhnostnoe plasticheskoe deformirovanie* [Surface plastic deformation]. Irkutsk: Publishing House of Irkutsk State Technical University, 2002, 304 p. (In Russ.)
3. Suslov A.G. *Kachestvo poverkhnostnogo sloya detaley mashin* [Surface layer quality in machine components]. Moscow: Mashinostroenie, 2000, 320 p. (In Russ.)
4. Blyumenshtein V.Yu., Smelyansky V.M. *Mekhanika tekhnologicheskogo nasledovaniya na stadiyakh obrabotki i ekspluatatsii detaley mashin* [The mechanics of technological heredity in machine part finishing and operation]. Moscow: Mashinostroenie, 2007, 399 p. (In Russ.)
5. Zaides S.A. Advanced metal forming techniques in machine building. *Vestnik IrGTU* [Proceedings of Irkutsk State Technical University], 1997, no. 1, pp. 80–85. (In Russ.)
6. Zaides S.A. Manufacture of machine parts through cold plastic deformation. *Avtomatizatsiya i sovremennye tekhnologii* [Automation and advanced technology], 1998, no. 1, pp. 9–11. (In Russ.)
7. Zaides S.A. *Okhvatyvayushchee poverkhnostnoe plasticheskoe deformirovanie* [Envelope burnishing]. Irkutsk: Publishing House of Irkutsk State Technical University, 2001, 311 p. (In Russ.)
8. Segerlind L. *Primenenie metoda konechnykh elementov* [Applied finite element analysis]. Moscow: Mir, 1979, 392 p. (In Russ.)
9. Gallagher R. *Metod konechnykh elementov* [Finite element analysis]. Moscow: Mir, 1984, 430 p. (In Russ.)
10. Zaides S.A. Convergence analysis for the variable elasticity parameters method when solving axially symmetric problems. *Perspektivnye materialy, tekhnologii, konstruktzii: sb. nauch. tr.* [Innovative materials, technologies, structures: Research papers]. Krasnoyarsk, 1998, iss. 4, pp. 149–154. (In Russ.)
11. Zaides S.A. *Ostatochnye napryazheniya i kachestvo kalibrovannogo metalla* [Residual stresses and the quality of calibrated steel]. Irkutsk: Publishing House of Irkutsk State Technical University, 1992, 200 p. (In Russ.)
12. Przybylski V. *Tekhnologiya poverkhnostnoy plasticheskoy obrabotki: per. s polsk.* [The process of surface plastic working: Translated from Polish]. Moscow: Metallurgiya, 1991, 479 p. (In Russ.)
13. Dalsky A.M., Bazarov B.M., Vasiliev A.S. *Tekhnologicheskaya nasledstvennost v mashinostroitel'nom proizvodstve* [Technological heredity in machine building]. Moscow: Publishing House of Moscow Aviation Institute, 2003, 364 p. (In Russ.)
14. Oteniy A.N. *Tekhnologicheskoe obespechenie kachestva detaley mashin poverkhnostnym plasticheskim deformirovaniem: monografiya* [Securing the quality of machine components through the application of surface plastic deformation: monograph]. Volgograd: Politekhnik, 2005, 224 p. (In Russ.)
15. Zaides S.A., Zabrodin V.A., Muratkin G.V. *Poverkhnostnoe plasticheskoe deformirovanie* [Surface plastic deformation]. Irkutsk: Publishing House of Irkutsk State Technical University, 2002, 304 p. (In Russ.)

- versity, 2002, 304 p. (In Russ.)
16. Drozd M.S., Matlin M.M., Sidiyakin Yu.I. *Inzhenernye raschety uprugoplasticheskoy kontaktnoy deformatsii* [Engineering analysis of elastoplastic contact deformation]. Moscow: Mashinostroenie, 1986, 224 p. (In Russ.)
 17. Zaides S.A., Skorokhodov K.A., Kurguzov A.S. *Ustroystvo dlya uprochneniya poverkhnosti tsilindricheskikh detaley* [Machine for surface hardening of cylindrical parts]. Certificate of Authorship No. 1719191. Applied: 28.03.96. Published: 15.03.92. Bulletin No. 10.
 18. Zaides S.A., Gorbunov A.V. Analysing the mechanical properties of the surface layer in low-rigidity shafts hardened by burnishing. *Uprochnyayushchie tekhnologii i pokrytiya* [Hardening technology and coatings], 2015, no. 3, (123), pp. 15–19. (In Russ.)
 19. Zaides S.A., Gorbunov A.V. Hardening of low-rigidity shafts optimized through centrifugal burnishing. *Uprochnyayushchie tekhnologii i pokrytiya* [Hardening technology and coatings], 2015, no. 4 (124), pp. 6–13. (In Russ.)
 20. Andreev G.V., Klushkin V.A., Makushok E.M., Segal V.M., Shchukin V.Ya. *Poperechno-klinovaya prokatka* [Cross-wedge rolling]. Minsk: Nauka i tekhnika, 1974, 160 p. (In Russ.)
 21. Shchukin V.Ya. *Osnovy poperechno-klinovoy prokatki* [Fundamentals of cross-wedge rolling]. Ed. by A.V. Stepanenko. Minsk: Nauka i tekhnika, 1986, 223 p. (In Russ.)
 22. Pham Dac Phuong, Zaides S.A., Nguyen Van Huan. Termination of transverse burnishing conditions under surface plastic deformation. *Vestnik IrGTU* [Proceedings of Irkutsk State Technical University], 2015, no. 4, pp. 48–52. (In Russ.)
 23. Zaides S.A., Pham Dac Phuong. Analytical calculation of residual stresses when hardening cylindrical parts by transverse burnishing. *Vestnik IrGTU* [Proceedings of Irkutsk State Technical University], 2015, no. 12, pp. 40–46. (In Russ.)
 24. Zaides S.A., Pham Dac Phuong. Analysis of the stress-strain state of cylindrical parts subjected to transverse flat plate burnishing. *Naukoemkie tekhnologii v mashinostroenii* [Knowledge intensive technology in machine building], 2017, no. 5 (71), pp. 38–43. (In Russ.)
 25. Zaides S.A., Pham Dac Phuong. Analysing the quality of cylindrical parts subjected to transverse flat plate burnishing. *Uprochnyayushchie tekhnologii i pokrytiya* [Hardening technology and coatings], 2016, no. 7 (139), pp. 14–18. (In Russ.)
 26. Zaides S.A., Pham Dac Phuong. *Ustroystvo dlya obkamyvaniya tsilindricheskikh izdeliy ploskimi instrumentami* [Machine for rolling cylindrical parts with flat tools]. Patent RF, no. 2600302, 2016.
 27. Zaides S.A., Nguyen Van Hinh. Analysing the quality of the surface layer under reversible surface plastic deformation. *Vestnik IrGTU* [Proceedings of Irkutsk State Technical University], 2016, no. 6, pp. 34–40. (In Russ.)
 28. Zaides S.A., Nguyen Van Hinh. Effect of the oscillatory burnishing regimes on the roughness of hardened surfaces. *Vestnik IrGTU* [Proceedings of Irkutsk State Technical University], 2017, vol. 21, no. 4, pp. 22–29. (In Russ.)
 29. *Obrabotka detaley poverkhnostnym plasticheskim deformirovaniem: monografiya* [Use of surface plastic deformation as a finishing technique for machine parts: monograph]. Ed. by S.A. Zaides. Irkutsk: Publishing House of Irkutsk State Technical University, 2014, 559 p. (In Russ.)
 30. Schneider Yu.G. *Tekhnologiya finishnoy obrabotki davleniem: spravochnik* [The process of steel part finishing: Handbook]. Saint Petersburg: Politekhnik, 1988, 414 p. (In Russ.)
 31. Fridman Ya.B. *Mekhanicheskie svoystva materialov: v 2 ch.* [Mechanical properties of materials: in two parts]. Moscow: Mashinostroenie, 1974. Part 1: Deformation and fracture. 472 p. (In Russ.)
 32. Ryzhov E.V., Suslov A.G., Fedorov V.P. *Tekhnologicheskoe obespechenie ekspluatatsionnykh svoystv detaley mashin* [Process parameters securing the performance of machine parts]. Moscow: Mashinostroenie, 1979, 176 p. (In Russ.)
 33. Smelyansky V.M. *Mekhanika uprochneniya detaley poverkhnostnym plasticheskim deformirovaniem* [The mechanics of machine part hardening through surface plastic deformation]. Moscow: Mashinostroenie, 2002, 299 p. (In Russ.)
 34. Zhasimov M.M. *Upravlenie kachestvom detaley pri poverkhnostnom plasticheskom deformirovanii* [Quality control of machine parts subjected to surface plastic deformation]. Alma-Ata: Nauka, 1986, 205 p. (In Russ.)
 35. Zaides S.A., Nguyen Van Hinh. Effect of the oscillatory burnishing regimes on the roughness of hardened surfaces. *Vestnik IrGTU* [Proceedings of Irkutsk State Technical University], 2017, no. 4, pp. 22–29. (In Russ.)

Received 02/03/18

Accepted 07/05/18

Образец для цитирования

Зайдес С.А. Новые способы поверхностного пластического деформирования при изготовлении деталей машин // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 129–139. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-129-139>

For citation

Zaydes S.A. New surface plastic deformation techniques in the manufacture of machine parts. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 129–139. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-129-139>

АВТОБАЛАНСИРОВКА ВИБРАЦИОННЫХ МАШИН

Попов И.П., Кубарева С.Ю.

Курганский государственный университет, Курган, Россия

Аннотация

Рассматриваются механизмы, рабочие органы которых совершают линейные колебания с высокой для их массы частотой, что приводит к развитию значительной непроизводительной механической реактивной инерционной мощности, которая может на порядок превосходить производительную (полезную) диссипативную мощность. Нейтрализация механической реактивной инерционной мощности приводит к существенному повышению энергоэффективности механизма. Самонейтрализация механической реактивной инерционной мощности осуществляется в механизмах с постоянным приведенным моментом инерции за счет смещения фаз колебаний рабочих органов, количество которых может быть любым. Для механизма с двумя рабочими органами смещение фаз составляет $\pi/2$, а с тремя – $2\pi/3$. Практическое использование механизма с постоянным приведенным моментом инерции с двумя массивными рабочими органами затруднено из-за несбалансированности механизма. Степень сбалансированности (или несбалансированности) механизма непосредственно связана со «степенью» центральной симметрии фигуры (звезды), образованной кривошипами. Двухлучевая «звезда» механизма с двумя рабочими органами несимметрична. «Звезды» в механизмах с постоянным приведенным моментом инерции с числом рабочих органов более двух обладают центральной симметрией. Целью работы является установление условий автобалансировки механизмов с постоянным приведенным моментом инерции с четырьмя и тремя рабочими органами. Показано, что «звезды», образованные кривошипами механизмов с постоянным приведенным моментом инерции с числом рабочих органов более двух, обладают центральной симметрией. Такие механизмы сбалансированы. Установлено, что минимальное число рабочих органов, совершающих линейные колебания, в сбалансированном механизме с постоянным приведенным моментом инерции равно трем.

Ключевые слова: колебания, фаза, инерционная мощность, автобалансировка, центральная симметрия.

Введение

Существуют механизмы, например, сортировальные, рабочие органы которых совершают линейные колебания с высокой для их массы частотой [1], что приводит к развитию значительной непроизводительной механической реактивной инерционной мощности [2], которая может на порядок превосходить производительную (полезную) диссипативную мощность. Поэтому нейтрализация инерционной мощности приводит к существенному повышению энергоэффективности механизма [3, 4].

Самонейтрализация инерционной мощности осуществляется в механизмах с постоянным приведенным моментом инерции за счет смещения фаз колебаний рабочих органов [5, 6], количество которых может быть любым. Например, для механизма с двумя рабочими органами смещение фаз составляет $\pi/2$ [7, 8], а с тремя – $2\pi/3$ [9, 10]. На **рис. 1** приведен пример такого механизма.

Энергообмен происходит следующим образом. В некоторый момент времени решетный стан 1 находится в крайнем правом положении, его кинетическая энергия равна нулю. В этот момент ре-

шетный стан 2 находится в среднем положении и движется влево с максимальной кинетической энергией. За счет инерции он принуждает решетный стан 1 ускоряться влево, отдавая ему часть своей энергии. К моменту, когда решетный стан 2 достигнет крайнего левого положения, он передаст всю свою энергию решетному стану 1, который в среднем положении с максимальной скоростью будет двигаться влево. Теперь решетные станы меняются ролями. За счет инерции решетный стан 1 принуждает решетный стан 2 ускоряться вправо, отдавая ему часть своей энергии. Когда решетный стан 1 достигнет крайнего левого положения, он передаст всю свою энергию решетному стану 2, который в среднем положении с максимальной скоростью будет двигаться вправо. Аналогичным образом будут происходить дальнейшие колебания.

Вместе с тем динамика механизма с постоянным приведенным моментом инерции с двумя массивными рабочими органами имеет преимущественно теоретическую ценность, поскольку его практическое использование затруднено из-за несбалансированности механизма.

На **рис. 2** показаны силы инерции, действующие на кривошипы или эксцентрики в механизме с постоянным приведенным моментом инерции с двумя массивными рабочими органами.

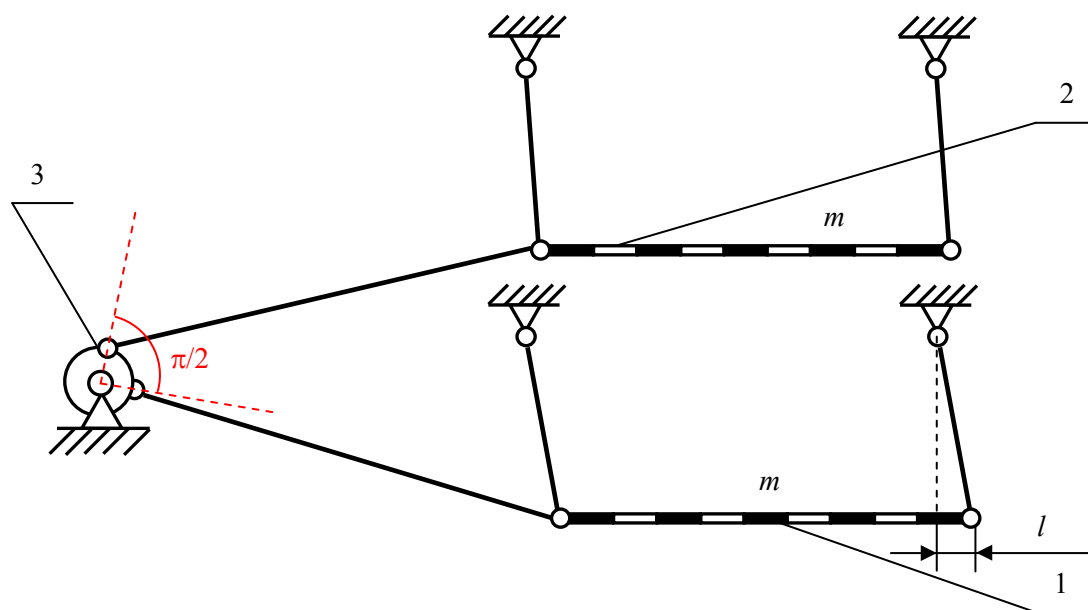


Рис. 1. Кинематическая схема сортировальной машины с постоянным приведенным моментом инерции 1, 2 – решетчатые станы; 3 – эксцентрики

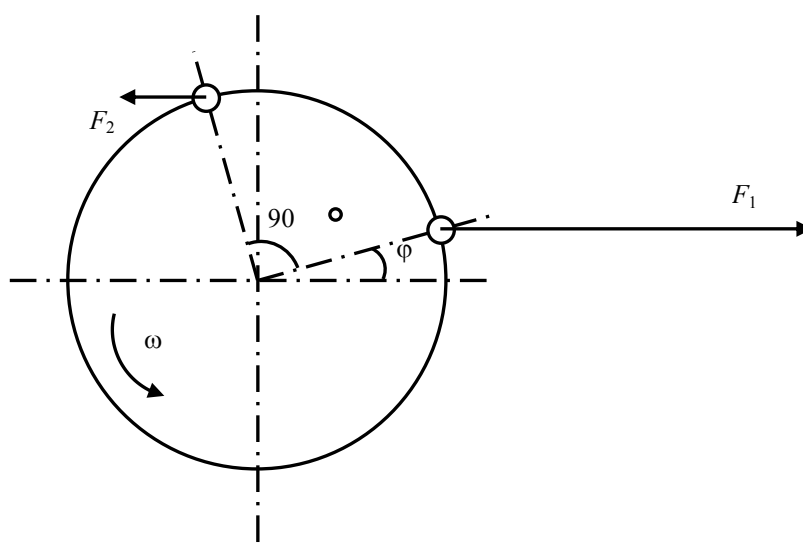


Рис. 2. Силы инерции, действующие на кривошипы в механизме с двумя рабочими органами

При этом

$$F_1 = F_m \cos \varphi_1 = F_m \cos \varphi,$$

$$F_2 = F_m \cos \varphi_2 = F_m \cos(\varphi + \pi/2) = -F_m \sin \varphi.$$

$$F = F_1 + F_2 = F_m \cos \varphi - F_m \sin \varphi \neq 0.$$

То есть механизм не сбалансирован. Суммарная сила передается на опоры приводного вала и на корпус машины, вызывая значительную вибрацию.

Совершенно очевидно, что степень сбалансированности (или несбалансированности) механизма непосредственно связана со «степенью» центральной симметрии фигуры (звезды), образованной кривошипами.

Двухлучевая «звезда» на рис. 2 несимметрична.

«Звезды» в механизмах с постоянным приведенным моментом инерции с числом рабочих органов более двух необходимо обладают центральной симметрией.

Целью работы является установление условий автобалансировки механизмов с постоянным приведенным моментом инерции с четырьмя и тремя рабочими органами.

Задачи исследования состоят в определении сил, действующих на корпус механизма.

Актуальность настоящего исследования обусловлена необходимостью определения ми-

нимально возможного числа рабочих органов, при котором выполняется автобалансировка механизма с постоянным приведенным моментом инерции.

Автобалансировка механизма с постоянным приведенным моментом инерции с четырьмя массивными рабочими органами

Примечательным примером такого механизма является сортировальная машина ОЗС-50 с четырьмя решетными станами. Ее достоинством является возможность модернизации таким образом, чтобы приведенный момент инерции стал постоянным. Для этого нет необходимости в трудоемком изготовлении эксцентриковых валов со смещением эксцентриков на $\pi/2$. Кинематическая схема машины (рис. 3) позволяет, не изменяя конструкцию эксцентриковых валов 3, обеспечить смещение фазы колебаний любой пары решетных станов 1 на $\pi/2$ за счет относительного разворота эксцентриковых валов 3 на 90 град. Это выполняется при размыкании цепной передачи 4. При этом оба решетных стана верхней

пары и оба решетных стана нижней пары продолжают работать в противофазе, что обеспечивает динамическую уравновешенность машины.

На рис. 4 показаны силы инерции, действующие на кривошпы (эксцентрики) в механизме с постоянным приведенным моментом инерции с четырьмя рабочими органами.

«Звезда», образованная кривошпы, обладает центральной симметрией.

При этом

$$F_1 = F_m \cos \varphi_1 = F_m \cos \varphi,$$

$$F_2 = F_m \cos \varphi_2 = F_m \cos(\varphi + 2\pi/3),$$

$$F_3 = F_m \cos \varphi_3 = F_m \cos(\varphi + 4\pi/3).$$

$$F = F_1 + F_2 + F_3 =$$

$$= F_m \cos \varphi_1 + F_m \cos \varphi_2 + F_m \cos \varphi_3 =$$

$$= F_m \cos \varphi_1 + F_m 2 \cos \frac{\varphi_2 + \varphi_3}{2} \cos \frac{\varphi_2 - \varphi_3}{2} =$$

$$= F_m \cos \varphi + F_m 2 \cos(\varphi + \pi) \cos(-\pi/3) = 0.$$

То есть механизм сбалансирован.

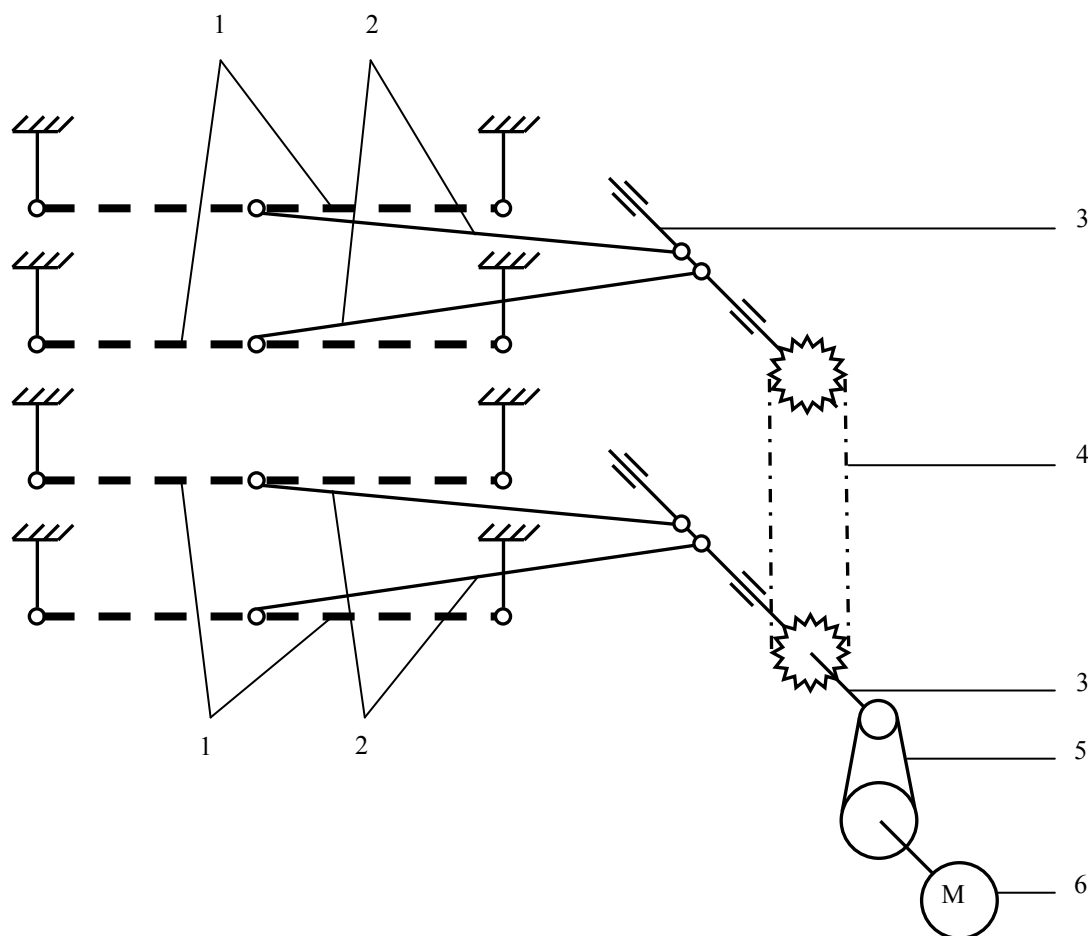


Рис. 3. Кинематическая схема ОЗС-50: 1 – решетные станы; 2 – ползуны; 3 – эксцентриковые валы; 4 – цепная передача; 5 – клиноременная передача; 6 – электродвигатель

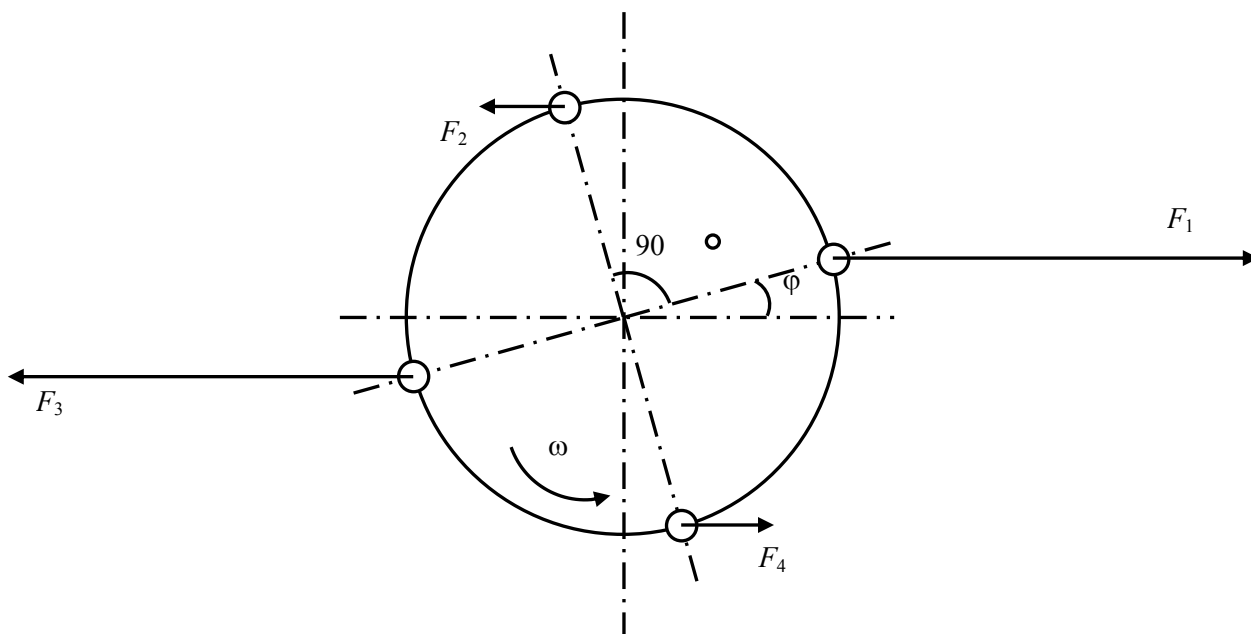


Рис. 5. Силы инерции, действующие на кривошпы в механизме с тремя рабочими органами

Заключение

«Звезды», образованные кривошпыми механизмов с постоянным приведенным моментом инерции с числом рабочих органов более двух, обладают центральной симметрией. Такие механизмы сбалансированы.

Минимальное число рабочих органов, совершающих линейные колебания, в сбалансированном механизме с постоянным приведенным моментом инерции равно трем.

Список литературы

1. Попов И.П., Чумаков В.Г., Терентьев А.Д. Редукция мощности привода решетных сортировальных машин // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 2015. № 2(219). С. 175–181.
2. Попов И.П. Механические аналоги реактивной мощности // Вестник Пермского университета. Математика. Информатика. 2015. № 3(30). С. 37–39.
3. Попов И.П. Свободные гармонические колебания в системах с однородными элементами // Прикладная математика и механика. 2012. Т. 76. Вып. 4. С. 546–549.
4. Попов И.П. Синтез инертно-инертного осциллятора // Прикладная математика и вопросы управления. 2017. № 1. С. 7–13.
5. Пат. 2601891 RU, МПК6 F 16 F 15/24. Устройство для уравнивания инерционных сил / И.П. Попов, В.Г. Чумаков, М.В. Давыдова, Д.П. Попов, С.Ю. Кубарева (Россия). № 2015100567/11; заявл. 12.01.2015; опубл. 10.11.2016, Бюл. № 31.
6. Попов И.П. Колебательные системы с однородными элементами // Инженерная физика. 2013. № 3. С. 52–56.
7. Попов И.П. Моделирование биинертного осциллятора // Приложение математики в экономических и технических исследованиях: сб. науч. тр. / под общ. ред. В.С. Мхитаряна. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2017. С. 188–192.
8. Пат. 2575763 RU, МПК6 В 06 В 1/12. Способ для получения механических колебаний / И.П. Попов (Россия). №2015100584 / 28; заявл. 12.01.2015; опубл. 20.02.2016, Бюл. № 5.
9. Попов И.П. Колебательные системы, состоящие только из инертных или только упругих элементов, и возникновение в них свободных гармонических колебаний // Вестник Томского государственного университета. Математика и механика. 2013. № 1(21). С. 95–103.
10. Попов И.П., Шамарин Е.О. Свободные механические гармонические колебания со смещенными фазами // Вестник Тихоокеанского государственного университета. 2013. № 2(29). С. 39–48.

Поступила 30.07.18

Принята в печать 03.09.18

AUTOBALANCED VIBRATION MACHINES

Igor P. Popov – Senior Lecturer

Kurgan State University, Kurgan, Russia. E-mail: ip.popow@yandex

Svetlana Yu. Kubareva – Senior Lecturer

Kurgan State University, Kurgan, Russia. E-mail: ksv_kmz@mail.ru

Abstract

This paper examines mechanisms the operating elements of which perform linear oscillations the frequencies of which are too high for the weights of the elements. This can create a considerable nonproductive mechanical reactive inertial power, which can by far exceed the productive (useful) dissipative power. A significantly higher energy efficiency can be achieved through neutralization of the mechanical reactive inertial power. Self-neutralization of the mechanical reactive inertial power can be possible in mechanisms with a constant equivalent moment of inertia due to displaced oscillation phases of the operating elements, the number of which may, in fact, be any. For a mechanism with two operating elements, the phase displacement is $\pi/2$, whereas for a mechanism with three operating elements it is $2\pi/3$. Practical use of the mechanism with a constant equivalent moment of inertia with two big operating elements may be hindered because of the lack of balance. The degree to which a mechanism is balanced (or unbalanced) is directly related to the "degree" of central symmetry of the pattern formed by the cranks. The objective of this research is to identify the self-balancing conditions for mechanisms with a constant equivalent moment of inertia with four and three operating elements. It is shown that the *star* patterns formed by the cranks of mechanisms with a constant equivalent moment of inertia that have more than two operating elements are indeed centrally symmetric. Such mechanisms are balanced. It was found that, in a balanced mechanism with a constant equivalent moment of inertia, at least three operating elements perform linear oscillations.

Keywords: Oscillations, phase, inertial power, self-balancing, central symmetry.

References

1. Popov I.P., Chumakov V.G., Terentiev A.D. Drive power reduction in screen sizers. *Nauchno-tekhnicheskie vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo*
2. Popov I.P. Mechanical equivalents to reactive power. *Vestnik Permskogo universiteta. Matematika. Mekhanika. Informatika* [Bulletin of Perm University. Mathematics. Mechanics. Computer Science], 2015, no. 3(30), pp. 37–39. (In Russ.)
3. Popov I.P. Free vibration harmonics in systems with homogeneous elements. *Prikladnaya matematika i mekhanika* [Applied mathematics and mechanics], 2012, vol. 76, iss. 4, pp. 546–549. (In Russ.)
4. Popov I.P. Synthesis of an inert-inert oscillator. *Prikladnaya matematika i voprosy upravleniya* [Applied mathematics and control], 2017, no. 1, pp. 7–13. (In Russ.)
5. Popov I.P., Chumakov V.G., Davydova M.V., Popov D.P., Kubareva S.Yu. *Ustroystvo dlya uravnoveshivaniya inertsonnykh sil* [Device for balancing inertia forces]. Patent RF, no. 2601891 RU, 2016.
6. Popov I.P. Oscillatory systems with homogeneous elements. *Inzhenernaya fizika* [Engineering physics], 2013, no. 3, pp. 52–56. (In Russ.)
7. Popov I.P. Modeling of a bi-inert oscillator. *Prilozhenie matematiki v ekonomicheskikh i tekhnicheskikh issledovaniyakh: sb. nauch. tr.* [Mathematics in economic and engineering studies: Research papers]. Ed. by V.S. Mkhitarian. Magnitogorsk, 2017, pp. 188–192. (In Russ.)
8. Popov I.P. *Sposob polucheniya mekhanicheskikh kolebaniy* [Method of obtaining mechanical oscillations]. Patent RF, no. 2575763 RU, 2016.
9. Popov I.P. Oscillatory systems comprised of only inert or only elastic elements and the emergence of free harmonic oscillations. *Vestnik Tomskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya: Matematika i mekhanika* [Tomsk State University Journal. Mathematics and mechanics], 2013, no. 1(21), pp. 95–103. (In Russ.)
10. Popov I.P., Shamarin E.O. Free mechanical harmonic oscillations with staggered phases. *Vestnik Tikhookeanskogo gosudarstvennogo universiteta* [Bulletin of PNU], 2013, no. 2(29), pp. 39–48. (In Russ.)

Received 30/07/18

Accepted 03/09/18

Образец для цитирования

Попов И.П., Кубарева С.Ю. Автобалансировка вибрационных машин // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 140–144. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-140-144>

For citation

Popov I.P., Kubareva S.Yu. Autobalanced vibration. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 140–144. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-140-144>

ЭНЕРГЕТИКА МЕТАЛЛУРГИИ, ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ

УДК 621.333

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-145-159>

ПОВЫШЕНИЕ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ И РЕСУРСОСБЕРЕЖЕНИЕ ПРИ КАПИТАЛЬНОМ РЕМОНТЕ, МОДЕРНИЗАЦИИ И УТИЛИЗАЦИИ ДВИГАТЕЛЕЙ АСИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ

Мугалимов Р.Г., Закирова Р.А., Мугалимова А.Р., Одинцов К.Э.

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

Аннотация

Описано состояние проблемы повышения энергоэффективности и ресурсосбережение при капитальном ремонте асинхронных двигателей. Решаются задачи по совершенствованию технологии традиционного капитального ремонта и модернизации существующих асинхронных двигателей. Решение достигается путем разработки методики и аппаратного средства для экспресс-инструментальной оценки реального состояния электротехнической стали статора электрической машины, а также разработкой математической модели для программного средства, позволяющего оценивать экономическую целесообразность принятия решения о капитальном ремонте, модернизации или утилизации асинхронных двигателей. Приведено научное обоснование методики оценки магнитных свойств электротехнической стали статоров ремонтируемых двигателей. В статье приводятся методика и электрическая схема определения величины намагничивающего тока и намагничивающего напряжения для экспериментальной оценки магнитных свойств сердечника статора. Даны критерии для оценки качества электротехнической стали статора ремонтируемого двигателя. В качестве критериев приняты ток и напряжение намагничивания сердечника статора, потери активной мощности в сердечнике статора, сдвиг начальных фаз тока и напряжения намагничивания, несинусоидальность тока намагничивания. Приведены математические модели для определения проектных величин тока намагничивания, магнитной индукции, магнитного напряжения, магнитного потока и числа эффективных витков обмотки статора ремонтируемого двигателя. Путем сравнения проектных величин и реальных показателей состояния магнитной системы двигателя предлагается осуществлять пересчет обмоточных данных статора с целью сохранения или повышения энергоэффективности электрической машины. В статье показано, что при несоответствии главных показателей качества магнитной системы электрической машины приведенным критериям, полученным в результате экспериментальных исследований, электрическая машина подлежит утилизации. Приведены математические модели для экономической оценки утилизации асинхронных двигателей с разборкой и сортировкой его элементов. Результаты исследований рекомендуются специалистам электроремонтных предприятий.

Ключевые слова: энергоэффективность, ресурсосбережение, асинхронный двигатель, сердечник статора, ремонт и модернизация асинхронных двигателей, утилизация, ресурсы материальные, экономическая эффективность.

Введение

Состояние проблемы. В реальном секторе экономики РФ эксплуатируется не менее 180 млн единиц общепромышленных асинхронных двигателей (АД), из них около 90% мощностью от 5 до 100 кВт, номинальным напряжением до 1000 В [1]. Асинхронный электропривод промышленных предприятий потребляет не менее

65% вырабатываемой в РФ электроэнергии [2]. При среднегодовом объеме производства электроэнергии 1,1 трлн кВт·ч промышленный асинхронный электропривод потребляет в год около 715 млрд кВт·ч электроэнергии, $W_{\text{АД}}$. То есть при среднем коэффициенте использования технологического оборудования $K_u = 0,6$ и среднем коэффициенте загрузки электроприводов $K_z = 0,8$ установленная эквивалентная мощность P_9 асинхронных двигателей составляет не менее

© Мугалимов Р.Г., Закирова Р.А., Мугалимова А.Р., Одинцов К.Э., 2018

$$P_3 = \frac{W_{AD}}{K_u \cdot K_3 \cdot T} =$$

$$= \frac{715 \cdot 10^9}{0,6 \cdot 0,8 \cdot 8,76 \cdot 10^3} = 170 \text{ млн кВт},$$

где $T = 8760$ – количество часов в году.

Анализ каталогов, справочных данных по АД, с учетом номинальной частоты вращения ротора и номинального напряжения, показывает [3, 4]:

- электрический коэффициент полезного действия, η находится в диапазоне $75 \div 90\%$, в среднем $\eta_{cp} = 0,825$ о.е.;

- коэффициент мощности $\cos\phi$ составляет $0,8 \div 0,9$, в среднем $\cos\phi_{cp} = 0,85$ о.е.;

- вес одного кВт установленной мощности АД находится в диапазоне $7,5 \div 9,0$ кг/кВт, в среднем $G_{cp} = 8,25$ кг/кВт.

Потери активной мощности в эквивалентном асинхронном двигателе составляют

$$\Delta P_3 = P_3 (1 - \eta_{cp}) =$$

$$= 170 \cdot 10^6 \cdot (1 - 0,825) = 29,75 \text{ млн кВт},$$

а потери электрической энергии в силовой части электроприводов определяются величиной

$$\Delta W_3 = \Delta P_3 \cdot T \cdot K_u \cdot K_3 = 125 \text{ млрд кВт} \cdot \text{ч},$$

в том числе из-за сравнительно низкого $\cos\phi_{cp}$, то есть из-за потребления реактивной мощности (тока), потери энергии оцениваются величиной

$$\Delta W_{3Q} = \Delta W_3 \sqrt{1 - \cos\phi_{cp}^2} = 65,85 \text{ млрд кВт} \cdot \text{ч}.$$

Стоимость потерянной электроэнергии ΔC , только в АД, без учета потерь в системе электроснабжения, при средней цене $C = 4,0$ руб./кВт·ч оценивается значением

$$\Delta C = \Delta W_3 \cdot C = 125 \cdot 10^9 \cdot 4,0 = 500 \text{ млрд руб.}$$

Вес эквивалентной мощности установленных асинхронных двигателей G промышленных предприятий РФ определяется величиной

$$G = P_3 \cdot G_{cp} =$$

$$= 170 \cdot 10^6 \cdot 8,25 \cdot 10^{-3} = 1,40 \text{ млн т.}$$

Исследования и экспертные оценки специалистов показывают, что ежегодно от 4 до 7%

парка АД обновляется, проходит капитальный ремонт и модернизируется, а не менее 0,5–0,7% утилизируются из-за разрушения или ухудшения конструктивных элементов и магнитных свойств электротехнической стали статора (рис. 1) [5].



Рис. 1. Свалка асинхронных двигателей

При существующей технологии капитального ремонта АД, предусматривающего извлечение неисправной обмотки статора из его пазов после отжига статора при температуре $360\text{--}380^\circ\text{C}$, ухудшаются магнитные свойства электротехнической стали. Кроме того, при коротких замыканиях в обмотке, находящейся в пазу, возможны локальные оплавления паза, извлечение обмотки из пазов статора часто сопровождается нарушением их геометрии. Устранение оплавленных мест, правка пазов требуют затраты трудовых ресурсов.

В большинстве случаев, при капитальном ремонте АД, новая обмотка статора изготавливается по обмоточным данным исходного двигателя или данным завода-изготовителя без учета реальных, как правило, ухудшенных свойств магнитопровода статора, обусловленного его нагревом (отжигом) перед извлечением из пазов статора прежней обмотки, а также локальных оплавление пазов из-за витковых коротких замыканий обмотки. Поэтому после ремонта двигателя его рабочие и механические характеристики всегда получаются хуже характеристик исходного двигателя, т.е. увеличивается потребляемая мощность, уменьшаются полезная мощность, вращающий момент и КПД, и АД становится энергорасточительным. За средний срок службы АД ($22 \div 25$ лет) он проходит от 3 до 7 капитальных ремонтов [6]. Каждый капитальный

ремонт АД ведет к снижению КПД от 0,5 до 1,5%, что через 3–4 ремонта уменьшает его КПД на 3,5–6%. Из-за снижения КПД и увеличения потерь мощности в двигателе от ремонта к ремонту снижается ресурс, срок службы и энергоэффективность асинхронного электропривода. Например, специалисты США отмечают, что даже небольшое уменьшение КПД АД вызывает значительное увеличение расходов предприятия [7].

Снижение КПД после капитального ремонта асинхронного двигателя, выполненного без учета реального состояния магнитной системы машины, приводит к дополнительному увеличению потерь:

- активной мощности в эквивалентном АД

$$\Delta P_{\text{эдоп}} = P_3 \cdot D_{\text{cp}} \cdot \Delta \eta_{\text{cp}} =$$

$$= 170 \cdot 10^6 \cdot 0,055 \cdot 0,01 = 93500 \text{ кВт},$$

где $D_{\text{cp}} = (0,04 + 0,07) / 2 = 0,055$ о.е. – доля ремонтируемых АД; $\Delta \eta_{\text{cp}} = (0,005 + 0,015) / 2 = 0,01$ о.е. – среднее снижение КПД после капремонта;

- ежегодно увеличиваются потери электроэнергии

$$\Delta W_{\text{эдоп}} = \Delta P_{\text{эдоп}} \cdot T \cdot K_{\text{и}} \cdot K_{\text{з}} =$$

$$= 93500 \cdot 87600 \cdot 0,6 \cdot 0,8 = 393 \text{ млн кВт} \cdot \text{ч}.$$

Стоимость потерянной электроэнергии в год оценивается величиной

$$\Delta C_{\text{эдоп}} = \Delta W_{\text{эдоп}} \cdot Ц =$$

$$= 393 \cdot 10^6 \cdot 4,0 = 1,57 \text{ млрд руб.}$$

Иногда капитальный ремонт АД сопровождается его модернизацией, например изменением или частоты вращения ротора, или номинального напряжения питания, или изменением одновременно частоты вращения и напряжения питания по методике, рекомендованной в [8]. Эта упрощенная методика модернизации предусматривает пересчет числа витков и диаметра обмоточного провода с учетом изменения числа пар полюсов и изменения номинального напряжения обмотки статора и не предусматривает пересчета обмоточных данных статора с учетом изменения (ухудшения) характеристик магнитной системы электрической машины. В результате такой модернизации рабочие и механические характеристики АД получаются хуже характеристик исходного двигателя, что технически и экономически неэффективно. Кроме того, в указанной методике отсутствуют рекоменда-

ции и технические решения по повышению энергоэффективности ремонтируемого или модернизируемого АД, в частности, по повышению электрического КПД (η) и коэффициента мощности ($\cos \varphi$), которые у асинхронный двигателей не превышают величины 0,8–0,85 о.е. [9,10]. Известно, что коэффициент мощности АД определяет величину энергетического КПД, $\eta_{\text{ЭН}}$, равного произведению [11]:

$$\eta_{\text{ЭН}} = \eta \cdot \cos \varphi = \frac{P_2}{P_1} \cdot \frac{P_1}{S_1} = \frac{P_2}{S_1},$$

где P_1, P_2, S_1 – соответственно потребляемая активная мощность, полезная мощность, потребляемая полная мощность электродвигателя.

От величины энергетического КПД зависит значение тока I_1 , потребляемого обмоткой статора из электросети, определяемого известным выражением

$$I_1 = \frac{P_2 \cdot 10^3}{m \cdot U_{\text{H}} \cdot \eta \cdot \cos \varphi} = \frac{P_2 \cdot 10^3}{m \cdot U_{\text{H}} \cdot \eta_{\text{ЭН}}},$$

где m – число фаз двигателя; U_{H} – номинальное фазное напряжение.

Например, для трехфазного асинхронного двигателя типа 4А160М8У3 с номинальными данными [3]: $P_{2\text{H}} = 15 \text{ кВт}$, $U_{\text{H}} = 220 \text{ В}$, $\eta_{\text{H}} = 0,87$, $\cos \varphi_{\text{H}} = 0,82$, номинальный ток равен

$$I_{1\text{H}} = \frac{15 \cdot 10^3}{3 \cdot 220 \cdot 0,87 \cdot 0,82} = 31,85 \text{ А}.$$

Для этого же двигателя, модернизированного с повышением коэффициента мощности до $\cos \varphi = 1,0$, по методике [12] номинальный ток $I_{1\text{HM}}$ равен

$$I_{1\text{HM}} = \frac{15 \cdot 10^3}{3 \cdot 220 \cdot 0,87 \cdot 1,0} = 26,12 \text{ А}.$$

То есть потребляемый ток из электросети обмоткой статора модернизированного двигателя с повышением $\cos \varphi$ до 1,0 уменьшается на величину

$$\Delta I_1 = \frac{I_{1\text{H}} - I_{1\text{HM}}}{I_{1\text{H}}} \cdot 100\% = 17,9\%.$$

При этом потери активной мощности ΔP_{M} в силовой цепи модернизированного асинхронного электропривода и элементах системы электроснабжения, при прочих равных условиях,

уменьшаются на величину

$$\Delta P_M = \frac{I_{1H}^2 - I_{1HM}^2}{I_{1H}^2} \cdot 100\% = 32,7\%.$$

То есть повышение $\cos\varphi$ эквивалентного асинхронного электропривода путем компенсации реактивной мощности позволит уменьшить потери электрической энергии на величину

$$\Delta W'_{QM} = \frac{\Delta W_Q \cdot \Delta P_M}{100\%} = 65,85 \cdot 10^9 \cdot 0,327 = 21,5 \text{ млрд кВт} \cdot \text{ч}.$$

Уменьшение потребляемого тока и потерь активной мощности в электротехническом комплексе, содержащем асинхронные электроприводы, объясняется компенсацией (уменьшением) реактивного тока (мощности) индуктивного характера реактивным током (мощности) емкостного характера, вносимого в магнитную систему компенсированного асинхронного двигателя.

Следует также отметить, что в случаях экономической нецелесообразности или невозможности капитального ремонта и модернизации АД, из-за физического состояния его конструктивных элементов или существенного снижения свойств главного активного элемента – магнитной системы, собственнику электрической машины рекомендуют ее списание и подготовку к утилизации. Однако собственник АД осуществляет утилизацию, как правило, путем сдачи двигателя в металлолом без его разборки, сортировки конструктивных и активных элементов и без экономической оценки принятого решения. Это обусловлено, преимущественно, отсутствием у него необходимого технологического оборудования для разборки элементов двигателя, специалистов, а также методики и современных программных средств для оценки затраченных трудовых, энергетических, финансовых и других ресурсов, т.е. отсутствием средств оценки экономической эффективности утилизации с разборкой и сортировкой элементов электрической машины. Вместе с тем утилизация АД без разборки и сортировки его элементов ведет к утрате дорогостоящих материальных ресурсов – электротехнической стали, меди, алюминия, латуни, бронзы, специальных марок стали подшипников и валов, созданных значительными затратами энергетических, трудовых, финансовых и других ресурсов не одного поколения людей. Кроме того, сдача АД в металлический лом без разборки и выемки цветных металлов для переплавки в металлургических агрегатах, как показывает

практика, загрязняет плавку и затрудняет получение запланированной марки стали.

С учетом изложенного, в данной работе сформулированы следующие главные технико-экономические проблемы существующей практики капитального ремонта, модернизации и утилизации АД:

1. Традиционная технология капитального ремонта АД, основанная на использовании исходных обмоточных данных двигателя или обмоточных данных завода-изготовителя, а также его модернизации по существующей методике, без инструментального исследования фактического состояния магнитопровода статора и пересчета обмоточных данных по реальным характеристикам электротехнической стали, а также без учета современных технологий модернизации, всегда ведет к снижению класса энергоэффективности электрической машины. Это ухудшает ее механические и рабочие характеристики, уменьшает КПД, и асинхронный электропривод от ремонта к ремонту двигателя становится все более энергорасточительным. Кроме того, затраты трудовых и материальных ресурсов на капитальный ремонт и модернизацию АД оцениваются достаточно приблизительно, без учета многих факторов, параметров и особенностей конкретного двигателя, т.е. по принципу – «от достигнутого», что не всегда является экономически обоснованным.

2. Подготовка к утилизации собственником АД осуществляется без технологической подготовки и достаточного экономического обоснования из-за отсутствия у него технических средств, методики и специальных компьютерных программ для экономической оценки принятого решения.

Целью данной работы является повышение энергоэффективности АД при традиционном капитальном ремонте и ремонте с модернизацией, а также сбережение материальных ресурсов в случае его утилизации.

Постановка задачи. Сформулированная цель достигается решением двух главных задач:

1. Совершенствование технологии традиционного капитального ремонта и модернизации существующих АД путем разработки методики и аппаратного средства для экспресс-инструментальной оценки реального состояния электротехнической стали статора электрической машины.

2. Разработка программного средства для оценки экономической целесообразности принятия решения о капитальном ремонте, модернизации и утилизации АД.

Критериями решения задачи являются:

1. Научное обоснование, инженерная методика и аппаратно-программное средство для инструментальной оценки реального состояния электротехнической стали статора, эксплуатируемого АД.

2. Программный комплекс для ЭВМ, позволяющий количественно оценивать экономическую целесообразность принятия решения о традиционном капитальном ремонте или о ремонте с модернизацией и повышением класса энергоэффективности АД, или его утилизации.

Решение первой задачи. Сущность технологии экспериментальной оценки магнитных свойств сердечника (активной стали) статора при капитальном ремонте и модернизации АД заключается в следующем:

1. После разборки двигателя, перед отжигом обмотки статора, отрезается и удаляется ее лобовая часть.

2. После отжига, до извлечения обмотки из пазов статора, определяются и регистрируются: число пазов статора Z_1 ; число пазов, приходящихся на полюс и одну фазу статора, q_1 ; тип и шаг обмотки u_1 .

3. Разбирается электрическая схема обмотки статора, при этом определяются и регистрируются: схема соединения фаз Δ/Y ; число параллельных ветвей a_1 ; число эффективных проводников в пазу $N_{1\phi}$; число элементарных проводников в одном эффективном проводнике n_1 ; число эффективных витков в фазе обмотки $W_{1\phi}$; диаметр голого обмоточного провода d_1 , мм.

4. После извлечения обмотки из пазов, чистки, правки и продувки сжатым воздухом сердечника статора измеряются и регистрируются его геометрические размеры, мм: диаметр наружный D_{1H} ; диаметр внутренний D_{1B} ; высота спинки h_{C1} и длина сердечника l_1 ; определяется форма паза и измеряются его базовые геометрические размеры; измеряется наружный диаметр ротора D_{2H} ; определяется величина воздушного зазора $\delta = (D_{1B} - D_{2H}) / 2$.

Если у АД сохранилась шильда-бирка завода-изготовителя, с указанными типом и номинальными данными, то по справочникам на АД сравниваются и уточняются ранее измеренные величины с соответствующими проектными величинами. Определяются проектные значения магнитной индукции в воздушном зазоре B_δ , T , и обмоточные данные, а также плотность тока в обмотке статора j_1 , А/мм². Если у АД шильда-бирка завода-изготовителя не сохранилась или «не читается», то тип двигателя и его главные

номинальные параметры идентифицируются методом сравнения измеренных обмоточных данных и геометрических размеров магнитной системы с данными, приведенными в справочниках.

Следует отметить, что в настоящее время отечественные производители электрических машин, так же как и зарубежные производители, с целью сохранения интеллектуальной собственности на свои разработки не публикуют в открытой печати, справочниках и каталогах технические данные по параметрам активных элементов электрических машин. Однако их определение не является проблемой при капитальном ремонте или модернизации АД, так как проектирование новых двигателей, как правило, основано на опыте создания аналогичных электрических машин, электромагнитные параметры которых уже опубликованы в ранее изданных справочниках, например [3, 4]. Поэтому главные электромагнитные параметры «новых» АД могут отличаться незначительно от параметров ранее изготовленных двигателей таких же габаритов.

Исследования и опыт создания общепромышленных АД напряжением до 1000 В показывает, что среднее значение магнитной индукции, например в воздушном зазоре B_δ и в спинке статора B_{C1} , определяется величинами, приведенными на **рис. 2** и в **таблице** [13,14].

5. После чистки и продувки сердечника статора сжатым воздухом визуально исследуется его техническое состояние, при этом обращается внимание на качество прессовки стальных листов и наличие оплавленных участков. Активная сталь должна быть спрессована так плотно, чтобы сила трения между ее отдельными листами исключала возможность даже незначительного перемещения листов относительно друг друга. Ослабленная прессовка выявляется наличием ржавых пятен на образующей расточки статора, являющихся результатом так называемой контактной коррозии. Ослабление прессовки при работе двигателя вызывает специфический шум, а сильное ослабление может вызвать вибрацию станины. При недостаточной плотности прессовки вибрация отдельных листов стали приводит к разрушению межлистовой изоляции – лакового покрытия, оксидной пленки. Значительная вибрация в зубцовой зоне сердечника статора представляет опасность для изоляции обмотки.

Повреждение обмотки статора сопровождается возникновением электрической дуги, которая может вызвать местное оплавление активной стали. Работа электрической машины с оплавлением стали недопустима из-за чрезмерного

нагрева этих мест и неизбежного повреждения обмотки, прилегающей к такому участку.

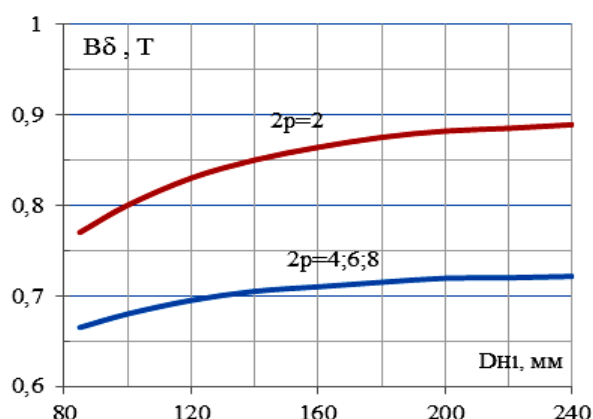


Рис. 2. Зависимость магнитной индукции от наружного диаметра сердечника статора АД

Значение магнитной индукции спинки статора от высоты оси вращения, номинального напряжения и числа пар полюсов электродвигателя

Высота оси вращения h, мм	Номинальное напряжение U, В	Число пар полюсов 2p	Магнитная индукция спинки статора B _{с1} , Т, для общепромышленных двигателей
50–132	≤ 660	2,4	1,50 – 1,65
		6	1,45 – 1,60
		8	1,20 – 1,35
160 – 250	≤ 660	2,4	1,45 – 1,60
		6	1,35 – 1,50
		8	1,10 – 1,20
280 – 355	≤ 660	2, 4, 6	1,35 – 1,50
		8, 10	1,30 – 1,45
		12	1,15 – 1,30

Выявленные видимые неисправности устраняются известными способами: ослабление прессовки – подтяжкой нажимных шайб, пресующих листы стали или забивкой между листами изоляционных уплотняющих клиньев; оплавленные участки стали вырубаются и обрабатываются, листы стали раздвигаются и между ними закладывается изоляционный материал, после чего покрываются электротехническим лаком. Если устранение видимых неисправностей сердечника статора невозможно или экономически нецелесообразно, электрическую машину рекомендуют к утилизации.

6. После визуального исследования и ремонта проблемных участков проводят экспериментальное испытание активной стали статора. Целью

испытания является: проверка отсутствия замыкания между листами сердечника и вызванных ими локальных перегревов; определение фактических потерь активной мощности в сердечнике статора; определение реальной величины магнитной индукции в спинке сердечника и фактической величины магнитного потока двигателя при номинальном токе намагничивания обмотки статора; выработка рекомендаций по пересчету обмоточных данных для капремонта и(или) модернизации АД; принятие решения о ремонте, модернизации или утилизации электрической машины.

Испытание ферромагнитного сердечника статора производится индукционным методом на двигателе с вынутым (извлеченным из расточки статора) ротором по схеме на рис. 3. На рисунке: С – статор АД; W₁ – намагничивающая обмотка; W₂ – измерительная обмотка; QF – автоматический выключатель; Т₁ – автотрансформатор; Т₂ – трансформатор намагничивающий; V₁, V₂ – вольтметры; А – амперметр; W – ваттметр; ТЗ – трансформатор тока измерительный; Ш – шунт измерительный; D – данные электромагнитной системы АД; ME – измеренные электрические сигналы, пропорциональные напряжению, току намагничивания и магнитной индукции сердечника статора АД; 1 – аналого-цифровой преобразователь; 2 – ноутбук; 3 – осциллограф.

Для намагничивания сердечника статора ее спинка охватывается экспериментальной намагничивающей катушкой с небольшим числом витков W₁ = 3 ÷ 5, изолированным гибким проводом. Эффективная площадь сечения F провода выбирается из условия

$$F \geq (1,2 \div 1,5) \cdot I_{\text{н}} / j_{\text{доп}},$$

где I_н – номинальный ток двигателя; j_{доп} – допустимая плотность тока, А/мм²; для медного провода j_{доп} = 2 ÷ 3 А/мм²; для алюминиевого провода j_{доп} = (2 ÷ 3) / 1,6 А/мм².

Для измерения магнитной индукции в стали сердечника спинку статора охватывают измерительной катушкой с числом витков W₂, концы которой подключаются к вольтметру V₂ электромагнитной системы и напряженческой обмотке ваттметра. Циферблат вольтметра градуируется в индукции магнитного поля, Т.

Рассмотрим сущность методики и приведем научное обоснование экспериментального испытания активной стали статора АД.

Одними из главных параметров, характери-

зующими состояние электромагнитной системы, а следовательно, рабочие и механические характеристики АД, являются:

- номинальный ток намагничивания $I_{\text{НМ}}$ обмотки статора;
- номинальное фазное напряжение $U_{\text{НН}}$;
- потери активной мощности в магнитной системе $P_{\text{С1}}$;
- статические и динамические вольт-амперные характеристики стали;
- сдвиг фазы между напряжением и током намагничивания, определяемый по соответствующим осциллограммам;
- несинусоидальность тока.

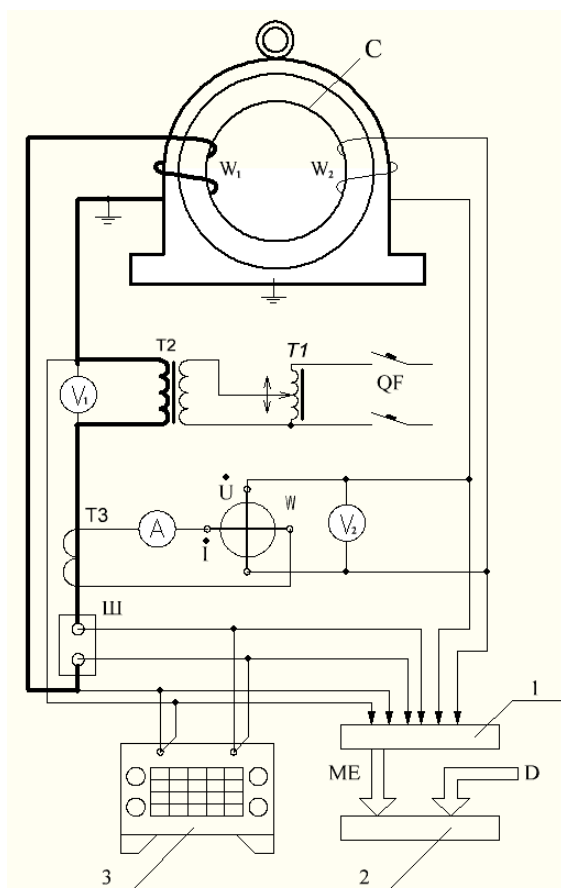


Рис. 3. Электрическая схема испытания сердечника статора АД

Для нового или заведомо исправленного АД определение тока намагничивания не является проблемой. На практике номинальный ток намагничивания принимают равным току холостого хода двигателя при номинальном фазном напряжении, то есть $I_{\text{Hm}} = I_{\text{IХХ}}$. При проектировании АД номинальный ток намагничивания определяется, как правило, на один полюс по известной формуле [13]

$$I_{Hm} = \frac{2.22 \cdot F \cdot p}{m_1 \cdot W_{12\phi}}, \quad (1)$$

где $F = F_{\delta} + F_{31} + F_{32} + F_{c1} + F_{c2}$ – магнитное напряжение контура одного полюса; $F_{\delta}, F_{31}, F_{32}, F_{c1}, F_{c2}$ – магнитные напряжения, вызванные магнитным потоком на участках магнитного контура соответственно в воздушном зазоре, зубце статора, зубце ротора, спинке статора, спинке ротора; p – число пар полюсов двигателя; m_1 – число фаз; $W_{1\phi}$ – число эффективных витков фазы обмотки статора.

Проектную величину тока намагничивания производитель АД, как правило, в номинальных данных не указывает. Для двигателя, поступившего на капремонт с неисправной обмоткой статора, измерить величину тока холостого хода, равного току намагничивания, не представляется возможным. Поэтому определение величины тока намагничивания по уравнению (1), характеризующего состояние электромагнитной системы АД, является проблематичным, так как в уравнение (1) неизвестна величина магнитного напряжения контура F.

В предлагаемой методике инструментальной оценки реального состояния электротехнической стали статора величину тока намагничивания определяют через номинальные (каталожные) данные с использованием Т-образной схемы замещения АД. В соответствии со схемой замещения и первым законом Кирхгофа комплекс номинального тока намагничивания определяется равенством

$$\begin{aligned} & \cdot \quad \cdot \quad \cdot \\ & \cdot \end{aligned} \quad (2)$$

где $\dot{I}_1$ – комплекс номинального тока статора
 $\dot{I}_2$ – комплекс номинального тока ротора,
 приведенного к обмотке статора.

Модуль номинального тока намагничивания можно определить уравнением

$$I_{\text{Hm}} = \sqrt{A^2 - B^2}, \quad (3)$$

где $A = I_{1H} \cdot \sin \varphi_H + I'_{2H} \cdot \sin \varphi'_H$;

$$B = I_{1H} \cdot \cos \varphi_H + I'_{2H} \cdot \cos \varphi'_H;$$

$$I_{1H} = P_{2H} / m_1 \cdot U_1 \cdot \eta_H \cos \varphi_H ;$$

$\eta_n, \cos\varphi_n$ – номинальные КПД, коэффициент мощности АД.

Выразим модуль тока ротора

I'_{2H} , а также величины $\sin\varphi'_H$, $\cos\varphi'_H$ по формулам академика Сыромятникова И.А., полученных им через кратность критического (максимального) момента M_K , $k_m = M_K / M_H$, приводимого в справочниках и каталогах по АД. Обозначенные выше параметры определяются формулами [15]:

$$I'_{2H} = I_{1H} \cdot \cos\varphi_H \cdot \sqrt{\frac{2k_m}{k_m + \sqrt{k_m^2 - 1}}}; \quad (4)$$

$$\sin\varphi'_H = 1 / \sqrt{2k_m(k_m + \sqrt{k_m^2 - 1})}; \quad (5)$$

$$\cos\varphi'_H = \sqrt{(k_m + \sqrt{k_m^2 - 1}) / 2k_m}. \quad (6)$$

Тогда номинальный ток намагничивания с учетом формул (4)–(6) и алгебраических преобразований вычисляется через номинальные (каталожные) данные АД по выражению

$$I_{Hm} = I_{1H} \left(\sqrt{1 - \cos^2\varphi'_H} - \frac{\cos\varphi_H}{k_m + \sqrt{k_m^2 - 1}} \right). \quad (7)$$

Следовательно, зная величину тока намагничивания и число эффективных витков фазы обмотки статора $W_{1\Phi}$, зарегистрированных при ее разборке, представляется возможным определить проектную величину МДС обмотки статора, $F = I_{Hm} \cdot W_{1\Phi}$ и проектную величину магнитного потока, а следовательно магнитные характеристики сердечника статора. Из выражения (1) проектная величина суммы магнитных напряжений участков магнитного контура одного полюса АД определяется уравнением

$$\begin{aligned} F &= F_\delta + F_{\beta 1} + F_{\beta 2} + F_{c1} + F_{c2} = \\ &= I_{Hm} \cdot W_{1\Phi} \cdot m_1 / 2.22p. \end{aligned} \quad (8)$$

Для ремонтируемого АД с извлеченным из статора ротором уравнением (8) можно воспользоваться, если для инструментального исследования магнитных характеристик сердечника статора использовать один из участков магнитного контура, например спинку статора, как наиболее массивную и доступную для исследования. Для этого спинку статора охватывают экспериментальной намагничивающей катушкой с числом витков $W_1 = 3 \div 5$ в по схеме **рис. 3**. По намагничивающей катушке W_1 пропускают такой экспериментальный намагничивающий номинальный ток $W_1 = 3 \div 5$, который в спинке статора создаст

такое же магнитное напряжение, что и проектный номинальный ток намагничивания I_{Hm} . При этом магнитный поток, созданный экспериментальной катушкой, замкнется по всей длине спинке сердечника статора, а магнитные напряжения других участков цепи ($F_\delta, F_{\beta 1}, F_{\beta 2}, F_{c1}, F_{c2}$) будут равны нулю, так как ротор извлечен из статора.

Для определения величины тока $I_{\Phi Hm}$ прием величину экспериментальной МДС равной проектной величине МДС, то есть

$$I_{\Phi Hm} \cdot W_1 = I_{Hm} \cdot W_{1\Phi}. \quad (9)$$

При заданном числе витков W_1 экспериментальной намагничивающей катушки величина экспериментального намагничивающего тока определяется из уравнение (9) отношением:

$$I_{\Phi Hm} = I_{Hm} \cdot W_{1\Phi} / W_1. \quad (10)$$

Тогда при принятых условиях и в соответствии с уравнением (8) магнитное напряжение F_{C1} в спинке сердечника статора

$$F_{C1} = F_{\Phi C1} = I_{\Phi Hm} \cdot W_{1\Phi} \cdot m_1 / 2.22p. \quad (11)$$

С другой стороны, магнитное напряжение в спинке статора выразим по закону Ома для магнитной цепи уравнением

$$F_{C1} = H_{C1} \cdot L_{C1}, \quad (12)$$

где $L_{C1} = \pi(D_{H1} - h_{C1})$ – средняя длина магнитной силовой линии спинки сердечника статора, мм.

Приравняем уравнения (11) и (12).

$$I_{\Phi Hm} \cdot W_{1\Phi} \cdot m_1 / 2.22p = H_{C1} \cdot L_{C1}. \quad (13)$$

Из уравнения (13) выразим напряженность магнитного поля в спинке сердечника статора отношением

$$H_{C1} = \frac{I_{\Phi Hm} \cdot W_{1\Phi} \cdot m_1}{2.22p \cdot \pi(D_{H1} - h_{C1})}. \quad (14)$$

Проектная величина магнитной индукции в спинке сердечника статора B_{C1} ремонтируемого двигателя определяется для вычисленного значения H_{C1} по кривой намагничивания $B = f(H)$ той марки стали, из которой выполнена магнитная система АД. Значительная доля парка АД изготавливается из электротехнической стали марки 2013, кривая намагничивания которой, для спинки статора, представлена графиком **рис. 4** [13].

Магнитную индукцию в спинке сердечника

статора определяют по графику (см. рис. 4), задавшись вычисленной по уравнению (14) величиной напряженности H_{C1} .

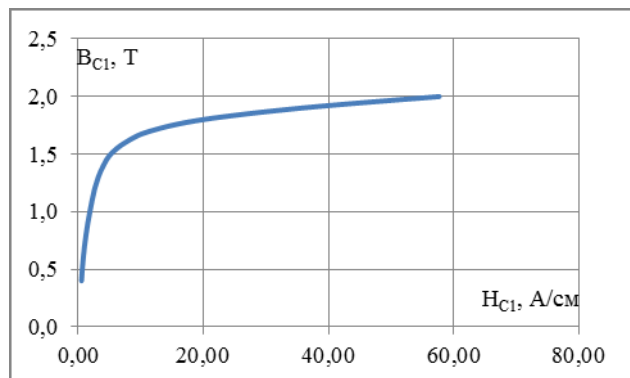


Рис. 4. Кривая намагничивания для спинки статора из электротехнической стали марки 2013

Магнитный поток в спинке статора Φ_{C1} , ремонтируемого двигателя вычисляют с учетом магнитной индукции B_{C1} и геометрических размеров сердечника статора произведением

$$\Phi_{C1} = B_{C1} \cdot S_{C1} = B_{C1} \cdot k_{C1} \cdot l_1 \cdot h_{C1}, \quad (15)$$

где S_{C1} – площадь поперечного сечения сердечника; $k_{C1} = 0,95 - 0,97$ – коэффициент заполнения сердечника статора сталью.

По закону электротехники магнитный поток одинаков на всех участках рассматриваемого неоднородного магнитного контура, поэтому принимаем равенство

$$\Phi_{C1} = \Phi_{\delta} = \Phi_{\beta 1} = \Phi_{\beta 2} = \Phi_{C2}. \quad (16)$$

Тогда проектное число эффективных витков в обмотке фазы ремонтируемого двигателя с учетом магнитного потока Φ_{C1} определяется выражением

$$W_{1\phi} = k_e \cdot U_{1H} / 222 \cdot 0) \Phi_{C1}, \quad (17)$$

где k_e – коэффициент по ЭДС обмотки, определяют по графику на рис. 5; $k_{об1}$ – коэффициент обмотки, определяемый по таблице 1, [13].

Полученное число витков $W_{1\phi}$ округляют до ближайшего целого. Число эффективных проводников в пазу сердечника статора ремонтируемого АД определяется отношением

$$N_1 = W_{1\phi} \cdot a_1 / p \cdot q_1, \quad (18)$$

где $q_1 = Z_1 / 2p \cdot m_1$.

Полученные проектные значения $W_{1\phi}$, N_1

сравнивают с аналогичными параметрами, полученными при разборке электрической схемы обмотки статора АД. Полученные разности используются при пересчете обмоточных данных ремонтируемых или модернизируемых АД с учетом фактического состояния магнитной системы.

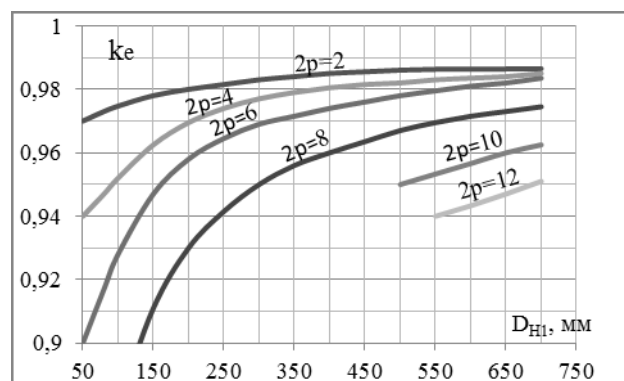


Рис. 5. Зависимость коэффициента k_e в функции наружного диаметра сердечника статора и числа пар полюсов двигателя

Величине экспериментального намагнивающего номинального тока $I_{Энм}$ соответствует эталонное напряжение намагничивания $U_{1ЭТ}$, пропорциональное номинальному фазному напряжению U_{1H} . Величина эталонного напряжения намагничивания определяется выражением

$$U_{1ЭТ} = \frac{U_{1H} W_1}{W_{1\phi}}. \quad (19)$$

При испытании сердечника статора регистрируется величина напряжения U_1 , измеряемая вольтметром V_1 . Для исправного сердечника статора должно выполняться условие

$$U_1 \geq 0,7 U_{1ЭТ}. \quad (20)$$

Другим параметром, характеризующим магнитную систему АД, являются потери активной мощности в электротехнической стали. Значительная доля потерь активной мощности выделяется в сердечнике статора. Потерями активной мощности в стали сердечника ротора АД, работающего в диапазоне номинального скольжения, при котором частота тока ротора не превышает 2–4 Гц, можно пренебречь. Величину потерь активной мощности в стали сердечника статора производитель АД в номинальных данных не приводит. Однако для ремонтируемого двигателя, с извлеченным из статора ротором, потери мощности в сердечнике имеют место в его спин-

ке. Проектную величину этих потерь вычисляют по известной формуле

$$P_{c1} = k_T \cdot p_{1.0/50} \cdot B_{c1}^2 \cdot G_{c1}, \quad (21)$$

где $k_T = 1,7$ – коэффициент, учитывающий влияние технологического процесса изготовления сердечника; $p_{1.0/50}$ – удельные потери в стали при частоте перемагничивания 50 Гц и магнитной индукции, равной 1 Т; G_{c1} – расчетная масса стали спинки сердечника статора, определяемая выражением, кг:

$$G_{c1} = 7,8 \cdot \pi (D_{H1} - h_{c1}) \cdot h_{c1} \cdot k_{c1} \cdot l_1 \cdot 10^{-6}. \quad (22)$$

В предлагаемой методике оценки качества сердечника статора потери активной мощности в нем определяют при магнитной индукции B_{c1} и частоте тока $f=50$ Гц. Для создания такой магнитной индукции намагничивающая катушка с числом витков W_1 подключается к регулируемому источнику питания с напряжением U_1 . Для контроля величины магнитной индукции спинку сердечника статора охватывают измерительной обмоткой с числом витков W_2 , к концам которой подключают вольтметр переменного тока V_2 . Число витков W_2 определяют по формуле

$$W_2 = W_1 \cdot \frac{U_2}{U_1}. \quad (23)$$

Величина контролируемой магнитной индукции определяется произведением

$$B = k_B \cdot U_2, \quad (24)$$

где k_B – коэффициент пропорциональности,

$$k_B = 45 \cdot 10^6 / h_{c1} \cdot k_{c1} \cdot l_1 \cdot W_2. \quad (25)$$

Для оценки качества сердечника статора потери активной мощности P_{c13} определяют по показанию ваттметра P_w с учетом коэффициента трансформации k_{T3} измерительного трансформатора тока Т3 по выражению

$$P_{c13} = k_{T3} \frac{I_{HW} U_{HW}}{n_w} n, \quad (26)$$

где I_{HW} , U_{HW} , n_w – номинальный ток, напряжение ваттметра, номинальное число делений ваттметра; n – число делений ваттметра измеренное.

При оценке состояния сердечника статора без станины или с алюминиевой станиной удельные потери в стали p_{c1} не должны превышать значений

$$p_{c1} \leq 4,5 \div 5,0 \text{ Вт} / \text{кг}.$$

Удельные потери с учетом стальной или чугунной станины:

$$p_{c1} \leq (1,07 \div 1,1) \cdot 5 \text{ Вт} / \text{кг}.$$

Удельные потери в стали определяются отношением

$$p_{c1} = P_{c13} / G_{c1},$$

где G_{c1} – масса стали, вычисляемая по формуле, кг:

$$G_{c1} = 7,8 k_{c1} l_1 \left[\frac{\pi}{4} (D_{1H}^2 - D_{16}^2) - Z_1 \cdot Q_{1H} \right] \cdot 10^{-6},$$

где Q_{1H} – площадь паза статора, определяемая по его геометрическим размерам, мм².

В качестве дополнительного признака, определяющего состояние сердечника статора, используется величина экспериментального коэффициента мощности $\cos \varphi_3$ намагничивающей цепи, определяемая отношением

$$\cos \varphi_3 = P_{c13} / U_1 \cdot I_{\text{Энм}}.$$

Максимальный коэффициент мощности намагничивающей цепи исправного сердечника статора, с учетом ферромагнитной станины, должен удовлетворять условию:

$$\cos \varphi_{\text{эmax}} \leq 0,75.$$

При использовании осциллограмм намагнивающего тока и напряжения (рис. 6) для оценки $\cos \varphi_3$ определяют сдвиг фаз, φ_3 по вершинам кривых напряжения и тока

$$\varphi_3 = \varphi_{u\text{max}} - \varphi_{i\text{max}}.$$

Кроме угла φ_3 определяют значение тока при $\varphi_u = 90^\circ$ и вычисляется разность

$$\Delta i = i_{\text{max}} - i_{\varphi u=90^\circ}.$$

Многочисленные исследования сердечников статоров различных АД мощностью до 100 кВт, напряжением до 600 В, позволяют утверждать:

- для исправного сердечника статора с ферромагнитной станиной (рис. 6, а), должны выполняться условия:

$$\varphi_3 = \varphi_{\text{эmin}} > 50^\circ; \Delta i_{\text{min}} \geq 0,25 i_{\text{max}};$$

- для сердечника статора, заведомо неисправного, с высокими потерями активной мощности (рис. 6, б), должны выполняться условия:

$$\varphi_{\Sigma} = \varphi_{\Sigma \min} < 50^\circ; \Delta i_{\min} < 0,25i_{\max};$$

- для сердечников с алюминиевой станиной или без станины должны выполняться условия:

$$\varphi_{\Sigma} = \varphi_{\Sigma \min} > 60^\circ; \Delta i_{\min} > 0,25i_{\max}.$$

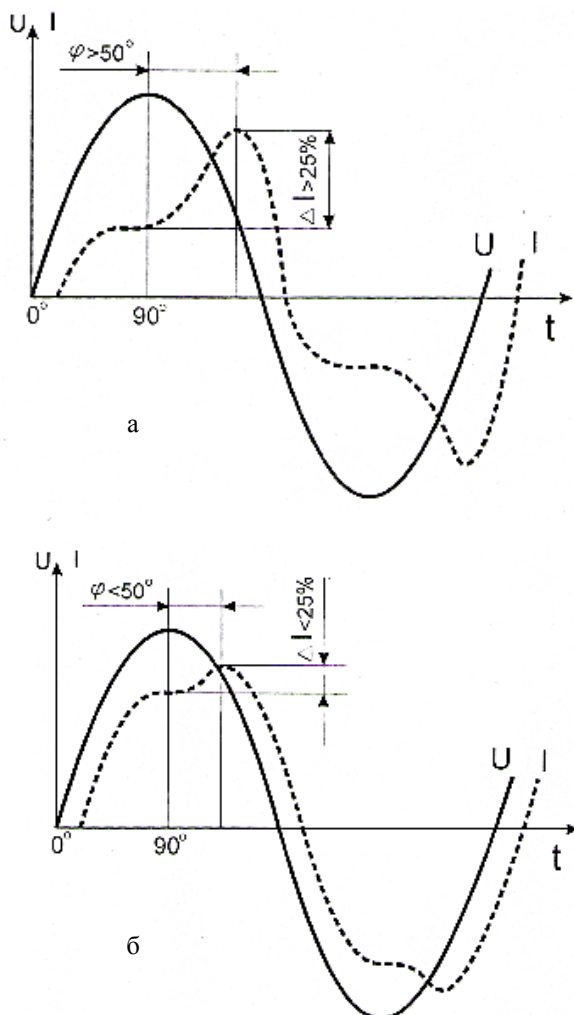


Рис. 6. Осциллограммы намагничивающего тока и напряжения: а – для исправного сердечника статора; б – для сердечника статора, заведомо неисправного

Таким образом, по результатам экспериментального исследования качества сердечника статора, принимают решение:

1. Если напряжение намагничивающей обмотки $U_1 \leq 0,7U_{1\text{ЭТ}}$, где $U_{1\text{ЭТ}}$ – эталонное напряжение намагничивания, то сердечник непригоден для дальнейшего использования, т.е. для ремонта или модернизации, независимо от значения или величины угла φ_{Σ} ; в этом случае АД рекомендуется к утилизации.

2. Если напряжение намагничивающей об-

мотки $U_1 \geq U_{1\text{ЭТ}}$, $\varphi_{\Sigma} \geq \varphi_{\min}$, то сердечник статора считается исправным и пригодным для ремонта АД по прежним обмоточным данным или модернизации без снижения его мощности.

3. Сердечник статора пригоден для ремонта и модернизации с уменьшением номинальной мощности АД по пересчитанным обмоточным данным, если выполняются условия:

$$\text{а) } U_{1\text{ЭТ}} > U_1 > 0,7U_{1\text{ЭТ}}; \varphi_{\Sigma} \geq \varphi_{\min};$$

$$\text{б) } U_1 \geq 0,7U_{1\text{ЭТ}}; \varphi_{\Sigma} \geq \varphi_{\min}.$$

Если принято решение об утилизации или ремонте АД без снижения мощности по исходным обмоточным данным, то они реализуются. Однако если принято решение о ремонте или модернизации с уменьшением номинальной мощности АД, всегда возникает проблема определения новых обмоточных данных статора. Эта проблема может быть решена с использованием результатов (данных) экспериментального испытания сердечника статора.

Для определения новых обмоточных данных статора предлагаемая методика предусматривает количественные сравнения фактических потерь $P_{\text{с13}}$ активной мощности в спинке сердечника с проектной величиной потерь мощности $P_{\text{с1}}$ и определение их разности:

$$\Delta P_{\text{с1}} = P_{\text{с13}} - P_{\text{с1}}. \quad (27)$$

Если $\Delta P_{\text{с1}} \geq (0,03 \div 0,05) \cdot P_{\text{с1}}$, то при пересчете обмоточных данных проектную величину магнитной индукции в воздушном зазоре снижают на величину

$$\Delta B_{\delta} = \sqrt{\Delta P_{\text{с13}} \cdot B_{\delta}^2 / P_{\text{с1}}}. \quad (28)$$

При этом уменьшается величина магнитного потока в воздушном зазоре и других участках магнитного контура на величину $\Delta \Phi_{\delta}$, Вб:

$$\Delta \Phi_{\delta} = \Delta B_{\delta} \cdot D_{1\text{H}} \cdot h_{\text{с1}} \cdot k_{\text{с1}} \cdot l_1 \cdot 10^{-6} / p. \quad (29)$$

Число витков в обмотке фазы, вычисленных по уравнению (17), и число эффективных проводников в пазу (18) повышают на величины:

$$\Delta W_{1\text{Ф}} = k_e \cdot U_{1\text{H}} / 222 \cdot k_{\text{об1}} (f_1 / 50) \Delta \Phi_{\delta}; \quad (30)$$

$$\Delta N_1 = \Delta W_{1\text{Ф}} \cdot \frac{a_1}{p} \cdot q_1. \quad (31)$$

Полученные величины округляют до ближайших целых.

Число элементарных проводников, диаметр

обмоточного провода определяют с учетом коррекции числа эффективных витков обмотки статора по известной методике [13,14].

При принятии решения о модернизации ремонтируемого АД с повышением его класса энергоэффективности, путем компенсации реактивной мощности и достижения $\cos\varphi=1,0$, модернизацию осуществляют с учетом реального состояния магнитной системы статора по методике, изложенной в [9,10,12].

При принятии решения об утилизации АД выполняют технико-экономическое обоснование вариантов утилизации:

- без разборки и сортировки активных и конструктивных элементов АД;
- с разборкой и сортировкой активных и конструктивных элементов АД.

Утилизация без разборки и сортировки активных и конструктивных элементов АД предусматривает передачу двигателя в металлолом по его массе. Экономический эффект от такой утилизации оценивается простой формулой

$$\mathcal{E}_{y1} = G_{AD} \cdot \Pi_{ML}, \quad (32)$$

где G_{AD} – масса двигателя, кг; Π_{ML} – цена металлолома, руб./кг.

Утилизация с сортировкой активных и конструктивных элементов АД предусматривает извлечение цветных металлов (медь, алюминий, бронза), электротехнической стали – активных элементов электрической машины, а также станины, вала, подшипников, вводного устройства, метизов – конструктивных элементов. Этот вариант утилизации предусматривает наличие соответствующего набора технологических машин и оборудования, а также квалифицированных специалистов.

Для оценки экономического эффекта этого варианта утилизации определяют массу активных материалов двигателя: электротехнической стали, медного круглого провода обмоток статора и фазного ротора, массу алюминия (кг) короткозамкнутого ротора рассчитывают по выражениям:

- масса электротехнической стали

$$G_C = 7,8 l_{c1} k_{c1} \left[\frac{\pi \cdot D_{H1}^2}{4} - Z_1 \cdot F_{H1} - \frac{\pi \cdot D_{B2}^2}{4} - Z_2 F_{H2} \right] \cdot 10^{-6},$$

где F_{H1}, F_{H2} – площади паза статора, ротора, мм²; D_{B2} – внутренний диаметр стали ротора, мм;

- масса медной обмотки статора

$$G_{M1} = 8,9 \cdot Z_1 \cdot F_{H1} \cdot l_{cp1} \cdot k_{3П} \cdot 10^{-6};$$

- масса медной обмотки фазного ротора

$$G_{M2} = 8,9 \cdot Z_2 \cdot F_{H2} \cdot l_{cp2} \cdot k_{3П} \cdot 10^{-6};$$

- масса алюминия короткозамкнутого ротора с литой или сварной клеткой

$$G_{Al2} = 2,7 \cdot [Z_2 \cdot F_{H2} \cdot l_{cp2} + 2\pi \cdot D_{кл2} \cdot F_{кл2} + 1,1 \cdot N_{л2} \cdot F_{л2} \cdot l_{л2}] \cdot 10^{-6},$$

где l_{cp1}, l_{cp2} – средняя длина витка статора, ротора; $k_{3П}$ – коэффициент заполнения паза, $k_{3П} = (0,7 \div 0,72)$; F_{H1}, F_{H2} – площадь паза статора, ротора, мм²; $D_{кл2}, D_{кл2}$ – диаметр, мм, площадь сечения короткозамкнутого кольца, мм²; $N_{л2}, F_{л2}, l_{л2}$ – число вентиляционных лопаток, площадь сечения и длина лопатки.

Масса (кг) специальных марок стали (вал G_B , подшипники $G_{П}$) определяются по выражениям:

$$G_B = \frac{7,8 l_B \pi d_{cp}^2}{4} \cdot 10^{-6};$$

$$G_{П} = n_{П} g_{пер},$$

где l_B, d_{cp} – длина, средний диаметр вала, мм; $n_{П}$ – число подшипников; $g_{пер}$ – средняя масса подшипника, кг;

- масса других конструктивных элементов определяется разностью

$$G_K = G_{AD} - G_{M1} - G_{M2} - G_{Al2} - G_C - G_B - G_{П}.$$

Экономический эффект от утилизации с разборкой и сортировкой активных и конструктивных элементов АД оценивается формулой

$$\mathcal{E}_{y2} = \sum \mathcal{E}_i, \quad (33)$$

где $\mathcal{E}_i = G_i \cdot \Pi_i$ – экономический эффект от утилизации i -го элемента АД; G_i, Π_i – масса, цена лома i -го элемента двигателя.

Если $(\mathcal{E}_{y2} - \mathcal{Z}_{TP}) \cdot k_p > \mathcal{E}_{y1}$, то принимается решение о утилизации с разборкой и сортировкой активных и конструктивных элементов АД, где $\mathcal{Z}_{TP}, k_p$ – затраты трудовых ресурсов, коэффициент плановой рентабельности предприятия.

С учетом полученных результатов решения

поставленных задач разработан аппаратно-программный комплекс для оценки качества активной стали АД и принятия решений по ремонту, модернизации или утилизации асинхронных двигателей с учетом реальных параметров магнитной системы электрической машины [16].

Заключение

1. Обоснована необходимость ремонта и модернизации асинхронных двигателей с учетом реального состояния магнитной системы (активной стали) электрических машин.

2. Разработаны методика и технические средства оценки свойств электротехнической стали статора асинхронной машины. Методика и технические средства применимы и для других электрических машин переменного тока.

3. Предложенная методика оценки качества электротехнической стали ремонтируемых электрических машин позволяет выполнять пересчет обмоточных данных статора асинхронных двигателей, что повышает их энергетическую эффективность.

4. Разработан аппаратно-программный комплекс для принятия решений по ремонту, модернизации или утилизации асинхронных двигателей с учетом реальных параметров магнитной системы электрической машины.

5. Результаты разработки и исследований рекомендуются специалистам

Список литературы

1. Электротехника: учеб. пособие для вузов / под ред. В.С. Пантюшина. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: Высш. шк., 1976. 560 с.
2. Копылов И.П. Электрические машины. М.: Высш. шк., 2012. 675 с.
3. Асинхронные двигатели серии 4А. Справочник / А.Э. Кравчик, М.М. Шлаф, В. И. Афонин, Е. А. Соболенская. М.: Энергоиздат, 1982. 504 с., ил.
4. Справочник по электрическим машинам: в 2 т. / под общ. ред. И.П. Копылова, Б.К. Клокова. Т2. М.: Энергоатомиздат, 1989. 688 с.
5. Электрический двигатель лома [Электронный ресурс]. Режим доступа: <https://german.alibaba.com/product-detail/electric-motor-scrap-108869276.htm> Заглавие с экрана (дата обращения: 27.07.2018).
6. Купцов В.В., Петушков М.Ю., Сарваров А.С. Современные методы диагностирования асинхронных двигателей и их развитие: монография. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2010. 247 с.
7. Исследование потребления асинхронных двигателей [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.motorsmat-ter.org/resources/motor_repair.html Заглавие с экрана (дата обращения: 27.07.2018).
8. Лихачев В.Л. Справочник обмотчика асинхронных электродвигателей. М.: СОЛОН-Прес, 2010. 240 с.: ил. (серия «Ремонт», выпуск 72)
9. Мугалимов Р.Г., Мугалимова А.Р. Концепция повышения энергоэффективности асинхронных двигателей и электроприводов на их основе // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2011. №1. С. 59–63.
10. Мугалимов Р.Г., Мугалимова А.Р. Моделирование показателей энергоэффективности вариантов электроприводов промышленных установок на основе применения традиционных и компенсированных асинхронных двигателей // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2011. № 2. С. 59–64.
11. Ильинский Н.Ф., Рожанковский Ю.В., Горнов А.О. Энергосбережение в электроприводе // Энергосберегающая технология электроснабжения народного хозяйства / под ред. В.А. Веникова. М.: Высш. шк., 1989. 129 с.
12. Мугалимов Р.Г. Асинхронные двигатели с индивидуальной компенсацией реактивной мощности и электроприводы на их основе: монография. Магнитогорск: МГТУ им. Г.И. Носова, 2011. 250 с.
13. Гурин Я.С., Кузнецов Б.И. Проектирование серии электрических машин. М.: Энергия, 1978. 480 с.
14. Копылов И.П. Проектирование электрических машин. М.: Высш. шк., 2005. 767 с.
15. Сыромятников И.А. Режимы работы асинхронных и синхронных электродвигателей. 3-е изд., перераб. и под. М.; Л.: Госэнергоиздат, 1963. 528 с.
16. Мугалимов Р.Г., Закирова Р.А., Мугалимова А.Р. Программный комплекс для расчета и оптимизации себестоимости традиционного капитального ремонта и ремонта с повышением класса энергоэффективности асинхронных электродвигателей: Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2016610278, зарегистрирован в Реестре программ для ЭВМ 11.01.2016 г.

Поступила 12.08.18

Принята в печать 12.09.18

ENHANCED ENERGY EFFICIENCY AND RESOURCE SAVING IN THE OVERHAULING, RETROFITTING AND DISPOSAL OF INDUCTION MOTORS

Rif G. Mugalimov – DSc (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: energosberegenie@rambler.ru

Regina A. Zakirova – Student

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: regina_174@mail.ru

Aliya R. Mugalimova – Student

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: energosberegenie@rambler.ru

Konstantin E. Odintsov – PhD (Eng.), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia

Abstract

This paper describes the problem of overhauling induction motors for enhanced energy efficiency and resource saving. The authors found how to optimise the conventional overhaul procedure and upgrade the current induction motors by retrofitting. The authors developed a technique and built a hardware tool for quick checks of an electric machine's stator steel. They also developed a mathematical model for a software tool that can analyse the feasibility of the final decision – if a motor should be overhauled, retrofitted or disposed of. The paper provides substantiation for the technique used to analyse the magnetic properties of the stator steel in the motors under repair. The paper also describes a technique and an electric diagram for defining the excitation current and voltage for an experimental analysis of the magnetic properties of the stator core. Stator steel quality assessment criteria are given. The criteria include stator core excitation current and voltage, active power losses in the stator core, excitation current and voltage initial phase shift, uninusoidality of the excitation current. The paper describes mathematical models for determining the design values of the excitation current, magnetic induction, magnetic voltage, magnetic flux and the number of efficient stator winding turns on the motor under repair. The authors propose to compare the design and actual values characterising the magnetic status of the motor and recalculate the stator winding data in order to maintain or improve the energy efficiency of the electric machine. The paper shows that if the main quality indices characterising the magnetic system of an electrical machine fail to match the criteria obtained as a result of experimental studies, such electric machine is to be disposed of. The authors describe some mathematical models that help evaluate the cost of induction motor disposal through disassembly and sorting of the components. The results of this research could be useful for electrical maintenance personnel.

Keywords: Energy efficiency, resource saving, induction motor, stator core, overhauling and retrofitting of induction motors, disposal, resources, cost efficiency.

References

1. *Elektrotehnika: ucheb. posobie dlya vusov* [Electrical engineering: Learner's guide for university students]. Ed. by V.S. Pantyushin. 2nd revised edition. Moscow: Vysshaya shkola, 1976, 560 p. (In Russ.)
2. Kopylov I.P. *Elektricheskie mashiny* [Electric machines]. Moscow: Vysshaya shkola, 2012, 675 p. (In Russ.)
3. Kravchik A.E., Shlaf M.M., Afonin V.I., Sobolenskaya E.A. *Asinkhronnye dvigateli serii 4A. Spravochnik* [4A series induction motors: Handbook]. Moscow: Energoizdat, 1982, 504 p. (In Russ.)
4. *Spravochnik po elektricheskim mashinam* [Handbook on electric machines]. In two volumes. Ed. by I.P. Kopylov, B.K. Klovov. Moscow: Energoatomizdat, 1989, 688 p. (In Russ.)
5. *Elektricheskiy dvigatel loma* [Electrical motor scrap]. Available at: <https://german.alibaba.com/product-detail/electric-motor-scrap-108869276.html> (Accessed July 27, 2018)
6. Kuptsov V.V., Petushkov M.Yu., Sarvarov A.S. *Sovremennyye metody diagnostirovaniya asinkhronnykh dvigateley i ikh razvitiye: monografiya* [Advanced testing techniques for induction motors and further development: Monograph]. Magnitogorsk: Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2010, 247 p. (In Russ.)
7. *Issledovanie potrebleniya asinkhronnykh dvigateley* [Studying the power draw of asynchronous motors]. Available at: http://www.motorsmat-ter.org/resources/motor_repair.html (Accessed July 27, 2018).
8. Likhachev V.L. *Spravochnik obmotchika asinkhronnykh elektrodvigateley* [Handbook for induction motor winding specialists]. Moscow: SOLON-Pres, 2010, 240 p. (In Russ.)
9. Mugalimov R.G., Mugalimova A.R. The idea of achieving enhanced energy efficiency in induction motors and electric drives designed on their basis. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2011, no. 1, pp. 59–63. (In Russ.)
10. Mugalimov R.G., Mugalimova A.R. Simulating the energy efficiency parameters of various types of industrial drives built with conventional and compensated induction motors. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2011, no. 2, pp. 59–64. (In Russ.)
11. Ilyinsky N.F., Rozhankovsky Yu.V., Gornov A.O. Electric drives and energy efficiency. *Energosberegayushchaya tekhnologiya*

- elektrosnabzheniya narodnogo khozyaystva* [Energy-saving technology for the national electric power industry]. Ed. by V.A. Venikov. Moscow: Vysshaya shkola, 1989, 129 p. (In Russ.)
12. Mugalimov R.G. *Asinkhronnye dvigateli s individualnoy kompensatsiyey reaktivnoy moshchnosti i elektroprivody na ikh osnove: monografiya* [Induction motors with PFC and electric drives designed on their basis: Monograph]. Magnitogorsk: NMSTU, 2011, 250 p. (In Russ.)
13. Gurin Ya.S., Kuznetsov B.I. *Proektirovanie serii elektricheskikh mashin* [Design of an electrical machine series]. Moscow: Energiya, 1978, 480 p. (In Russ.)
14. Kopylov I.P. *Proektirovanie elektricheskikh mashin* [Design of electrical machines]. Moscow: Vysshaya shkola, 2005, 767 p. (In Russ.)
15. Syromyatnikov I.A. *Rezhimy raboty asinkhronnykh i sinkhronnykh elektrodvigatelay* [Operating modes of induction and synchronous motors]. 3rd revised edition. Moscow; Leningrad: Gosenergoizdat, 1963, 528 p. (In Russ.)
16. Mugalimov R.G., Zakirova R.A., Mugalimova A.R. *Programmnyy kompleks dlya rascheta i optimizatsii sebestoimosti traditsionnogo kapitalnogo remonta i remonta s povysheniem klassa energoeffektivnosti asinkhronnykh elektrodvigatelay* [A software package for estimation and optimization of costs incurred by conventional overhauling of induction motors and by repair and refurbishment to make the motor more energy efficient]. Registration certificate no. 2016610278, 2016.

Received 12/08/18

Accepted 12/09/18

Образец для цитирования

Повышение энергоэффективности и ресурсосбережение при капитальном ремонте, модернизации и утилизации двигателей асинхронных электроприводов / Мугалимов Р.Г., Закирова Р.А., Мугалимова А.Р., Одинцов К.Э. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2018. Т.16. №3. С. 145–159. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-145-159>

For citation

Mugalimov R.G., Zakirova R.A., Mugalimova A.R., Odintsov K.E. Enhanced energy efficiency and resource saving in the overhauling, retrofitting and disposal of induction motors. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2018, vol. 16, no. 3, pp. 145–159. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2018-16-3-145-159>

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Алексеев Даниил Юрьевич – аспирант кафедры технологий обработки материалов, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: d.u.alekseev@mail.ru

Бобылев Андрей Викторович – канд. техн. наук, зав. кафедрой «Технологии машиностроения, станков и инструментов», Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия. E-mail: avbobylev@susu.ru

Ганиев Изатулло Наврузович – д-р хим. наук, проф., академик АН РТ, зав. лабораторией Института химии В.И. Никитина АН Республики Таджикистан. E-mail: ganiev48@mail.ru

Ганиева Наргис Изатуллоевна – доц. кафедры «Материаловедение, металлургические машины и оборудование», Таджикский технический университет им. М.С. Осими, Душанбе, Таджикистан. E-mail: n.ganieva1977@mail.ru

Гмызина Наталья Викторовна – канд. техн. наук, доц. кафедры геологии, маркшейдерского дела и обогащения полезных ископаемых, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: magtu_ori@mail.ru

Гущина Марина Сергеевна – аспирант кафедры технологий обработки материалов, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: gushchina.ms@mail.ru

Долгушин Денис Михайлович – канд. физ.-мат. наук, доц. кафедры физики, ORCID ID 0000-0002-2907-2417, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: denisdolgushin@mail.ru

Долгушина Ольга Васильевна – ст. преп. кафедры прикладной и теоретической физики, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: helgavr@mail.ru

Дубский Геннадий Алексеевич – канд. физ.-мат. наук, доц. кафедры физики, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия.

Дуйшонбаев Назым Папанович – инженер-обогащатель, ОсОО «KazmineralsBozymchak», Бишкек, Кыргызская Республика.

Егорова Лада Юрьевна – канд. техн. наук, старший научный сотрудник лаборатории физического металловедения Института физики металлов имени М.Н. Михеева УрО РАН, Екатеринбург, Россия. <https://orcid.org/0000-0002-1951-2976>

Емалеева Динара Гумаровна – канд. техн. наук, доц. кафедры технологий обработки материалов, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: emaleevadg@mail.ru

Жиркин Юрий Васильевич – канд. техн. наук, проф. кафедры проектирования и эксплуатации металлургических машин и оборудования, институт металлургии, машиностроения и материалобработки, Магнитогорский государ-

ственный технический университет им. Г.И. Носова, Россия. E-mail: girkin@yandex.ru

Зайдес Семён Азикович – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой машиностроительных технологий и материалов, Иркутский национальный исследовательский технический университет, Иркутск, Россия. E-mail: zsa@istu.edu

Закирова Регина Артуровна – студентка, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: regina_174@mail.ru

Замотин Павел Алексеевич – аспирант, Уральский федеральный университет имени первого Президента Б.Н. Ельцина, Екатеринбург, Россия. E-mail: pavelzamotin@gmail.com

Кайпер Андрей – учитель средней школы по математике, физике и философии, Школа Северного моря, Санкт-Петербург, Германия. E-mail: andrej.keiper@repiek.de

Кожонов Алмаз Кыргызбаевич – канд. техн. наук, генеральный директор ОсОО «Geotechservice Technology», Бишкек, Кыргызская Республика. E-mail: kozhonov@mail.ru

Козлов Александр Васильевич – д-р техн. наук, проф. кафедры «Технологии машиностроения, станков и инструментов», Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия. E-mail: a_kozlov55@mail.ru

Колмогоров Герман Леонидович – д-р техн. наук, проф. кафедры «Динамика и прочность машин», действительный член РАЕН, Пермский национальный исследовательский политехнический университет, Пермь, Россия.

Коломоец Александра Вячеславовна – аспирант, Оренбургский государственный университет, Оренбург, Россия. E-mail: kolomoyets56@mail.ru

Конов Сергей Васильевич – канд. техн. наук, доц., Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

Кубарева Светлана Юрьевна – ст. преп. кафедры «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты», Курганский государственный университет, Курган, Россия. E-mail: ksv_kmz@mail.ru

Кузнецова Алла Сергеевна – научный сотрудник, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: allakuznetsova.mgtu@mail.ru

Кузнецова Елена Владимировна – канд. техн. наук, доц. кафедры «Динамика и прочность машин», Пермский национальный исследовательский политехнический университет, Пермь, Россия. E-mail: mellen75@mail.ru

Лобанов Владимир Геннадьевич – канд. техн. наук, проф., Уральский федеральный университет имени первого Президента Б.Н. Ельцина, Екатеринбург, Россия.

Максимов Сергей Павлович – канд. техн. наук, декан факультета «Техника и технологии», Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия. E-mail: maximovsp@susu.ru

Михайлец Владимир Федорович – канд. техн. наук, доц., Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия.

Молмакова Мира Сапаровна – канд. техн. наук, доц. кафедры «Металлургия и металлургические процессы», Институт горного дела и горных технологий им. академика У. Асаналиева при Кыргызском государственном техническом университете им. И.Раззакова, Бишкек, Кыргызская Республика. E-mail: molmakova_m@mail.ru

Мугалимов Риф Гарифович – д-р техн. наук, доц. проф., Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: energosberegenie@rambler.ru

Мугалимова Алия Рифовна – канд. техн. наук, ст. преп., Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: energosberegenie@rambler.ru

Нефедьев Александр Алексеевич – канд. техн. наук, ст. преп. кафедры физики, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: shuric_xr@mail.ru

Никитенко Ольга Александровна – канд. техн. наук, научный сотрудник, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: olganikitenko@list.ru

Норец Александр Иванович – канд. пед. наук, доц. кафедры художественной обработки материалов, институт строительства архитектуры и искусств, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: noret_s_a@mail.ru

Одинцов Константин Эдуардович – канд. техн. наук, доц., Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия.

Панкратьев Петр Владимирович – д-р геол.-минерал. наук, проф., Оренбургский государственный университет, Оренбург, Россия. E-mail: pankratev34@mail.ru

Пантелеев Василий Сергеевич – аспирант, Оренбургский государственный университет, Оренбург, Россия.

Пацелов Александр Михайлович – канд. физ.-мат. наук, старший научный сотрудник лаборатории физики высоких давлений Института физики металлов имени М.Н. Михеева УрО РАН, Екатеринбург, Россия. <https://orcid.org/0000-0001-6438-0725>

Пилюгин Виталий Прокофьевич – канд. физ.-мат. наук, ведущий научный сотрудник, заведующий лабораторией физики высоких давлений Института физики металлов имени М.Н. Михеева УрО РАН, Екатеринбург, Россия. <https://orcid.org/0000-0002-5150-6605>

Полецков Павел Петрович – д-р техн. наук, проф. кафедры технологий обработки материалов, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: pavel_poletskov@mail.ru.

Попов Игорь Павлович – ст. преп. кафедры «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты», Курганский государственный университет, Курган, Россия. E-mail: ip.porow@yandex.ru

Риве Владимир Викторович – канд. физ.-мат. наук, ст. преп. кафедры прикладной и теоретической физики, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: rive_v_v@mail.ru

Сангов Муродали Махмадалиевич – ректор Таджикского государственного педагогического университета им. С. Айни, Душанбе, Таджикистан. E-mail: sangov72@mail.ru

Славин Вячеслав Семенович – д-р техн. наук, проф., Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: slavin_v_s@list.ru

Тептелев Иван Евгеньевич – начальник отдела подготовки производства, ОАО «Магнитогорский метизно-металлургический завод», Магнитогорск, Россия.

Фадеева Наталья Владимировна – канд. техн. наук, доц. кафедры геологии, маркшейдерского дела и обогащения полезных ископаемых, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: magtu_ori@mail.ru

Файнштейн Александр Соломонович – канд. физ.-мат. наук, доц. Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: swetlana@mgn.ru

Хабарова Диана – аспирант кафедры «Динамика и прочность машин», Пермский национальный исследовательский политехнический университет, Пермь, Россия. E-mail: habarik28@mail.ru

Халиulin Евгений Велемьянович – инженер, аспирант кафедры «Технологии машиностроения, станков и инструментов», Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия. E-mail: evgen7778777@gmail.com

Харченко Александр Сергеевич – канд. техн. наук, доц. кафедры технологий металлургии и литейных процессов, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: as.mgtu@mail.ru

Хлебникова Юлия Валентиновна – канд. техн. наук, ведущий научный сотрудник лаборатории физического металловедения Института физики металлов имени М.Н. Михеева УрО РАН, Екатеринбург, Россия. <https://orcid.org/0000-0003-2196-1647>

Хрунина Наталья Петровна – ст. науч. сотрудник, ФГ БУН Институт горного дела Дальневосточного отделения Российской академии наук РАН (ИГД ДВО РАН), Хабаровск, Россия. E-mail: npetx@mail.ru

Чебан Антон Юрьевич – ст. науч. сотрудник, доц., ФГ БУН Институт горного дела Дальневосточного отделения Российской академии наук РАН (ИГД ДВО РАН), Хабаровск, Россия. E-mail: chebanay@mail.ru

Чижевский Владимир Брониславович – д-р техн. наук, проф. кафедры геологии, маркшейдерского дела и обогащения полезных ископаемых, заслуженный работник высшей школы РФ, изобретатель СССР, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия. E-mail: magtu_ori@mail.ru

Якименко Дмитрий Витальевич – аспирант, ФГ БУН Институт горного дела Дальневосточного отделения Российской академии наук РАН (ИГД ДВО РАН), Хабаровск, Россия. E-mail: omts@intour.khv.ru

Якубов Умарали Шералиевич – докторант PhD Института химии им. В.И. Никитина АН Республики Таджикистан, Душанбе, Таджикистан. E-mail: yakubovumarali@gmail.com

УВАЖАЕМЫЕ КОЛЛЕГИ!

Мы приглашаем Вас к участию в нашем журнале в качестве авторов, рекламодателей и читателей.

Журнал формируется по разделам, отражающим основные направления научной деятельности ученых МГТУ, в частности:

- РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ.
- МЕТАЛЛУРГИЯ ЧЕРНЫХ, ЦВЕТНЫХ И РЕДКИХ МЕТАЛЛОВ.
- ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ.
- ЛИТЕЙНОЕ ПРОИЗВОДСТВО
- ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ.
- МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ.
- СТАНДАРТИЗАЦИЯ, СЕРТИФИКАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ.
- МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ.
- НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ И ОБОРУДОВАНИЕ.
- ЭНЕРГЕТИКА МЕТАЛЛУРГИИ, ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ.
- УПРАВЛЕНИЕ, АВТОМАТИЗАЦИЯ И ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МЕТАЛЛУРГИИ.
- СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И СТРОИТЕЛЬНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МЕТАЛЛУРГИИ.
- ЭКОЛОГИЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОЙ ОТРАСЛИ.
- ЭКОНОМИКА, УПРАВЛЕНИЕ И РЫНОК ПРОДУКЦИИ.
- СТРАТЕГИЯ РАЗВИТИЯ, ПОДГОТОВКА И ОБУЧЕНИЕ СПЕЦИАЛИСТОВ.
- ИНФОРМАЦИЯ И ДР.

ТРЕБОВАНИЯ К СТАТЬЯМ, ПРИНИМАЕМЫМ К ПУБЛИКАЦИИ

1. ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫЕ ЭЛЕМЕНТЫ СТАТЬИ (на русском и английском языках)

1.1. Наименование статьи (не более 15 слов). Должно кратко отражать содержание статьи. Не рекомендуется использовать сокращения и аббревиатуры.

1.2. Аффiliation. Указывается фамилия, имя, отчество авторов (транслитерация), ученая степень, звание, должность, индивидуальный авторский идентификатор ORCID, полное название организации (ее официально принятый английский вариант), адрес электронной почты хотя бы одного из авторов.

1.3. Аннотация (200–250 слов). Включает постановку задачи (актуальность работы), цель, используемые методы (эксперименты), новизну, результаты, практическую значимость (направления развития).

Онлайн-перевод запрещается!

1.4. Ключевые слова: от 5 до 15 основных терминов.

2. СТРУКТУРА ОСНОВНОЙ ЧАСТИ СТАТЬИ

2.1. Введение (постановка проблемы)

2.2. Теория, материалы и методы исследования, технические и технологические разработки

2.3. Результаты исследования и их обсуждение

2.4. Заключение (выводы)

2.5. Список литературы (на русском и английском языках)

3. ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ СТАТЕЙ

3.1. Рекомендуемый объем статьи – 6–8 стр.

3.2. Текст статьи, сведения об авторах, аннотация, ключевые слова и список литературы представляются на электронном носителе в виде файла, созданного средствами **Microsoft Word**, и распечаткой на стандартных листах бумаги формата А4.

Внимание! Публикация статей является бесплатной. Преимущество опубликования предоставляется авторам и учреждениям, оформившим подписку на журнал.

Статьи проходят обязательное научное рецензирование.

Редакция оставляет за собой право отклонять статьи, не отвечающие указанным требованиям.

По вопросам публикации статей обращаться: 455000, Челябинская обл., г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Редколлегия журнала «Вестник МГТУ им. Г.И. Носова», М.В. Чукину.

Телефоны: (3519) 29-85-26, 22-14-93.

E-mail: rio_mgtu@mail.ru; vestnik@mgtu.ru (с указанием темы сообщения «Вестник МГТУ»).

При наборе статьи в **Microsoft Word** рекомендуются следующие установки:

- **шрифт** – **Times New Roman**, размер – 11 пт, межстрочный интервал – одинарный, перенос слов – автоматический;

- при вставке **формул** использовать встроенный редактор формул **Microsoft Equation** со стандартными установками, применяется только сквозная нумерация;

- **иллюстрации** не должны превышать ширины колонки (80 мм) или ширины страницы (170 мм). Для подписей элементов на иллюстрации используется шрифт TimesNewRoman 11 пт. Рисунки представляются в редакцию в двух форматах: редактируемом и не редактируемом (*.jpg; качество не менее 300 dpi). В тексте статьи должны быть подрисуночные подписи в местах размещения рисунков. В конце подписи к рисунку точка не ставится. Например:

Рис. 4. Расчётная зависимость $\gamma(t) = I_{\text{н}}/I_{\text{н0}}$ от времени и удалённости КЗ от выводов асинхронного двигателя

- **таблицы** нумеруются, если их число более одной. Заголовков необходимо, когда таблица имеет самостоятельное значение, без заголовка дают таблицы вспомогательного характера.

3.3. При подготовке рукописи необходимо руководствоваться Международной системой единиц **СИ**.

4. ДОКУМЕНТЫ, ПРИЛАГАЕМЫЕ К СТАТЬЕ

4.1. Экспертное заключение о возможности опубликования.

4.2. Договор.