

ВЕСТНИК

Магнитогорского государственного технического
университета им. Г.И. Носова

2017. Т.15, №4

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. Колокольцев (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), И. Горлач (Южная Африка),
В.Е. Громов (Россия), М. Дабала (Италия),
Х. Дыя (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. Счастливцев (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: Гаврусева К.В.
Перевод на английский: Елесина В.И.

© ФГБОУ ВО «МГТУ им. Г.И. Носова», 2017

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:

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,
пр. Ленина, 38

Тел.: (3519) 22-14-93.

URL: <http://www.vestnik.magtu.ru>

E-mail: rio_mgtu@mail.ru; vestnik@magtu.ru

Журнал подготовлен к печати издательским центром

МГТУ им. Г.И. Носова, 455000, Челябинская обл., г. Магнитогорск,
пр. Ленина, 38.

Отпечатан на полиграфическом участке МГТУ им. Г.И. Носова,
455000, Челябинская обл., г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38.

Выход в свет 26.12.2017. Заказ 531. Тираж 500 экз. Цена свободная.

VESTNIK

of Nosov Magnitogorsk State Technical University

2017. Vol. 15, no. 4

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. Khrumshin (Russia),
A.G. Korchunov (Russia), O.S. Logunova (Russia)

I. Gorlach (South Africa), V.E. Gromov (Russia),
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: K.V. Gavrusheva
Translated into English: V.I. Elesina

© Federal State Budgetary Institution of Higher Education
Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2017

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 455000, Chelyabinsk Region)

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

Editorial office:

38, pr. Lenina, city of Magnitogorsk 455000, Russia
Phone: +7 (3519) 221 493.
URL: <http://www.vestnik.mgtu.ru>
E-mail: rio_mgtu@mail.ru; vestnik@mgtu.ru

Prepared for the publication by the NMSTU publishing center,
38, pr. Lenina, city of Magnitogorsk 455000, Russia
Printed by the NMSTU printing section,
38, pr. Lenina, city of Magnitogorsk 455000, Russia.
Publication date: 26.12.2017. Order 531. Circulation: 500. Open price.

СОДЕРЖАНИЕ

Разработка полезных ископаемых.....	4
<i>Кисляков В.Е., Нафиков Р.З., Катыхшев П.В.</i> Повышение производительности драг в условиях отрицательной температуры	4
<i>Евдокимов С.И., Герасименко Т.Е.</i> Извлечение золота из руд флотацией в условиях тепломассообмена между фазами.....	10
Технологии переработки и утилизации техногенных образований и отходов	19
<i>Королев А.А., Краюхин С.А., Мальцев Г.И.</i> Фазовые равновесия в системе Pb–Zn при вакуумной дистилляции.....	19
<i>Горбатова Е.А., Ожогина Е.Г., Лебедев А.Н., Емельяненко Е.А., Харченко А.С., Селиванов В.Н.</i> Целесообразность комплексирования минералого-аналитических методов изучения металлургических шлаков	31
Литейное производство.....	40
<i>Куликов В.Ю., Исагулов А.З., Щербак Е.П., Ковалёва Т.В.</i> Исследование свойств полистирола с добавлением вторичных гранул строительного полистирола.....	40
Обработка металлов давлением.....	47
<i>Железков О.С., Абрамов А.Н., Галиахметов Т.Ш.</i> Поиск эффективных смазочных материалов и подсмазочных покрытий для штамповки стержневых крепежных изделий из нержавеющей сталей.....	47
Материаловедение и термическая обработка металлов.....	55
<i>Сычков А.Б., Столяров А.Ю., Камалова Г.Я., Ефимова Ю.Ю., Егорова Л.Ю., Гулин А.Е., Степанова А.А.</i> Электронно-микроскопическое исследование структурообразования в тонкой проволоке	55
Нanomатериалы и нанотехнологии.....	65
<i>Ширяева Л.С., Руднева В.В., Галевский Г.В.</i> Особенности производства нанодисперсного порошка молибдена в плазмометаллургическом реакторе промышленного уровня мощности.....	65
Новые технологические процессы и оборудование.....	73
<i>Кузбаков Ж.И., Першин Г.Д., Кольга А.Д.</i> Исследование колебаний приводного устройства щековой дробилки	73
<i>Подболотов С.В., Кольга А.Д.</i> Влияние режимных параметров на давление, развиваемое центробежной турбомашинной с коаксиальным расположением рабочих колес.....	81
Надежность и долговечность металлургического оборудования	87
<i>Удэ Ж.-Ф., Хебель Р., де Оливейра А.К.</i> Реальный разгар футеровки как инструмент продления кампании доменной печи.....	87
Сведения об авторах.....	94

CONTENTS

Mineral Mining	4
<i>Kislyakov V.E., Nafikov R.Z., Katyshev P.V.</i> Increasing the dredge throughput at below zero temperatures.....	4
<i>Evdokimov S.I., Gerasimenko T.E.</i> Extraction of gold from ores by flotation in the conditions of heat and mass transfers taking place between the phases	10
Processing and Recycling Technology of Technogenic Formations and Wastes.....	19
<i>Korolev A.A., Krayukhin S.A., Maltsev G.I.</i> Phase equilibria in the Pb–Zn system in vacuum distillation.....	19
<i>Gorbatova E.A., Ozhogina E.G., Lebedev A.N., Emelyanenko E.A., Kharchenko A.S., Selivanov V.N.</i> Justifying the integration of mineralogical analysis methods when studying metallurgical slags	31
Metal Casting	40
<i>Kulikov V.Yu., Issagulov A.Z., Shcherbakova E.P., Kovaljova T.V.</i> Study of the properties of polystyrene containing secondary granules of expanded polystyrene.....	40
Metal Forming.....	47
<i>Zhelezkov O.S., Abramov A.N., Galiakhmetov T.Sh.</i> Search for effective lubricants and lubricating coatings for producing stainless steel fasteners by forging	47
Materials Science and Heat Treatment of Metals	55
<i>Sychkov A.B., Stolyarov A.Yu., Kamalova G.Ya., Efimova Yu.Yu., Egorova L.Yu., Gulin A.E., Stepanova A.A.</i> Study of the structure of fine steel wire by electron microscopy	55
Nanomaterials and Nanotechnology.....	65
<i>Shiryaeva L.S., Rudneva V.V., Galevsky G.V.</i> Production of nanodispersed molybdenum powder in an industrial plasma reactor	65
New Processes and Equipment.....	73
<i>Kuzbakov Zh.I., Pershin G.D., Kolga A.D.</i> Study of the jaw crusher drive oscillations.....	73
<i>Podbolotov S.V., Kolga A.D.</i> How operating conditions change the pressure generated by a radial turbine with coaxial impellers	81
Reliability and Service Life of Metallurgical Facilities	87
<i>Houde J.-P., Hebel R., de Oliveira A.C.</i> True hearth lining wear as blast furnace campaign extension tool	87
Information about authors	94

РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ

УДК 622.271.1

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-4-9>ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ДРАГ
В УСЛОВИЯХ ОТРИЦАТЕЛЬНОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ

Кисляков В.Е., Нафиков Р.З., Катышев П.В.

Сибирский федеральный университет, Красноярск, Россия

Аннотация

Рассмотрена проблема снижения производительности драг при работе в условиях отрицательных температур. Данная проблема особенно актуальна для месторождений, расположенных в условиях Крайнего Севера, где добычный сезон ограничен климатическими условиями. Показаны существующие способы продления добычного сезона, а также предложен способ изолирования разреза искусственными материалами. Рассмотрено применение аналогичных конструкций в горнодобывающей отрасли. Существующие сооружения служат для хранения отвалов полезных ископаемых, для защиты окружающей среды от пыли и других целей. В качестве наиболее перспективного материала для изолирования дражных работ был выбран поликарбонат. Рассмотрены показатели, влияющие на температуру внутри изолированного пространства дражного разреза. К таковым относятся следующие источники тепlopоступления: вода дражного разреза, инсоляция, отопительные агрегаты драги и др. Определено влияние каждого показателя на температуру воздуха внутри изолированной системы. Разработана математическая модель определения температуры в изолированном пространстве дражного разреза в зависимости от вышеприведенных источников тепла. При составлении модели учитывались потери тепла через стенки конструкции и через зазоры между изолирующим материалом и поверхностью, на которую он установлен. Также показан пример изменения температуры в изолированном пространстве и производительности драг при использовании предлагаемого способа в условиях Крайнего Севера. Годовая производительность драг при этом повышается на 25–35% в зависимости от условий работы и типа драги. В результате доказана целесообразность продления добычного сезона при дражной разработке месторождений полезных ископаемых в зимний период.

Ключевые слова: россыпное месторождение, драга, производительность, добычный сезон, зимний период.

Введение

Анализ современного состояния сырьевой базы россыпных месторождений говорит о том, что у большинства действующих предприятий россыпной золотодобычи снижаются запасы минеральных ресурсов, хотя с ростом технологического прогресса потребность во многих полезных ископаемых, добываемых из россыпных месторождений, постоянно растёт. Поэтому возникает необходимость освоения россыпных месторождений со сложными горнотехническими условиями залегания, в том числе расположенных в условиях Крайнего Севера.

Россыпные месторождения разрабатывают, применяя экскаваторы, скреперы, бульдозеры, драги, различное гидравлическое оборудование и машины для подземных работ. Наиболее высокие технико-экономические показатели имеет

дражный способ разработки [1]. Данный способ обладает рядом достоинств, таких как возможность реализации в сложных гидрогеологических условиях, высокая производительность, минимальная себестоимость и др.

Следует отметить, что разработка около 50% месторождений в условиях ограниченного притока инвестиций и длительного срока их окупаемости нецелесообразна. Длительный срок окупаемости инвестиций главным образом связан с продолжительностью добычного сезона, который, в свою очередь, ограничен суровыми климатическими условиями регионов, в которых расположены месторождения [2, 3]. При отрицательной температуре происходит замерзание воды на черпаки и черпаковую раму, что ведет к износу дражных механизмов. Вследствие этого увеличивается количество простоев на ремонтные работы и удаление ледяной корки с конструкции драги, при этом производительность драги резко снижается, драга останавливается.

На рис. 1 видно, что производительность драги снижается в наиболее холодный период, что ограничивает добычный период. В связи с этим на сегодняшний день известен целый ряд способов, позволяющих продлить добычный сезон при дражной разработке россыпных месторождений. К таковым можно отнести циркуляцию воды в дражном забое, добавление химических реагентов в дражный разрез, применение плавающих пен, резаков, комбинированные способы и др. [4–8]. Однако широкого применения большинство из них не получили из-за высокой трудоемкости и значительных экономических затрат. Таким образом, проблема разработки технологий добычи полезного ископаемого в зимний период является весьма актуальной.

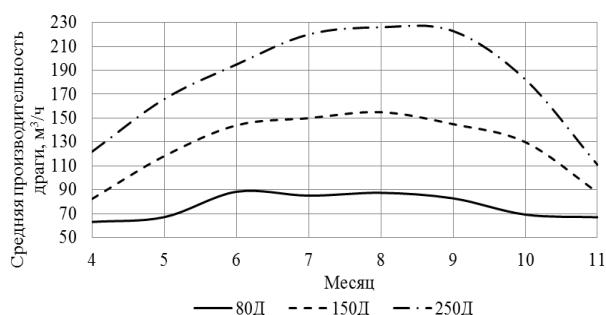


Рис. 1. Изменение средней производительности драг разных типоразмеров в течение добычного сезона

Материалы и технологические разработки

Одним из перспективных решений является способ продления добычного сезона путем изолирования обводнённых горных выработок от воздействия окружающей среды с использованием современных материалов [9–11]. Схожую технологию в горнодобывающей промышленности активно использует строительная компания Geometrica, которая конструирует производственные здания, не содержащие колонн, для беспрепятственной работы оборудования (рис. 2). Здания предназначены для защиты окружающей природы от пыли, для хранения отвалов полезных ископаемых, горючего, опасных материалов и других целей [12].

Целью исследований является повышение производительности драг в условиях отрицательной температуры путем изолирования дражного разреза перемещаемым укрытием. Наиболее перспективным изолирующим материалом является поликарбонат, так как он обладает рядом достоинств, таких как прочность, стойкость к перепадам температуры, хорошее светопропускание, водонепроницаемость, долговечность, низкий удельный вес.

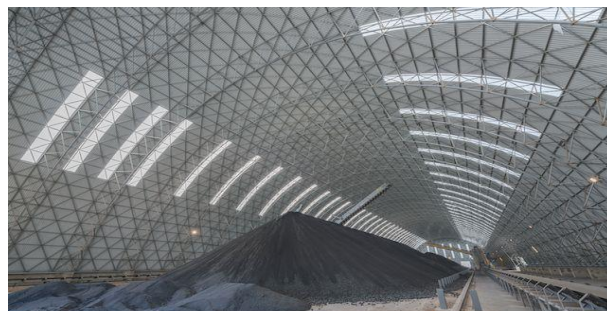
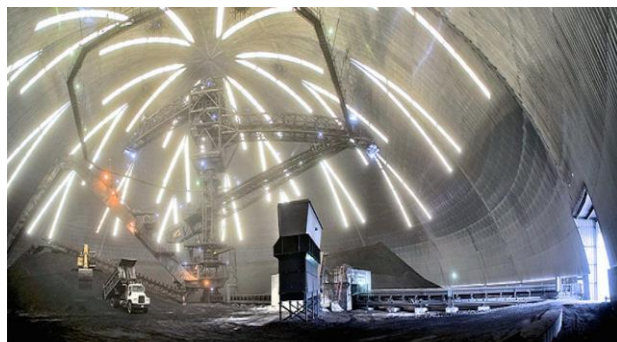


Рис. 2. Изолирующие конструкции фирмы Geometrica

При применении технологии изолирования обрабатываемого участка в период отрицательной температуры воздуха возможно существенно повысить ее в изолированном пространстве, что позволит продлить добычный сезон или сделать его круглогодичным в зависимости от региона разработки месторождения.

Рассмотрим изменение температуры воздуха и производительности драг в изолированном пространстве дражного разреза в течение года. На изменение температуры внутри изолированного дражного разреза существенное влияние оказывают: температура воды в разрезе; интенсивность солнечного излучения; тепловыделения при технологических процессах драги; свойства изолирующего материала; температура окружающего воздуха.

Уравнение теплового баланса в изолированном дражном разрезе будет иметь вид

$$Q_v + Q_c + Q_{от} + Q_{др} = Q_n, \quad (1)$$

где Q_v – количество тепловой энергии, выделяемой с водной поверхности разреза, Дж; Q_c – количество тепловой энергии, поступающей в процессе инсоляции, Дж; $Q_{от}$ – количество тепловой энергии, выделяемой отопительными агрегатами драги, Дж; $Q_{др}$ – количество тепловой энергии, выделяемой другими источниками, Дж; Q_n – потери тепловой энергии, Дж.

Тепловое излучение характерно для всех тел, температура которых выше значения абсолютного нуля. Согласно второму закону термодинамики объемная плотность теплового излучения

не зависит от природы вещества и геометрических размеров полости и тела, а определяется их температурой, т.е. является универсальной функцией температуры [13]. По закону Стефана-Больцмана излучательная способность воды в дражном разрезе пропорциональна четвертой степени ее температуры

$$R_b = \alpha_b \cdot \sigma \cdot (T_{вп} + 273)^4, \quad (2)$$

где R_b – излучательная способность воды, Вт/м²; α_b – коэффициент излучения энергии воды, $\alpha_b = 0,95$; σ – постоянная Стефана-Больцмана, $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·°С⁴); $T_{вп}$ – температура водной поверхности дражного разреза, °С.

Количественно тепловое излучение определяется как энергия, излучаемая с одного квадратного метра за секунду. Следовательно, количество тепловой энергии, излучаемой с водной поверхности разреза за один час, определяется из выражения

$$Q_b = 3600 \cdot R_b \cdot S_b \cdot t_b = 3600 \cdot \alpha_b \cdot \sigma \cdot (T_{вп} + 273)^4 \cdot S_b \cdot t_b, \quad (3)$$

где S_b – площадь водной поверхности дражного разреза, м²; t_b – расчетная продолжительность тепловыделения воды, ч.

Значительное влияние на изменение температуры воздуха и воды в изолированном пространстве дражного разреза будет оказывать инсоляция – облучение прямыми солнечными лучами. Инсоляция оценивается по ряду показателей, таких как продолжительность, площадь облучения, время года, географическое местоположение дражного разреза.

Количество тепловой энергии, поступающей в изолированное пространство дражного разреза в процессе инсоляции, можно определить из выражения

$$Q_c = 3600 \cdot \gamma \cdot \alpha_c \cdot S_{из} \cdot t_c, \quad (4)$$

где γ – солнечная постоянная, Вт/м²; α_c – коэффициент светопропускания изолирующего материала; $S_{из}$ – площадь освещенной поверхности изолирующего материала, м²; t_c – средняя продолжительность солнечного излучения за расчетный период времени, ч.

Продолжительность солнечного излучения зависит от времени года, региона отработки месторождения и других факторов. Приведенный параметр используется по данным наблюдений гидрометеостанций [14]. Изменение продолжительности солнечного излучения в течение месяца на примере Ленского района (Якутия) представлено на **рис. 3**.

График показывает количество часов за месяц, в течение которых прямые солнечные лучи достигают поверхности земли.

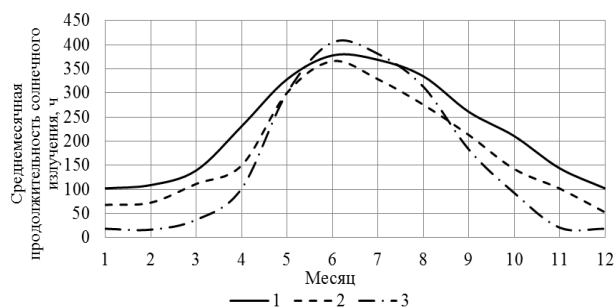


Рис. 3. Зависимость среднемесячной продолжительности солнечного излучения в течение года: 1 – 53° с. ш. (Ангарск); 2 – 57° с. ш. (Нерюнгри); 3 – 61° с. ш. (Ленск)

Также на изменение температуры внутри изолированного пространства дражного разреза влияют отопительные агрегаты драги. К отопительным агрегатам драги можно отнести паровую и электронагревательную системы. Они могут использоваться как совместно, так и независимо друг от друга. Количество тепла, выделяемого при работе отопительных агрегатов, определяется из выражения

$$Q_k = 3600 \cdot P_{от} \cdot t_{от}, \quad (5)$$

где $P_{от}$ – суммарная мощность отопительных агрегатов, Вт; $t_{от}$ – продолжительность работы отопительных агрегатов, ч.

К другим источникам тепловыделения можно отнести двигатели драги, осветительные приборы, а также рабочий персонал. По результатам исследования, представленным на **рис. 4**, видно, что доля тепловыделения данных источников 2,5–4%, поэтому в дальнейших расчетах этими источниками можно пренебречь.



Рис. 4. Доля тепловыделения различных источников

Наряду с тепловой энергией, поступающей в изолированное пространство дражного разреза, следует учитывать потери энергии через стенки и через возможные зазоры между изолирующим материалом и поверхностью, на которую он установлен.

Потери тепловой энергии из изолированного дражного разреза через его стенки определяется по формуле Фурье

$$Q_{\text{п}} = -3600 \cdot \lambda_{\text{из}} \cdot \frac{(T_{\text{ов}} - T_{\text{из}})}{h_{\text{из}}} \cdot S_{\text{из}} \cdot t_{\text{п}}, \quad (6)$$

где $\lambda_{\text{из}}$ – коэффициент теплопроводности изолирующего материала; $T_{\text{ов}}$ – температура окружающего воздуха, °С; $T_{\text{из}}$ – температура воздуха в изолированном пространстве дражного разреза, °С; $h_{\text{из}}$ – толщина изолирующего материала, м; $t_{\text{п}}$ – расчетная продолжительность тепловыделения через изолирующий материал, ч.

Потери через возможные зазоры условно прием равными 10% от всей поступающей тепловой энергии в изолированное пространство дражного разреза. В результате формула теплового баланса будет выглядеть следующим образом:

$$\begin{aligned} & 3600 \cdot 0,9 \cdot \left[\alpha_{\text{в}} \cdot \sigma \cdot (T_{\text{вп}} + 273)^4 \cdot S_{\text{в}} \times \right. \\ & \left. \times t_{\text{в}} + \gamma \cdot \alpha_{\text{с}} \cdot S_{\text{из}} \cdot t_{\text{с}} + P_{\text{от}} \cdot t_{\text{от}} \right] = \\ & = -3600 \cdot \lambda_{\text{из}} \cdot \frac{(T_{\text{ов}} - T_{\text{из}})}{h_{\text{из}}} \cdot S_{\text{из}} \cdot t_{\text{п}}. \end{aligned} \quad (7)$$

Далее из формулы (7) выразим температуру воздуха в изолированном пространстве дражного разреза

$$\begin{aligned} T_{\text{из}} = & \frac{0,9 \cdot h_{\text{из}} \cdot \left[5,4 \cdot 10^{-8} \cdot (T_{\text{вп}} + 273)^4 \times \right. \\ & \left. \lambda_{\text{из}} \cdot S_{\text{из}} \times \right. \\ & \left. \times S_{\text{в}} \cdot t_{\text{в}} + \gamma \cdot \alpha_{\text{с}} \cdot S_{\text{из}} \cdot t_{\text{с}} + P_{\text{от}} \cdot t_{\text{от}} \right]}{\times t_{\text{п}}} + T_{\text{ов}}. \end{aligned} \quad (8)$$

Таким образом, полученная математическая модель позволяет найти температуру воздуха в изолированном пространстве дражного разреза. Результаты расчета для рассматриваемого района представлены на **рис. 5**. Для расчетов был принят поликарбонат толщиной 8 мм, коэффициентом светопропускания 0,82 и коэффициентом теплопроводности 0,2 Вт/(м²·°С). При этом учитывалось, что в период с положительной температурой воздуха отработка месторождения ведется без применения предлагаемого способа.

Далее была рассмотрена зависимость производительности драг от температуры окружающего воздуха. На основе полученных данных и данных, представленных на **рис. 4**, была найдена производительность драг в изолированном пространстве дражного разреза (**рис. 6**).

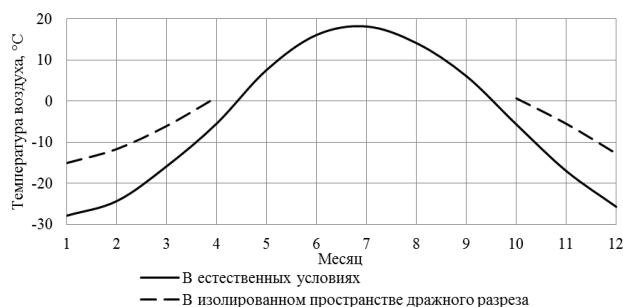


Рис. 5. Годовая динамика температуры воздуха

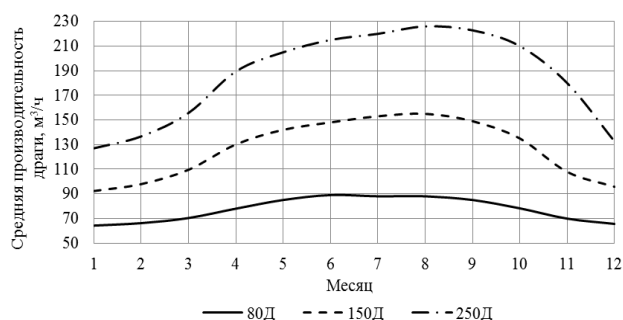


Рис. 6. Изменение средней производительности драг разных типоразмеров в течение добычного сезона при применении технологии изолирования дражного разреза

На **рис. 5** видно, что при применении предлагаемого способа годовая производительность драги в условиях отрицательной температуры воздуха увеличивается на 25–35%. При этом с мая по октябрь изолировать дражный разрез нет необходимости, так как производительность драги в этот период меняется незначительно.

Заключение

При использовании поликарбоната большей толщины и уменьшении размеров конструкции тепло внутри изолированного пространства дражного разреза сохраняется наиболее эффективно, в результате чего становится возможна круглогодичная отработка месторождения. В результате проведенных исследований доказана возможность эффективной разработки обводнённых месторождений полезных ископаемых драгами в условиях отрицательных температур.

Список литературы

1. Ports and Dredging. Режим доступа: http://www.dredgingengineering.com/Dredging/media/LectureNotes/miedema/2005_ihc/pd163.pdf (дата обращения: 12.09.2017).
2. Arctic Dredging – Past, Challenges and Future. Режим доступа: https://dredging.org/media/ceda/org/documents/presentations/ceda-nl/ceda-nl-iro-2013-7march-arctic_dredging-jolles-canatec.pdf (дата обращения: 12.09.2017).

3. Arctic Ocean. Режим доступа: http://msi.nga.mil/MSISiteContent/StaticFiles/NAV_PUBS/SD/Pub180/Pub180bk.pdf (дата обращения: 12.09.2017).
4. Нурок Г.А. Гидромеханизация открытых разработок. М.: Недра, 1970. 584 с.
5. Ялтанец И.М. Технология и комплексная механизация открытых горных работ. Ч. 3. Гидромеханизированные и подводные работы. М.: Мир горной книги, 2006. 546 с.
6. Шорохов С.М. Технология и комплексная механизация разработки россыпных месторождений. М.: Недра, 1973. 766 с.
7. Попов Ю.А., Рощупкин Д.В. Гидромеханизация земляных работ в зимнее время. Л.: Стройиздат. Ленингр. отд-ние, 1979. 186 с.
8. Бессонов Е.А. Классификация обводненных песчаных и песчано-гравийных месторождений, разрабатываемых земснарядами // Гидромеханизация – 2000: материалы 2-го съезда гидромеханизаторов России. М.: МГГУ, 2000. С. 30–35.
9. Кисляков В.Е., Нафиков Р.З. Параметры изолирующей конструкции при дражной разработке в условиях отрицательных температур // Известия Тульского государственного университета. Науки о Земле. 2016. № 2. С. 95–101.
10. Кисляков В.Е., Нафиков Р.З. Способ продления дражного сезона // Фундаментальные научные исследования: теоретические и практические аспекты: сб. материалов международной научно-практической конференции. Кемерово: Западно-Сибирский научный центр, 2016. Т. 2. С. 28–31.
11. Пат. 2233984 Российская Федерация. Способ разработки россыпных месторождений и техногенных накоплений минерального сырья / В.Е. Кисляков; опубл. 10.08.2004.
12. Geometrica. URL: <http://www.geometrica.com/ru> (дата обращения: 13.10.2017).
13. Яворский Б.М., Детлаф А.А. Справочник по физике. 3-е изд., испр. М.: Наука, 1990. 624 с.
14. Погода в России. URL: <http://russia.pogoda360.ru> (дата обращения: 27.10.2016).

Поступила 26.05.17.

Принята в печать 23.08.17.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-4-9>

INCREASING THE DREDGE THROUGHPUT AT BELOW ZERO TEMPERATURES

Victor E. Kislyakov – D.Sc. (Eng.), Professor

Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia. E-mail: VKislyakov@sfu-kras.ru

Ravil Z. Nafikov – Postgraduate Student

Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia. E-mail: Ravik_177@mail.ru

Pavel V. Katyshev – Engineer at the Department of Opencast Mining

Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia. E-mail: BestPavel1989@mail.ru

Abstract

This article examines the problem of decreased throughput of dredges when operated at below zero temperatures. This problem is particularly relevant for deposits located in the Far North, where the mining season is constrained by climate. The authors describe the available techniques that can help extend the mining season and propose an isolation method based on the use of artificial materials. The application of similar structures in the mining industry is considered. The existing facilities are used for storing waste dumps, to protect the environment from dust and for other purposes. Polycarbonate was selected as the most potentially efficient material for the isolation of dredging works. The parameters are analysed that affect the temperature inside the isolated space. These include the following sources of heat: the water of the dredge open cut, insolation, dredge heaters and others. The authors established how each parameter affects the air temperature inside the isolated system. A mathematical model has been developed for determining the temperature inside the isolated space of a dredge open cut depending on the above-mentioned sources of heat. The model allows for heat losses which occur through the walls of the

structure and through the gaps between the insulating material and the surface on which it is resting. The authors also give an example showing how the temperature changes in the isolated space and what throughput the dredges can run at when the proposed technique is used in the Far North environment. Depending on the operating conditions and the type of the dredge, this may bring a 25 to 35% increase in the annual throughput. This proves the feasibility of extending the dredge mining season in the winter period.

Keywords: Placer deposit, dredge, throughput, mining season, winter period.

References

1. Ports and Dredging. Available at: http://www.dredgingengineering.com/Dredging/media/LectureNotes/miedema/2005_ihc/pd163.pdf (Accessed September 12, 2017).
2. Arctic Dredging – Past, Challenges and Future. Available at: https://dredging.org/media/ceda/org/documents/presentations/ceda-nl/ceda-nl-iro-2013-7march-arctic_dredging-_jolles_-canatec.pdf (Accessed September 12, 2017).

3. Arctic Ocean. Available at: http://msi.nga.mil/MSISiteContent/StaticFiles/NAV_PUBS/SD/Pub180/Pub180bk.pdf (Accessed September 12, 2017).
4. Nurok G.A. *Gidromekhanizatsiya otkrytykh razrabotok: Uchebnik dlya vuzov* [Hydromechanization for opencast mining: Textbook for higher education institutions]. Moscow: Nedra, 1970, 584 p. (In Russ.)
5. Yaltanets I.M. *Tekhnologiya i kompleksnaya mekhanizatsiya otkrytykh gomyykh rabot. Chast' 3. Gidromekhanizirovannyye i podvodnyye raboty: Uchebnik dlya vuzov tekst.* [Opencast mining operations and overall mechanization. Part 3. Hydraulic and underwater mining operations: Textbook for higher education institutions]. Moscow: Mir gornoy knigi, 2006, 546 p. (In Russ.)
6. Shorokhov S.M. *Tekhnologiya i kompleksnaya mekhanizatsiya razrabotki rossypanykh mestorozhdeniy* [Placer mining and overall mechanization]. Moscow: Nedra, 1973, 766 p. (In Russ.)
7. Popov Yu.A., Roshchupkin D.V. *Gidromekhanizatsiya zemlyanykh rabot v zimneye vremya* [Hydromechanization of earthwork in the winter time]. Leningrad: Stroyizdat, 1979, 186 p. (In Russ.)
8. Bessonov E.A. Classification of watered sand and sand-gravel deposits developed by dredges. *Gidromekhanizatsiya – 2000: materialy 2-go syezda gidromekhanizatorov Rossii* [Hydromechanization – 2000. Proceedings of the 2nd congress of hydromachine operators of Russia]. Moscow: Moscow State Mining University, 2000, pp. 30–35. (In Russ.)
9. Kislyakov V.E., Nafikov R.Z. Parameters of the insulating structure in dredge mining at below zero temperatures. *Izvestiya tul'skogo gosudarstvennogo universiteta. Nauki o Zemle* [Bulletin of the Tula State University. Earth Sciences], 2016, no. 2, pp. 95–101. (In Russ.)
10. Kislyakov V.E., Nafikov R.Z. How to extend the dredging season. *Fundamental'nyye nauchnyye issledovaniya: teoreticheskiye i prakticheskiye aspekty: sbornik materialov mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii.* [Fundamental research: Theoretical and practical aspects: Proceedings of the International Science Conference]. Kemerovo: West-Siberian Research Centre, 2016, vol. 2, pp. 28–31. (In Russ.)
11. Kislyakov V.E. *Sposob razrabotki rossypanykh mestorozhdeniy i tekhnogennykh nakopleniy mineral'nogo syr'ya* [Method for the development of placer deposits and man-made accumulations of mineral raw materials]. Patent RF, no. 2233984, 2004.
12. *Geometrica*. Available at: <http://www.geometrica.com/ru> (Accessed October 13, 2017).
13. Yavorsky B.M., Detlaf A.A. *Spravochnik po fizike: 3-ye izd., ispr.* [Handbook of Physics: 3rd ed., revised]. Moscow: Nauka, 1990, 624 p. (In Russ.)
14. *Pogoda v Rossii. Elektronnyy resurs* [Weather in Russia. Electronic resource]. Available at: <http://russia.pogoda360.ru> (Accessed October 27, 2016).

Received 26/05/17
Accepted 23/08/17

Образец для цитирования

Кисляков В.Е., Нафиков Р.З., Катышев П.В. Повышение производительности драг в условиях отрицательной температуры // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №4. С. 4–9. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-4-9>

For citation

Kislyakov V.E., Nafikov R.Z., Katsyshev P.V. Increasing the dredge throughput at below zero temperatures. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 4–9. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-4-9>

ИЗВЛЕЧЕНИЕ ЗОЛОТА ИЗ РУД ФЛОТАЦИЕЙ В УСЛОВИЯХ ТЕПЛОМАСООБМЕНА МЕЖДУ ФАЗАМИ

Евдокимов С.И., Герасименко Т.Е.

Северо-Кавказский горно-металлургический институт (государственный технологический университет), Владикавказ, Россия

Аннотация

Постановка задачи: в статье приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований извлечения золота из руд новым способом флотации, а также разработанная на кафедре обогащения полезных ископаемых ФГБОУ ВО СКГМИ (ГТУ) лабораторная установка для его осуществления. Установка предназначена для измерения размеров пузырьков воздуха в условиях, моделирующих промышленный пенно-агитационный процесс флотации. **Цель работы:** совершенствование технологии флотации в условиях нестационарного нагрева границы раздела фаз «газ-жидкость» для обеспечения повышения извлечения золота из руд. **Новизна:** развития теории процесса образования флотокомплекса в условиях нагрева смачивающей пленки. Выявлен механизм флотации при использовании в качестве газовой фазы смеси воздуха с горячим водяным паром. Установлены обуславливающие его факторы и причины высокой эффективности процесса. Анализ показал, что при внезапном контакте пузырька, заполненного горячим водяным паром, с холодной жидкостью поверхность пузырька совершает колебания под воздействием фазового массообмена, то есть конденсации дисперсной фазы и испарения несущей фазы. Интенсивность фазовых переходов определяется способностью веществ взаимодействующих фаз отводить и подводить тепло. Причем при сжатии пузырька пар отдает в жидкость больше тепла, чем получает от жидкости при расширении. Факторами, обеспечивающими изменение устойчивости смачивающих пленок при повышении температуры, являются поверхностные силы структурного происхождения с участием нанопузырьков. **Результат:** разработанный процесс флотации с доставкой теплоносителя (горячего водяного пара) непосредственно в смачивающую пленку позволяет повысить одновременно извлечение ценного компонента и качество концентрата при высокой удельной производительности процесса. **Практическая значимость:** выявленный механизм взаимодействия газовой и жидкой фаз разной температуры позволяет разработать целенаправленный подход к созданию новых высокоэффективных флотационных технологий.

Ключевые слова: флотация паровоздушной смесью, теплообмен, массообмен, испарение, конденсация, технологические свойства пузырьков.

Введение

Повышенный интерес исследователей [1–7] к структуре и свойствам жидкостей в тонких пленках (например, при флотации [8, 9]) вызван обнаружением у них необычных физико-химических свойств. Главным фактором, оказывающим влияние на физические и химические свойства малых объемов жидкостей по мере уменьшения их размеров, является возрастание в них относительной доли «поверхностных» слоев, находящихся в иных условиях (координационное число, симметрия локального окружения и т.п.), чем жидкость объемной фазы. За счет этого происходит серьезное изменение свойств «поверхностных» слоев, в результате чего также изменяется характер взаимодействия между молекулами, находящимися на поверхности, и молекулами в объеме жидкости, что может приводить к кардинальному изменению физических свойств – свойства поверхностных и внутренних областей жидкостей различаются. С энергетической точки зрения специфика малых объектов

состоит в том, что чем они меньше, тем большую относительную долю в них занимают молекулы, непосредственно расположенные вблизи границы раздела и существенно взаимодействующие с ограничивающими объект фазами.

Предметом исследования является сопряженный тепломассоперенос при внезапном контакте пузырька пара с холодной жидкостью [10–12]. Актуальность выполненных исследований связана с решением проблемы развития теории и методов тепловой модификации тонких пленок в сепарационном массопереносе с целью повышения извлечения золота из минерального сырья флотацией.

Теория, материалы и методы исследования, технические и технологические разработки

Свободная энергия жидкости в модифицированном поверхностном слое гидрофобных частиц в среднем выше, чем в глубине жидкости. В данном случае модифицированная структура жидкости не является следствием ее сильного взаимодействия с поверхностью; оно вызывается силами, возникающими внутри самой жидкости вблизи слабо взаимодействующей с ней поверх-

ностью. При сближении частиц эти слои начнут перекрываться, и их суммарный объем уменьшится, а значит, уменьшится и свободная энергия всей системы. Поэтому свободная энергия G системы, состоящей из гидрофобных частиц и растворителя, будет функцией расстояния R между частицами и по мере сближения частиц будет уменьшаться: $\partial G / \partial R < 0$.

Наоборот, чтобы удалить частицы друг от друга, потребуется совершить работу, которая расходуется на то, чтобы перевести дополнительное число молекул растворителя из объема во вновь образующуюся поверхностную зону. Поэтому частицы ведут себя так, как будто между ними существуют силы притяжения (отрицательное расклинивающее давление) величиной $\partial G / \partial R$ и с радиусом действия, равным толщине поверхностной зоны – гидрофобное притяжение.

Вследствие стабилизации модифицированной структуры присутствием неполярной частицы ее разрушение при повышении температуры может идти менее интенсивно, чем разрушение структуры воды в объеме. В результате свободная энергия поверхностной структуры будет убывать с ростом температуры медленнее, чем объемной, что, по нашему мнению, и является причиной роста сил гидрофобного притяжения.

Следовательно, повышение температуры является эффективным методом интенсификации флотации. Результат контакта частицы с пузырьком воздуха (частица закрепится на поверхности пузырька воздуха с образованием трехфазного периметра и краевого угла смачивания (флотокомплекса) или их взаимодействие закончится без образования флотокомплекса) определяется процессами, происходящими в межфазном зазоре толщиной 100–200 нм. С целью снижения расхода дорогостоящего теплоносителя (например, в виде теплоты конденсации горячего насыщенного водяного пара) он должен быть доставлен непосредственно в зону контакта пузырька воздуха с частицей. В работе поставленная задача решена применением при флотации в качестве газовой фазы смеси воздуха с горячим водяным паром [13–15].

Механизм взаимодействия пузырька, заполненного горячим водяным паром, с холодной окружающей жидкостью состоит в следующем.

В начальный момент времени при контакте с холодной жидкостью пузырек уменьшается в размере за счет конденсации пара. Уменьшение размера пузырька сопровождается ухудшением теплообмена между паром и основной жидкостью: тепло, выделяющееся при конденсации пара, не уходит полностью в жидкость. В результате пар перегревается и конденсация сменяется испарением жидкости, что приводит к

резкому возрастанию давления в пузырьке, неадекватному изменению его размера. В этот момент времени массообмен прекращается, и пузырек, достигнув своего минимального размера, начинает увеличиваться. По мере увеличения пузырька теплообмен между паром и основной жидкостью с увеличением размера пузырька улучшается, пар резко охлаждается, давление в пузырьке уменьшается и массообмен возобновляется. На границе раздела фаз жидкость становится перегретой и начинает интенсивно испаряться с поглощением тепла. Тепло идет не только на испарение жидкости, но и на нагрев пара. В результате охлаждение пара прекращается, его температура растет, стремясь к начальному значению. Таким образом, изменение размера пузырька происходит за счет фазовых переходов газ-жидкость. Сжатие или разряжение пара как совершенного газа имеет подчиненное значение [16, 17].

Размеры пузырьков определяли по величине ЭДС индукции в витках катушек, расположенных по высоте стеклянной трубки, заполненной ферромагнитной жидкостью и помещенной в зазор между полюсами электромагнита, по методике, изложенной в [18]. На основании полученного выражения

$$\Phi = \mu H_0 R^2 N \frac{R}{L} \Psi \left(\frac{R}{h}, \frac{\Delta}{L}, \frac{h}{L}, \mu \right), \quad (1)$$

где Φ – магнитный поток, Вб; μ – магнитная проницаемость, Гн/м; H_0 – нормальная к плоскости витка компонента магнитного поля, А/м; L – радиус витка катушек, м; R – радиус пузырька, м; Δ – смещение пузырька пара относительно оси симметрии катушки высотой h с числом витков N , м; Ψ – безразмерная функция потока магнитного поля через катушку) сделан вывод, что величина индукционного сигнала в катушке зависит от размера проходящего через нее пузырька.

Время контакта частицы и пузырька τ_k в условиях флотации составляет первые десятки миллисекунд, т.е. при условии $\tau_k < \tau_{\text{инд}}$ ($\tau_{\text{инд}}$ – минимально необходимое время для прилипания частицы к пузырьку с образованием конечного краевого угла смачивания – время индукции) частица не закрепляется на поверхности пузырька.

Для сопоставления времени полной конденсации пара в пузырьках t и времени контакта частицы с пузырьком в условиях флотации экспериментально апробированную зависимость изменения радиуса пузырька r от времени [13–15, 19]

$$\frac{r(t)}{r} = \left[1 - \frac{6}{\sqrt{\pi}} Ja \times Pe^{1/2} \times Fo \right]^{2/3}, \quad (2)$$

где $Ja = \frac{c_p \rho_2 \Delta T}{\rho_1 r_k}$ – критерий Якоба (c_p – тепло-

емкость при постоянном давлении холодного теплоносителя, Дж/(кг·К); ΔT – разность температур горячего и холодного теплоносителей, К; r_k – удельная теплота конденсации, Дж/кг);

$Pe = \frac{2\omega r}{a} = \frac{c_p \rho_2 \omega r}{\lambda_2}$ – критерий Пекле (ω – ско-

рость потока жидкости относительно поверхности теплообмена с начальным размером r_0 , м/с; λ_2 – коэффициент теплопроводности холодного теплоносителя, кг·м/(К·с³); a – коэффициент температуропроводности холодного теплоноси-

теля, м²/с); $Fo = \frac{at}{4r^2}$ – критерий Фурье) приве-

дем к выражению, соответствующему предельному случаю схлопывания пузырька от максимального размера до нуля

$$\left[1 - \frac{6}{\sqrt{\pi}} Ja \times Pe^{1/2} \times Fo \right]^{2/3} \rightarrow \rightarrow \frac{6}{\sqrt{\pi}} Ja \times Pe^{1/2} \times Fo = 1, \quad (3)$$

подставим в него значения критериев в развернутом виде

$$\frac{36}{\pi} Ja^2 \times Pe \times Fo^2 = \frac{36(c_p \rho_2 \Delta T)^2 2\omega r (at)^2}{16\pi(\rho_1 r_k)^2 ar^4} = 1 \quad (4)$$

и получим выражение для расчета времени, необходимого для полной конденсации пара в пузырьках:

$$t_k = \left[\frac{4\pi(\rho_1 r_k)^2 r^3}{9(c_p \rho_2 \Delta T)^2 2\omega a} \right]^{1/2}. \quad (5)$$

Для пузырьков размером $r = 0,6 \times 10^{-3}$ м, всплывающих со скоростью $\omega = 16,7 \times 10^{-2}$ м/с, время выравнивания температуры пара в пузырьках и окружающей жидкости при теплофизических и режимных параметрах паровоздушной флотации составляет

$$t_k = \left[\frac{4 \cdot 3,14 (1,579 \cdot 10^{-3} \cdot 2258 \cdot 10^3)^2 \times \times (0,6 \cdot 10^{-3})^3}{9 (4,182 \cdot 10^3 \cdot 998,2 \cdot 87)^2 \times \times 2 \cdot 16,7 \cdot 10^{-2} \cdot 1,44 \cdot 10^{-7}} \right]^{1/2} = 1,9 \cdot 10^{-2} \text{ с}, \quad (6)$$

что соизмеримо со временем контакта частицы с пузырьком в процессе флотации [13–15].

Из (2) следует, что

$$\frac{6a(c_p \rho_2 \Delta T)^2 \omega t}{(\rho_1 r_k)^2} = \frac{4}{3} \pi \frac{r^3}{t} = \frac{V}{t}. \quad (7)$$

Значение скорости конденсации пара определим, продифференцировав по времени зависимость объема пузырька пара V от времени нахождения его в холодной воде t :

$$V = 163,96 - 20,57\tau, \quad (8)$$

полученную прямой аппроксимацией результатов исследования (где τ изменяется от 0 до 8 мкс). Тогда среднее расстояние, пройденное пузырьком до полной конденсации пара ωt при его сопряженном тепломассообмене с холодной водой, составит

$$\frac{6 \cdot 1,44 \cdot 10^{-7} (4,82 \cdot 10^3 \cdot 998 \cdot 87)^2 \omega t}{(1,579 \cdot 10^{-3} \cdot 2258 \cdot 10^3)^2} = = -20,57 \rightarrow \omega t = 2,3 \cdot 10^{-3} \text{ м}, \quad (9)$$

что близко к результату $\omega t = 16,7 \cdot 10^{-2} \cdot 1,7 \cdot 10^{-2} = 2,8 \cdot 10^{-3}$ м.

Силовым фактором, обеспечивающим изменение устойчивости смачивающих пленок при повышении температуры, являются «не-ДЛФО»-силы [20–22] (структурные силы гидрофобного притяжения и гидрофильного отталкивания, входящие в суммарную изотерму расклинивающего давления. Рост дальнего действия сил притяжения связан с выделением на гидрофобных поверхностях нанопузырьков газа, растворенного в воде, и их коалесценцией с пузырьком пара [22–24].

Основу установки для колонной флотации паровоздушной смесью составляла собственно колонна 1 (с устройствами для разгрузки продуктов разделения 2, 3) и пневмогидравлический аэратор конфузтор-диффузорного типа 4. В паровоздушный поток подавали эмульсию поверхностно-активного вещества с помощью разработанных устройств 5, 6, 7 (рис. 1). Рабочим потоком пневмогидравлического аэратора служила паровоздушная смесь, создаваемая парогенератором 8 (со вспомогательным оборудованием для получения пара 9, 10 и контроля процесса 11–16).

Аэратор служит для образования паровоздушной смеси и последующего ее диспергирования на пузырьки воздуха, заполненные паром (рис. 2) [25]. Основными элементами конструкции аэратора является рабочее сопло 1, первая ступень подвода пассивного водяного пара 2, вторая ступень

подвода пассивного водяного пара 3, камера смешения рабочего потока воздуха с пассивным потоком водяного пара 4, диффузор 5.

Установка для измерения размера паровоздушных пузырьков, образующихся в условиях, моделирующих процесс аэрозольной колонной флотации, приведена на **рис. 3**.

Результаты исследования и их обсуждение

Из результатов экспериментальных испытаний изменения размера пузырьков, заполненных насыщенным водяным паром, следует, что при барботировании ими недогретой жидкости в условиях, моделирующих процесс аэрозольной колонной флотации, следует ожидать, что размер пу-

зырьков за счет конденсации в них пара будет уменьшаться, по меньшей мере, в два раза (**рис. 4**).

Объектом экспериментальных исследований была проба руд Олимпиадинского месторождения. Результаты извлечения золота из нее конкурирующими технологиями приведены в **табл. 1**.

С целью определения причин снижения потерь золота с отходами флотации выполнено исследование распределения золота по классам крупности отходов (**табл. 2**). Из результатов, приведенных в **табл. 2**, следует, что увеличение извлечения золота достигнуто в результате снижения потерь мелкого золота с отвальными хвостами флотации. Это доказывает эффективность разработанного способа флотации.

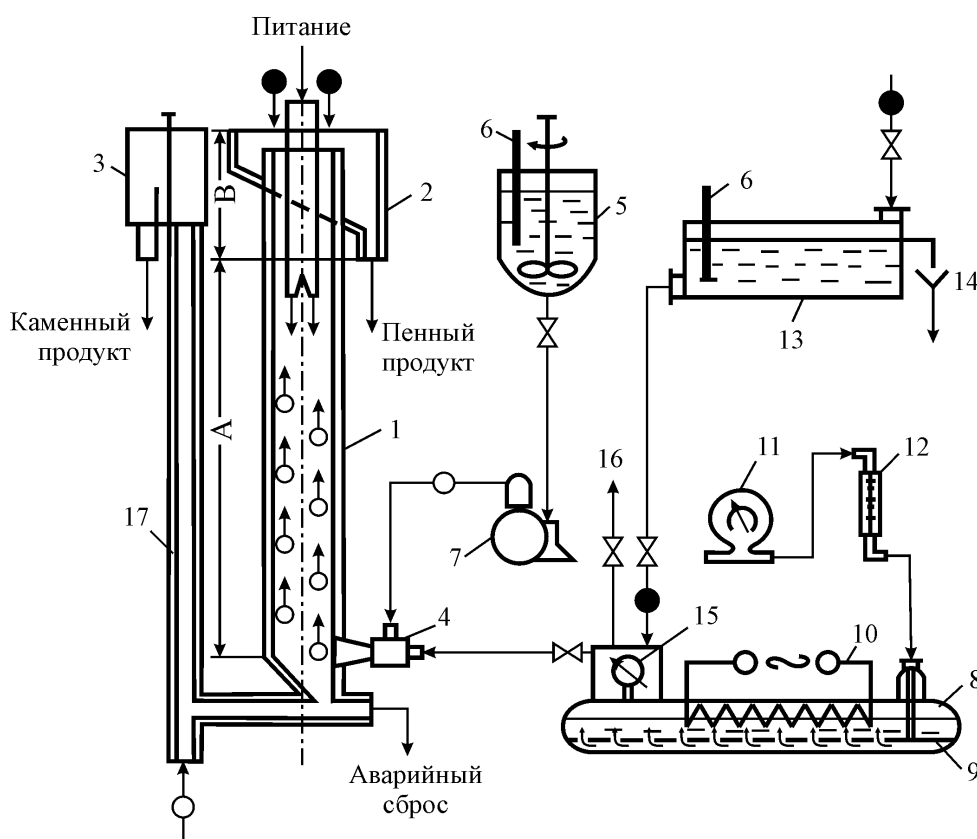


Рис. 1. Схема установки колонной флотации пузырьками пара, полученными диспергированием потока воздуха и водяного пара с присадкой поверхностно-активного вещества

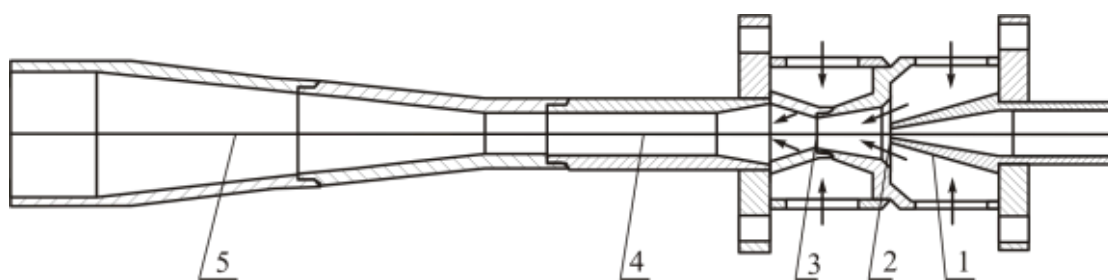


Рис. 2. Схема аэратора

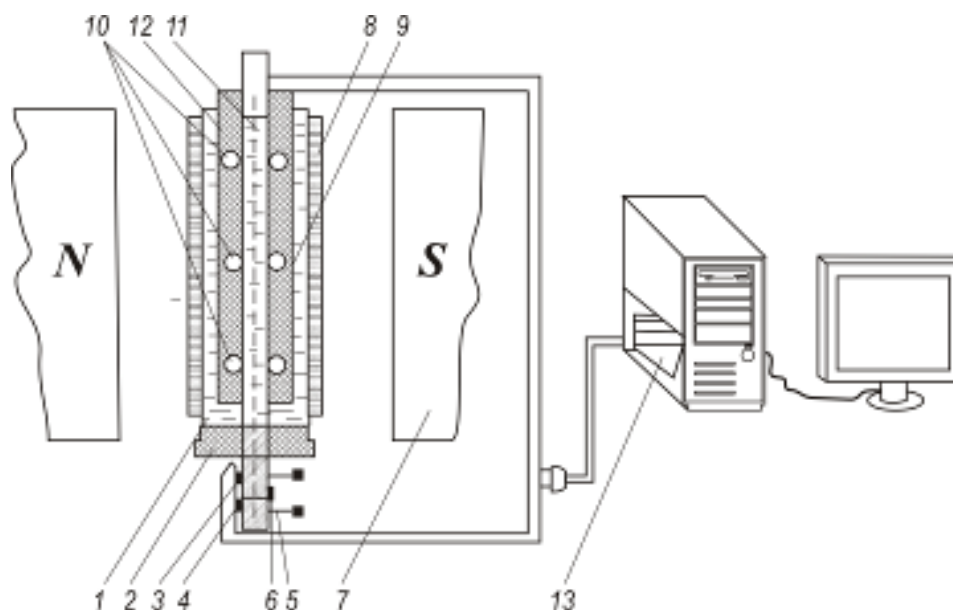


Рис. 3. Схема расположения измерительной ячейки в магнитной системе:
1, 2, 3 – крепление конденсирующего устройства в контейнере с электронагревом;
4 – контейнер; 5, 6, 9 – термопары; 7 – полюс электромагнита; 8 – верхнее крепление контейнера;
10, 11, 12 – измерительная система; 13 – компьютер

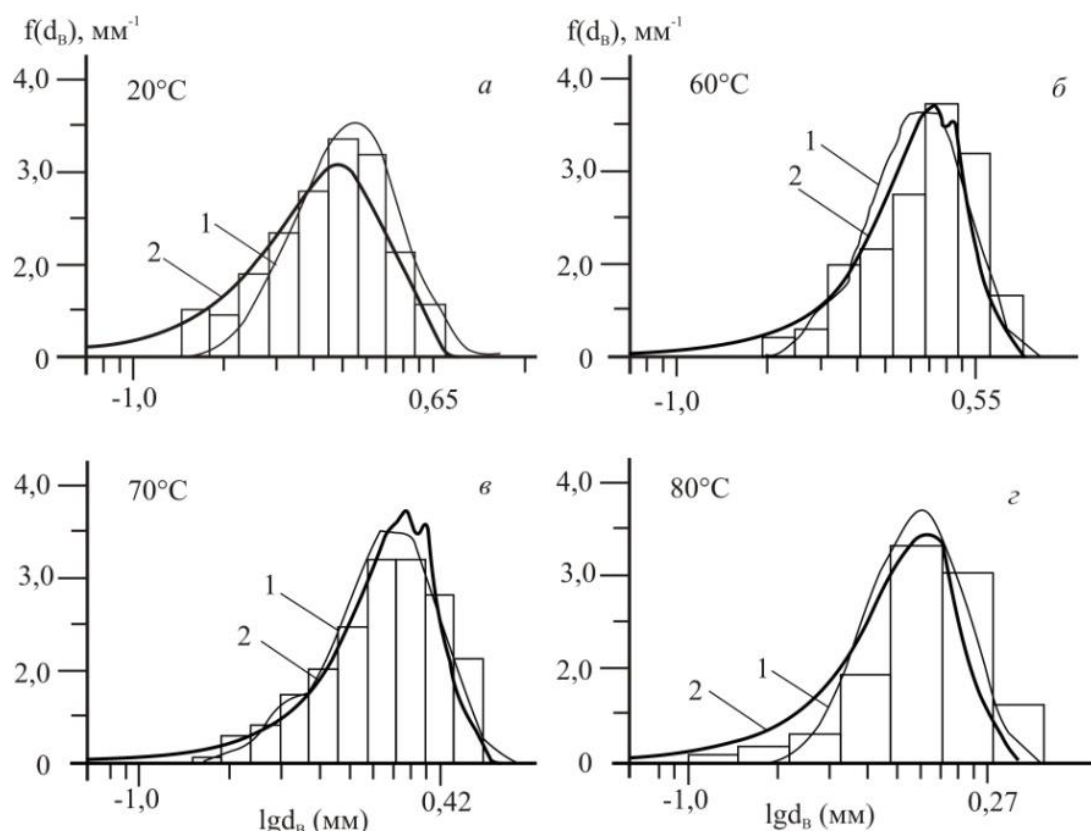


Рис. 4. Весовая функция плотности распределения пузырьков по размерам как функция температуры паровоздушной смеси: а – при 20°C; б – при 60°C, в – при 70°C, г – при 80°C; 1 – напряженность магнитного поля 30,7 кА/м; 2 – напряженность магнитного поля 70,7 кА/м

Таблица 1

Результаты флотации золотосодержащих руд при различном расходе льда, подаваемого в пульпу

Наименование продукта флотации	Показатели флотационного разделения		
	Выход продукта, %	Содержание золота в продукте, г/т	Извлечение золота в продукт, %
Флотация по известному способу			
Концентрат	6,36	35,14	81,27
Хвосты	93,64	0,550	18,73
Исходная руда	100,0	2,75	100,0
Флотация по разработанному способу			
Концентрат	2,82	86,30	89,15
Хвосты	97,18	0,305	10,85
Исходная руда	100,0	2,73	100,0

Таблица 2

Распределение ценного компонента в хвостах флотации руд

Класс крупности хвостов, мм	Характеристика хвостов флотации руд					
	Известный способ флотации			Разработанный способ флотации		
	Выход, %	Содержание Au, г/т	Потери Au, %	Выход, %	Содержание Au, г/т	Потери Au, %
-0,2+0,1	9,26	1,43	4,81	7,72	0,845	2,39
-0,1+0,071	10,66	0,93	3,60	11,88	0,55	2,39
-0,071+0,045	14,58	0,18	0,98	24,97	0,11	1,00
-0,045+0,038	7,11	0,74	1,90	7,53	0,44	1,20
-0,038+0,020	12,69	0,42	1,93	11,04	0,25	1,00
-0,020+0,010	11,25	0,48	1,98	10,67	0,29	1,12
-0,010+0	28,09	0,35	3,53	23,37	0,20	1,75
Итого	93,64	0,550	18,73	97,18	0,305	10,85

Заключение

Из сопоставления времени полной конденсации пара в пузырьках и времени контакта частицы с пузырьком в условиях флотации следует, что сопряженный тепломассообмен пара с холодной жидкостью может оказывать влияние на результат образования флотокомплекса, например, за счет роста сил гидрофобных взаимодействий при локальном нагреве смачивающей пленки. Разница

температур двух теплоносителей – пузырьков пара и окружающей жидкости – является причиной уменьшения размера пузырьков, поверхность которых совершает затухающие колебания. Следствие тепловой модификации технологических свойств пузырьков – рост показателей процесса флотации, что доказано экспериментально при извлечении золота из руд способом флотации, который от известного отличается тем, что в качестве газовой фазы используют смесь воздуха с водяным паром.

Список литературы

1. Pan L., Jung S., Yoon R.-H. Effect of hydrophobicity on the stability of the wetting films of water formed on gold surfaces. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2011, vol. 361, no. 1, pp. 143–150.
2. Danov K.D., Kralchevsky P.A. Capillary forces between particles at a liquid interface: General theoretical approach and interactions between capillary. *Advances in colloid and interface science*. 2010, vol. 154, no. 1–2, pp. 91–103.
3. Wang J., Yoon R.-H., Morris J. AFM surface force measurements conducted between gold surfaces treated in xanthate solutions. *International Journal of Mineral Processing*. 2013, vol. 122, pp. 13–21.
4. Heydari G., Moghaddam M.S., Tuominen M., Fielden M., Haapanen J., Makola J.M., Claesson Per. M. Wetting hysteresis induced by temperature changes: super cooled water on hydrophobic surfaces. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2016, vol. 468, pp. 21–23.
5. Tie L., Guo Z., Li W. Optimal design of superhydrophobic surfaces using a paraboloid microtexture. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2014, vol. 436, pp. 19–28.
6. Truong V.K., Owuor E.A., Muugaraj P., Crawford R.J., Mainwaring D.E. Impact of particle nanotopology on water transport through hydrophobic solid. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2015, vol. 460, pp. 61–70.
7. Wu Y., Cai M., Li Z., Song X., Wang H., Pei X., Zhou F. Slip flow of diverse liquids on robust superhydrophobic surface. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2014, vol. 414, pp. 9–13.
8. Кузнецов Г.В., Феоктистов Д.В., Орлова Е.Г. Режимы растекания капли воды по подложкам с различной смачиваемостью // *Инженерно-физический журнал*. 2016. Т. 89. № 2. С. 310–316.
9. Гасанов В.М. Измерение равновесно краевого угла смачивания как метод исследования состояния поверхностной энергии на границе раздела фаз твердое тело-жидкость-газ // *Инженерно-физический журнал*. 2016. Т. 87. № 3. С. 599–605.
10. Шишкова И.Н., Крюков А.П. Приближенное решение сопряженной задачи тепло- и массопереноса через межфазную поверхность // *Инженерно-физический журнал*. 2016. Т. 89. № 2. С. 483–489.
11. Снижение давления пара при конденсации на холодной жидкости / Бочкарева Е.М., Немцев В.А., Сорокин В.В. и др. // *Инженерно-физический журнал*. 2016. Т. 89. № 3. С. 537–548.

12. Левданский В.В., Смолик И., Здимал В. Влияние различных эффектов на формирование аэрозольных наночастиц при конденсации пересыщенного пара // Инженерно-физический журнал. 2014. Т. 87. № 5. С. 1199–1205.
13. Евдокимов С.И., Паньшин А.М., Солоденко А.А. Минералургия. В 2-х т. Т. 2. Успехи флотации. Владикавказ: ООО НПКП «МАВР», 2010. 992 с.
14. Евдокимов С.И., Евдокимов В.С. Переработка руд и техногенного медно-никелевого сырья с применением технологии струйной паровоздушной флотации // Изв. вузов. Цветная металлургия. 2015. № 2. С. 3–8.
15. Евдокимов С.И., Дациев М.С., Подковыров И.Ю. Разработка новой схемы и способа флотации руд Олимпиадинского месторождения // Изв. вузов. Цветная металлургия. 2014. № 1. С. 3–11.
16. Лежнин С.И., Сорокин А.Л. Моделирование эволюции импульса разрежения при контакте холодной жидкости и насыщенного пара // Теплофизика и аэромеханика. 2010. Т. 17. № 3. С. 397–400.
17. Актершев С.П. Рост парового пузырька в предельно перегретой жидкости // Теплофизика и аэромеханика, 2005. Т. 12. № 3. С. 445–457.
18. Кобозев М.А., Симоновский А.Я. Метод измерения, экспериментальная установка и результаты измерения частоты образования пузырьков пара при кипении магнитной жидкости на одиночном центре парообразования // Журнал технической физики. 2007. Т. 77. Вып. 11. С. 31–38.
19. Королев А.В. Особенности скачка давления в пароводяных инжекторах // Энергетика: Изв. вузов и энергетических объединений СНГ. 2009. № 6. С. 31–36.
20. Чураев Н.В. Поверхностные силы и физикохимия поверхностных явлений // Успехи химии. 2004. Т. 73 (1). С. 26–38.
21. Бойнович Л.Б. Дальнедействующие поверхностные силы и их роль в развитии нанотехнологии // Успехи химии. 2007. Т. 76 (5). С. 510–529.
22. Виноградова О.И. Особенности гидродинамического и равновесного взаимодействия гидрофобных поверхностей: дис. ... д-ра физ.-мат. наук. М.: Институт физической химии РАН, 2000. 175 с.
23. Simonsen A.C., Hansen P.L., Klossgen B. Nanobubbles give evidence of incomplete wetting at a hydrophobic interface. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2004, vol. 273, pp. 291–299.
24. Hampton M.A., Nguyen A.V. Nanobubbles and the nanobubble bridging capillary force. *Advances in colloid and interface science*. 2010, vol. 154, no. 1–2, pp. 30–55.
25. Галимзянов М.Н., Лепихин С.А. Истечение двухфазной смеси через сопло с учетом фазовых переходов // Вестник Самарского государственного университета. Естественнонаучная серия. 2010. № 2 (76). С. 96–104.

Поступила 14.07.17.

Принята в печать 23.08.17.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-10-18>

EXTRACTION OF GOLD FROM ORES BY FLOTATION IN THE CONDITIONS OF HEAT AND MASS TRANSFERS TAKING PLACE BETWEEN THE PHASES

Sergey I. Evdokimov – Ph.D. (Eng.), Assistant Professor

North Caucasian Institute of Mining and Metallurgy (State Technical University), Vladikavkaz, Russia. E-mail: eva-ser@mail.ru

Tatiana E. Gerasimenko – Ph.D. (Eng.), Assistant Professor

North Caucasian Institute of Mining and Metallurgy (State Technical University), Vladikavkaz, Russia. E-mail: gerasimenko_74@mail.ru

Abstract

Problem Statement: This article describes the results of theoretical and experimental studies that looked at a new gold flotation method and at the corresponding laboratory unit designed by the Department of Mineral Processing of the North Caucasian Institute of Mining and Metallurgy. The unit is designed to change the size of air bubbles in the process simulating the industrial agitation-froth process. **Objectives:** The authors of this research look at improving the flotation process in the conditions of unsteady heat applied to the gas-liquid interface aimed at enhancing the recovery of gold from ores. **Originality:** Contribution has been made to the theory of designing floatation installations in which heat is applied to the wetting film. The authors identified the flotation

mechanism for the environment in which a mixture of air and hot steam is used as the gas phase. They also established the enabling factors and what makes it a highly efficient process. The analysis shows that when a bubble filled with hot water vapour suddenly comes in contact with cold liquid, the surface of the bubble starts oscillating due to the phase mass transfer, i.e. when the disperse phase condenses and the carrier phase evaporates. The intensity of phase transitions is determined by the heat transmission properties of the components within the interacting phases. When the bubble is compressed, the steam transfers more heat to the liquid than the heat it receives from the liquid during expansion. The factors that change the stability of wetting films when the temperature rises include the surface forces of the structural origin with nanobub-

bles involved. **Findings:** The flotation process developed, in which the heat transfer medium, i.e. hot water vapour, is supplied directly to the wetting film, enables to improve both the recovery of the valuable metal and the quality of the concentrate at a high specific throughput rate. **Practical Relevance:** With the help of the gas-liquid interaction pattern identified with the two phases having different temperatures, one can develop a specific approach to engineering new high-efficiency flotation processes.

Keywords: Steam-air mixture flotation, heat exchange, mass transfer, evaporation, condensation, performance of the bubbles.

References

- Pan L., Jung S., Yoon R.-H. Effect of hydrophobicity on the stability of the wetting films of water formed on gold surfaces. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2011, vol. 361, no. 1, pp. 143–150.
- Danov K.D., Kralchevsky P.A. Capillary forces between particles at a liquid interface: General theoretical approach and interactions between capillary. *Advances in colloid and interface science*. 2010, vol. 154, no. 1–2, pp. 91–103.
- Wang J., Yoon R.-H., Morris J. AFM surface force measurements conducted between gold surfaces treated in xanthate solutions. *International Journal of Mineral Processing*. 2013, vol. 122, pp. 13–21.
- Heydari G., Moghaddam M.S., Tuominen M., Fielden M., Haapanen J., Makola J.M., Claesson Per. M. Wetting hysteresis induced by temperature changes: super cooled water on hydrophobic surfaces. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2016, vol. 468, pp. 21–23.
- Tie L., Guo Z., Li W. Optimal design of superhydrophobic surfaces using a paraboloid microtexture. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2014, vol. 436, pp. 19–28.
- Truong V.K., Owuor E.A., Muugaraj P., Crawford R.J., Mainwaring D.E. Impact of particle nanotopology on water transport through hydrophobic solid. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2015, vol. 460, pp. 61–70.
- Wu Y., Cai M., Li Z., Song X., Wang H., Pei X., Zhou F. Slip flow of diverse liquids on robust superhydrophobic surface. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2014, vol. 414, pp. 9–13.
- Kuznetsov G.V., Feoktistov D.V., Orlova E.G. The spread of a water droplet over substrates of different wettability. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal* [Journal of Engineering Physics], 2016, vol. 89, no. 2, pp. 310–316. (In Russ.)
- Gasnov V.M. Measurement of the equilibrium contact angle of wetting as a method for studying the surface energy state at the solid-liquid-gas interface. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal* [Journal of Engineering Physics], 2016, vol. 87, no. 3, pp. 599–605. (In Russ.)
- Shishkova I.N., Kryukov A.P. An approximate solution of the conjugate problem of heat and mass transfer through the interphase surface. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal* [Journal of Engineering Physics], 2016, vol. 89, no. 2, pp. 483–489. (In Russ.)
- Bochkareva E.M., Nemtsev V.A., Sorokin V.V. et al. Reduction in vapour pressure during condensation on a cold liquid. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal* [Journal of Engineering Physics], 2016, vol. 89, no. 3, pp. 537–548. (In Russ.)
- Levdanskiy V.V., Smolik I., Zdimal V. The impact of various effects on the formation of aerosol nanoparticles during condensation of supersaturated vapour. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal* [Journal of Engineering Physics], 2014, vol. 87, no. 5, pp. 1199–1205. (In Russ.)
- Evdokimov S.I., Pan'shin A.M., Solodenko A.A. *Mineralurgiya. V 2-kh t. T. 2. Uspekhi flotatsii* [Mineralurgy. In 2 volumes. Vol. 2. Progress in floatation], Vladikavkaz: MAVR Research, Production & Trade Company, 2010, 992 p. (In Russ.)
- Evdokimov S.I., Evdokimov V.S. Processing of ores and man-made copper-nickel materials using the jet steam-air flotation process. *Izv. vuzov. Tsvetnaya metallurgiya* [Proceedings of the Russian universities. Non-ferrous metallurgy], 2015, no. 2, pp. 3–8. (In Russ.)
- Evdokimov S.I., Datsiev M.S., Podkovyrov I.Yu. Development of a new flotation circuit and method for the Olimpiada mine ores. *Izv. vuzov. Tsvetnaya metallurgiya* [Proceedings of the Russian universities. Non-ferrous metallurgy], 2014, no. 1, pp. 3–11. (In Russ.)
- Lezhnin S.I., Sorokin A.L. Simulation of the rarefaction impulse evolution when cold liquid comes in contact with saturated vapour. *Teplofizika i aeromekhanika* [Thermophysics and Aeromechanics], 2010, vol. 17, no. 3, pp. 397–400. (In Russ.)
- Aktershev S.P. The growth of a vapour bubble in an extremely superheated liquid. *Teplofizika i aeromekhanika* [Thermophysics and Aeromechanics], 2005, vol. 12, no. 3, pp. 445–457. (In Russ.)
- Kobozev M.A., Simonovskiy A.Ya. The measurement method, the experimental unit and the results of measurement of how often vapour bubbles form when a magnetic fluid is boiling on a single nucleation site. *Zhurnal tekhnicheskoy fiziki* [Journal of Engineering Physics], 2007, vol. 77 (11), pp. 31–38. (In Russ.)
- Korolev A.V. A description of the pressure jump in steam-water injectors. *Energetika: Izv. vuzov i energeticheskikh ob'yedineniy SNG* [Power engineering: Proceedings of the Russian universities and the energy associations from CIS], 2009, no. 6, pp. 31–36. (In Russ.)
- Churaev N.V. Surface forces and the physical chemistry of surface effects. *Uspekhi khimii* [Progress in chemistry], 2004, vol. 73 (1), pp. 26–38. (In Russ.)
- Boynovich L.B. Long-range surface forces and their role in the development of nanotechnology. *Uspekhi khimii* [Progress in chemistry], 2007, vol. 76 (5), pp. 510–529. (In Russ.)
- Vinogradova O.I. *Osobennosti gidrodinamicheskogo i ravnovesnogo vzaimodeystviya gidrofobnykh poverkhnostey: dis. ... dokt.fiz.-mat.nauk* [Hydrodynamic and equilibrium interaction of hydrophobic surfaces. Doctoral dissertation]. Moscow: RAS Institute of Physical Chemistry,

- 2000, 175 p. (In Russ.)
23. Simonsen A.C., Hansen P.L., Klosgen B. Nanobubbles give evidence of incomplete wetting at a hydrophobic interface. *Journal of Colloid and Interface Science*. 2004, vol. 273, pp. 291–299.
24. Hampton M.A., Nguyen A.V. Nanobubbles and the nanobubble bridging capillary force. *Advances in colloid and interface science*. 2010, vol. 154, no. 1-2, pp. 30–55.
25. Galimzyanov M.N., Lepikhin S.A. A two-phase mixture flowing out through a nozzle and the phase transitions that take place. *Vestnik Samarskogo gosudarstvennogo universiteta. Yestestvennonauchnaya seriya* [Bulletin of the Samara State University. Natural science series], 2010, no. 2 (76), pp. 96–104. (In Russ.)

Received 14/07/17

Accepted 23/08/17

Образец для цитирования

Евдокимов С.И., Герасименко Т.Е. Извлечение золота из руд флотацией в условиях тепломассообмена между фазами // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №4. С. 10–18. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-10-18>

For citation

Evdokimov S.I., Gerasimenko T.E. Extraction of gold from ores by flotation in the conditions of heat and mass transfers taking place between the phases. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 10–18. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-10-18>

ТЕХНОЛОГИИ ПЕРЕРАБОТКИ И УТИЛИЗАЦИИ ТЕХНОГЕННЫХ ОБРАЗОВАНИЙ И ОТХОДОВ

УДК 661.85.847:669.053:66.048.1-982

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-19-30>

ФАЗОВЫЕ РАВНОВЕСИЯ В СИСТЕМЕ Pb–Zn ПРИ ВАКУУМНОЙ ДИСТИЛЛЯЦИИ

Королев А.А., Краюхин С.А., Мальцев Г.И.

АО «Уралэлектромедь», Верхняя Пышма, Россия

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): статья посвящена вопросу создания экологически безопасной, технологически эффективной и экономически выгодной высокопроизводительной комплексной схемы по переработке свинецсодержащих промпродуктов и отходов, в частности серебристой пены (СП), с получением товарных моноэлементных продуктов. Среди возможных способов рекуперации СП выделяется вакуумная перегонка, считающаяся одним из самых эффективных и экологически чистых методов для разделения и очистки, переработки и рафинирования различных металлов. Для анализа поведения поликомпонентного сплава в процессе переработки, предварительного выбора температуры и давления системы, оценки эффективности разделения компонентов при вакуумной перегонке используют фазовые диаграммы температура–состав « $T-x$ » и давление–состав « $P-x$ ». **Цель работы:** расчет равновесных состояний «газ–жидкость» VLE (*vapor liquid equilibrium*), включая зависимости состава фаз от температуры ($T-x$) и давления ($P-x$) для Pb–Zn сплава при вакуумной перегонке на основе модели $MIVM$ (*molecular interaction volume model*), а также определение термодинамических параметров процесса. **Используемые методы:** расчет коэффициентов активности компонентов Pb–Zn сплава выполнен с помощью объемной модели молекулярного взаимодействия *molecular interaction volume model* ($MIVM$). **Новизна:** расчет диаграмм VLE с использованием модели $MIVM$. **Результат:** в интервале температур 873–1573 К рассчитаны давления насыщенного пара для Pb ($1,26 \cdot 10^{-3}$ – $1,026 \cdot 10^2$) и Zn ($1,552 \cdot 10^3$ – $1,756 \cdot 10^6$). Высокие значения соотношения $p^*_{Zn} / p^*_{Pb} = (123,2–1,72) \cdot 10^4$ и коэффициента разделения $\beta_{Zn} = 4,1–6,2$ создают теоретические предпосылки для селективного выделения этих металлов вакуумной дистилляцией, когда цинк обогащается в газовой фазе ($\beta_{Zn} > 1$), а свинец – в жидкой. Мольная доля свинца в газовой фазе $y_{Pb} = (1–633) \cdot 10^{-6}$ увеличивается с ростом температуры 873–1573 К и мольной доли металла в сплаве $x_{Pb} = 0,1–0,9$. С использованием модели $MIVM$ рассчитаны коэффициенты активности цинка $\gamma_{Zn} = 0,682–0,997$ и свинца $\gamma_{Pb} = 0,73–0,998$ для Pb–Zn сплава различного состава в исследованном температурном диапазоне. Для фазовых диаграмм VLE может быть использовано правило рычага (правило отрезков) для прогнозирования количества вещества, остатков и возгонов при заданной температуре. Для границы раздела фаз «жидкость–газ» Pb–Zn сплава определены значения избыточных энергии Гиббса, энтальпии и энтропии: $-G_m^E = 0,16–0,56$ кДж/моль; $-H_m^E = 0,087–0,292$ кДж/моль; $-S_m^E = 0,09–0,18$ кДж/моль·К. **Практическая значимость:** фазовые диаграммы VLE сплавов обеспечивают необходимой информацией для проектирования технологических параметров промышленного производства вакуумной металлургии, а также для прогнозирования температуры и давления процесса с целью получения Pb- и Zn-содержащих продуктов заданного состава.

Ключевые слова: равновесная фазовая диаграмма, вакуумная дистилляция, молекулярная объемная модель взаимодействия.

Введение

Вакуумная перегонка считается одним из самых эффективных и экологически чистых методов для разделения и очистки, переработки и рафинирования различных металлов. Она имеет ряд преимуществ, таких как относительно низкое потребление энергии, короткий производственный цикл, высокую рентабельность, отсутствие подлежащих утилизации отходов, по сравнению с традицион-

ными методами, например, пирометаллургической переработкой и электролизом [1–4].

Равновесные фазовые диаграммы «жидкость–газ» (*vapor liquid equilibrium – VLE*), включая зависимости состава от температуры ($T-x$) и давления ($P-x$), рассчитаны для Pb–Ag сплава при вакуумной перегонке на основе модели VLE и молекулярной модели объемного взаимодействия (*molecular interaction volume model – MIVM*). Объективные VLE зависимости важны для выбора температуры и давления си-

стемы, оценки эффективности разделения компонентов сплавов методом вакуумной перегонки при получении продуктов заданного состава. Определение термодинамических характеристик из экспериментальных данных занимает много времени и требует значительных финансовых затрат. Следовательно, теоретический расчет является альтернативным и эффективным способом получения информации о термодинамических свойствах сплавов, особенно для многокомпонентных систем [5–8].

Методика исследований

В равновесной системе «жидкость–газ» химические потенциалы (фугитивность) каждого компонента в обеих фазах равны и соответствуют зависимости [9]

$$\Phi_i p y_i = \Phi_i^* p_i^* \gamma_i x_i \exp\left(\frac{V_i^l(p - p_i^*)}{RT}\right), \quad (1)$$

где Φ_i – фугитивность компонента i в газовой фазе; Φ_i^* – коэффициент фугитивности насыщенности жидкости чистого компонента i ; T и p – температура и давление в системе; p_i^* – давление насыщенных паров чистого компонента i при температуре T ; γ_i – коэффициент активности компонента i в жидкой фазе при данных температуре, давлении и мольной доли компонента i ; x_i и y_i – мольная доля компонента i в жидкой и газовой фазах соответственно; V_i^l – мольный объем чистой жидкости i ; R – универсальная газовая постоянная.

Остаточное давление в исследуемой системе достаточно низкое ($p \leq 133$ Па), и паровая фаза ведет себя, как идеальный газ, откуда $\Phi_i = \Phi_i^* \approx 1,0$, а экспоненциальный член $\exp\left(\frac{V_i^l(p - p_i^*)}{RT}\right) \approx 1$. Таким образом, уравнение

(1) можно упростить подобно модифицированному закону Рауля [9]:

$$p y_i = p_i^* \gamma_i x_i. \quad (2)$$

Если жидкая смесь является идеальным раствором, то $\gamma_i = 1$ в (2).

Для бинарного сплава i - j справедливо:

$$x_i + x_j = 1, \quad y_i + y_j = 1, \quad (3)$$

$$p = p_i^* \gamma_i x_i + p_j^* \gamma_j x_j = p_i^* \gamma_i x_i + p_j^* \gamma_j (1 - x_i). \quad (4)$$

Объединяя уравнения (2) и (4), получим выражения для x_i и y_i :

$$x_i = \frac{p - p_j^* \gamma_j}{p_i^* \gamma_i - p_j^* \gamma_j}, \quad (5)$$

$$y_i = \frac{p_i^* \gamma_i x_i}{p}. \quad (6)$$

Коэффициенты активности компонентов в жидкой фазе имеют решающее значение для расчета фазовой диаграммы VLE. Модель MIVM [10] считается одной из наиболее удобных и надежных моделей [11–13]. Согласно MIVM молярная избыточная энергия Гиббса G_m^E для границы раздела фаз «жидкость–газ» смеси i - j может быть выражена как

$$\begin{aligned} \frac{G_m^E}{RT} = & x_i \ln \left(\frac{V_{mi}}{x_i V_{mi} + x_j V_{mj} B_{ji}} \right) + \\ & + x_j \ln \left(\frac{V_{mj}}{x_j V_{mj} + x_i V_{mi} B_{ij}} \right) - \\ & - \frac{x_i x_j}{2} \left(\frac{Z_i B_{ji} \ln B_{ji}}{x_i + x_j B_{ji}} + \frac{Z_j B_{ij} \ln B_{ij}}{x_j + x_i B_{ij}} \right), \end{aligned} \quad (7)$$

где x_i и x_j – молярные доли; Z_i и Z_j – координационные числа; V_{mi} и V_{mj} – молярные объемы компонентов i и j соответственно; R – универсальная газовая постоянная, а потенциальные энергии парного взаимодействия B_{ij} и B_{ji} определяются следующим образом:

$$\begin{aligned} B_{ij} = \exp \left[- \left(\frac{\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{jj}}{kT} \right) \right] \\ B_{ji} = \exp \left[- \left(\frac{\varepsilon_{ji} - \varepsilon_{ii}}{kT} \right) \right], \end{aligned} \quad (8)$$

где k – константа Больцмана; ε_{ij} , ε_{ii} и ε_{jj} – потенциальные энергии парного взаимодействия i - j , i - i , j - j систем, где $\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$.

Для бинарной смеси i - j , с помощью термодинамического соотношения $(\partial G_m^E / \partial x_i) T, p, x_i$, коэффициенты активности компонентов i и j могут быть получены из уравнения (7) соответственно как:

$$\begin{aligned} \ln \gamma_i = & \ln \left(\frac{V_{mi}}{x_i V_{mi} + x_j V_{mj} B_{ji}} \right) + \\ & + x_j \left(\frac{V_{mj} B_{ji}}{x_i V_{mi} + x_j V_{mj} B_{ji}} - \frac{V_{mi} B_{ij}}{x_j V_{mj} + x_i V_{mi} B_{ij}} \right) - \\ & - \frac{x_j^2}{2} \left[\frac{Z_i B_{ji}^2 \ln B_{ji}}{(x_i + x_j B_{ji})^2} + \frac{Z_j B_{ij}^2 \ln B_{ij}}{(x_j + x_i B_{ij})^2} \right], \end{aligned} \quad (9)$$

$$\ln \gamma_j = \ln \left(\frac{V_{m,j}}{x_j V_{m,j} + x_i V_{m,i} B_{ij}} \right) + x_i \left(\frac{V_{m,i} B_{ij}}{x_j V_{m,j} + x_i V_{m,i} B_{ij}} - \frac{V_{m,j} B_{ji}}{x_i V_{m,i} + x_j V_{m,j} B_{ji}} \right) - \frac{x_i^2}{2} \left[\frac{Z_j B_{ij}^2 \ln B_{ij}}{(x_j + x_i B_{ij})^2} + \frac{Z_i B_{ji}^2 \ln B_{ji}}{(x_i + x_j B_{ji})^2} \right]. \quad (10)$$

Когда x_i или x_j в приближаются к нулю, коэффициенты активности бесконечно разбавленных растворов γ_i^∞ и γ_j^∞ являются производными из уравнений (9) и (10) следующим образом:

$$\ln \gamma_i^\infty = 1 - \ln \left(\frac{V_{m,j} B_{ji}}{V_{m,i}} \right) - \frac{V_{m,i} B_{ij}}{V_{m,j}} - \frac{1}{2} (Z_i \ln B_{ji} + Z_j B_{ij} \ln B_{ij}), \quad (11)$$

$$\ln \gamma_j^\infty = 1 - \ln \left(\frac{V_{m,i} B_{ij}}{V_{m,j}} \right) - \frac{V_{m,j} B_{ji}}{V_{m,i}} - \frac{1}{2} (Z_j \ln B_{ij} + Z_i B_{ji} \ln B_{ji}), \quad (12)$$

Необходимые двоичные параметры B_{ij} и B_{ji} можно рассчитать из уравнений (11) и (12) по формуле Newton [10], если известны коэффициенты активности для бесконечно разбавленных растворов, т. е. γ_i^∞ и γ_j^∞ бинарных жидких сплавов и соответствующие параметры их компонентов [14, 15]. Координационное число Z_i жидких металлов рассчитывают как [10]

$$Z_i = \frac{4\sqrt{2}\pi}{3} \left(\frac{r_{mi}^3 - r_{oi}^3}{r_{mi} - r_{oi}} \right) \rho_i r_{mi} \exp \left(\frac{\Delta H_{mi} (T_{mi} - T)}{Z_c R T T_{mi}} \right), \quad (13)$$

где $\rho_i = N_i / V_i$ – молекулярная плотность; V_i – мольный объем и N_i – число молекул; ΔH_{mi} – энтальпия плавления; T_{mi} – температура плавления; $Z_c = 12$ – координационное число плотной упаковки, T – температура жидкого металла, К; R – газовая постоянная; $r_{oi} = 0,918 d_{covi}$ – доля атомного ковалентного диаметра (d_{covi}), который подразумевает, что длина ковалентной связи образуется путем обмена внешних валентных электронов с другими атомами элемента при подходе на наименьшее расстояние между соседними атомами; r_{mi} равняется, примерно, атомному диаметру σ_i , ($r_{mi} = \sigma_i$).

Значения B_{ij} и B_{ji} при требуемой температуре (T_2) можно получить из уравнения (8) для известных значений B_{ij} и B_{ji} при температуре (T_1), при-

нимая независимой от температуры потенциальную энергию парного взаимодействия компонентов $-\frac{\epsilon_{ij} - \epsilon_{jj}}{k}$ и $-\frac{\epsilon_{ji} - \epsilon_{ii}}{k}$. Например, в бинарной системе Pb-Zn ($i-j$) при $T_1 = 1300$ $B_{ij} / B_{ji} = 0,8992 / 1,1327$; тогда для $T_2 = 1273$:

$$-\frac{\epsilon_{ij} - \epsilon_{jj}}{k} = T \ln B_{ij} =$$

$$= 1300 \cdot \ln(0,8992) = -138,125 \text{ К};$$

$$B_{ij} = \exp(-138,125 / 1273) = 0,897;$$

$$-(\epsilon_{ij} - \epsilon_{jj}) = -0,012 \text{ э-в};$$

$$-\frac{\epsilon_{ji} - \epsilon_{ii}}{k} = T \ln B_{ji} = 1300 \cdot \ln(1,1327) =$$

$$= 161,985 \text{ К};$$

$$B_{ji} = \exp(161,985 / 1273) = 1,136;$$

$$-(\epsilon_{ji} - \epsilon_{ii}) = 0,014 \text{ э-в}.$$

Давление насыщенных паров чистых компонентов рассчитывают [16]

$$\lg p^* = AT^{-1} + B \lg T + CT + D, \quad (14)$$

где p^* – давление насыщенных паров чистого компонента, Па; A , B , C , D – константы испарения для компонентов жидких сплавов; T – абсолютная температура.

Необходимые для расчета параметры Pb-Zn сплава даны в **табл. 1**.

Таблица 1

Значения γ_i^∞ , γ_j^∞ , B_{ij} , B_{ji} , Z_i , Z_j , p_i^* , V_m (i, j) сплава Pb-Zn

$i-j$ сплав	Т, К	γ_{Pb}^∞	γ_{Zn}^∞	B_{Pb-Zn}	B_{Zn-Pb}	Z_{Pb}	Z_{Zn}
Pb-Zn	1300	1,101	1,03	0,8992	1,1327	8,91	11,04
Компонент	А	В	С	Д	$V_m = f(T)$, см ³ /моль		
Pb	10130	-0,985	—	11,6	19,4[1 + 1,24·10 ⁻⁴ (Т-600)]		
Zn	-6620	-1,255	—	14,465	9,2[1 + 2,065·10 ⁻⁴ (Т-273)]		

Для выполнения экспериментальных исследований на лабораторной установке вакуумной возгонки были приготовлены Pb-Zn сплавы с переменным содержанием компонентов в диапазоне 0,1–0,9 мольных долей (x_{ij}). Степень разряжения в вакуумной камере во время эксперимента состав-

ляла 1,3–133 Па, температура 873–1573 К, продолжительность (до момента установления равновесия в системе) 2–10 час. Образцы возгонов и жидкой фазы были получены из конденсата и огарка соответственно. Анализ на содержание свинца и серебра в продуктах дистилляции выполнен из предварительно полученных растворов атомно-абсорбционным методом на установке «GBC 933AB Plus».

Чтобы проверить адекватность расчетных значений содержания компонентов Pb-Zn сплава в жидкой и газовой фазах, сравнили их с экспериментальными данными. Для этого были вычислены показания среднего относительного отклонения (S_i) и среднего квадратичного отклонения (S_i^*), как показано:

$$S_i = \pm \frac{100}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{x(y)_{i,exp} - x(y)_{i,cal}}{x(y)_{i,exp}} \right| \cdot 100\%, \quad (15)$$

$$S_i^* = \pm \left[\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n [x(y)_{i,exp} - x(y)_{i,cal}]^2 \right]^{0,5}, \quad (16)$$

где $x(y)_{i,exp}$ и $x(y)_{i,cal}$ – экспериментальные и расчетные значения содержания компонента i в жидкой и газовой фазах соответственно, n – количество экспериментальных данных.

Результаты и их обсуждение

Цинк имеет высокое давление насыщенных паров и легко испаряется в газовую фазу, свинец имеет низкое давление насыщенных паров и остается в жидкой фазе, что создает теоретические предпосылки для разделения этих металлов вакуумной дистилляцией (табл. 2).

Для оценки возможности разделения элементов i и j бинарного сплава i – j вакуумной дистилляцией используем рассчитанные коэффициенты активности (табл. 3) и коэффициент разделения β_i :

$$\beta_{Zn} = \frac{p_{Zn}^* \gamma_{Zn}}{p_{Pb}^* \gamma_{Pb}}. \quad (17)$$

Значения $\beta_{Zn} > 1$ (рис. 1, табл. 4), поскольку содержание цинка в газовой фазе больше, чем в жидкой ($y_{Zn} \gg x_{Zn}$). Цинк обогащает газовую фазу, а свинец накапливается в жидкой фазе ($x_{Pb} \gg y_{Pb}$), таким образом, бинарный сплав разделяется на цинк и свинец.

Коэффициент разделения цинка и свинца возрастает ($\log \beta_{Zn} = 4,153$ – $6,226$) по мере снижения температуры процесса (1573–873 К) и доли свинца ($x_{Pb} = 0,9$ – $0,1$) в составе бинарного Pb-Zn сплава.

Таблица 2

Рассчитанные давление и соотношение давления паров Zn и Pb

T, K	p_{Zn}^*, Pa	p_{Pb}^*, Pa	$(p_{Zn}^* / p_{Pb}^*) \cdot 10^4$
873	$1,552 \cdot 10^3$	$0,0126 \cdot 10^{-1}$	123,2
973	$8,151 \cdot 10^3$	$0,176 \cdot 10^{-1}$	46,31
1073	$3,104 \cdot 10^4$	$1,49 \cdot 10^{-1}$	20,83
1173	$9,319 \cdot 10^4$	$8,72 \cdot 10^{-1}$	10,69
1273	$2,334 \cdot 10^5$	3,839	6,08
1373	$5,078 \cdot 10^5$	$1,353 \cdot 10^1$	3,753
1473	$9,878 \cdot 10^5$	$4,001 \cdot 10^1$	2,469
1573	$1,756 \cdot 10^6$	$1,026 \cdot 10^2$	1,712

Таблица 3

Рассчитанные значения коэффициентов активности Pb и Zn в расплаве

T, K	γ	x_{Pb}								
		0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
873	γ_{Pb}	0,73	0,78	0,827	0,869	0,906	0,938	0,964	0,983	0,996
	γ_{Zn}	0,995	0,982	0,96	0,931	0,894	0,85	0,8	0,744	0,682
973	γ_{Pb}	0,777	0,802	0,846	0,884	0,918	0,946	0,969	0,986	0,996
	γ_{Zn}	0,996	0,984	0,964	0,938	0,906	0,868	0,824	0,775	0,722
1073	γ_{Pb}	0,792	0,818	0,86	0,896	0,927	0,953	0,973	0,988	0,997
	γ_{Zn}	0,996	0,985	0,967	0,943	0,914	0,880	0,842	0,799	0,752
1173	γ_{Pb}	0,786	0,831	0,871	0,905	0,934	0,957	0,976	0,989	0,997
	γ_{Zn}	0,996	0,986	0,969	0,947	0,921	0,890	0,855	0,817	0,775
1273	γ_{Pb}	0,798	0,842	0,880	0,912	0,939	0,961	0,978	0,990	0,998
	γ_{Zn}	0,996	0,986	0,971	0,951	0,926	0,898	0,866	0,831	0,793
1373	γ_{Pb}	0,807	0,850	0,887	0,918	0,943	0,964	0,980	0,991	0,998
	γ_{Zn}	0,997	0,987	0,972	0,953	0,930	0,904	0,874	0,842	0,807
1473	γ_{Pb}	0,816	0,857	0,893	0,922	0,947	0,966	0,981	0,992	0,998
	γ_{Zn}	0,997	0,988	0,974	0,955	0,934	0,909	0,882	0,851	0,819
1573	γ_{Pb}	0,822	0,863	0,898	0,926	0,950	0,968	0,982	0,992	0,998
	γ_{Zn}	0,997	0,988	0,975	0,957	0,937	0,913	0,887	0,859	0,829

Таблица 4

Рассчитанные значения коэффициента разделения цинка и свинца ($\log \beta_{Zn}$)

x_{Pb}	873 K	973 K	1073 K	1173 K	1273 K	1373 K	1473 K	1573 K
0,1	6,226	5,773	5,417	5,131	4,880	4,666	4,479	4,317
0,2	6,192	5,754	5,399	5,103	4,853	4,639	4,454	4,292
0,3	6,156	5,722	5,369	5,075	4,827	4,614	4,430	4,269
0,4	6,121	5,691	5,340	5,048	4,802	4,591	4,408	4,248
0,5	6,086	5,671	5,312	5,023	4,778	4,568	4,386	4,227
0,6	6,049	5,628	5,283	4,997	4,755	4,546	4,366	4,208
0,7	6,011	5,595	5,255	4,971	4,731	4,525	4,346	4,189
0,8	5,971	5,561	5,226	4,946	4,708	4,504	4,326	4,171
0,9	5,927	5,526	5,195	4,919	4,684	4,482	4,307	4,153

Для Pb-Zn сплава, с учетом равенства (3), содержание металлов в газовой фазе

$$y_{Pb} = \left[1 + \frac{p_{Zn}^* \gamma_{Zn} x_{Zn}}{p_{Pb}^* \gamma_{Pb} x_{Pb}} \right]^{-1}, \quad (18)$$

$$y_{Zn} = \left[1 + \frac{p_{Pb}^* \gamma_{Pb} x_{Pb}}{p_{Zn}^* \gamma_{Zn} x_{Zn}} \right]^{-1}.$$

Зависимость количества свинца в газовой фазе y_{Pb} от содержания свинца в расплаве $x_{Pb} = 0,1$ – $0,9$ и температуры процесса $T = 873$ – 1573 К представлена на рис. 2 и в табл. 5.

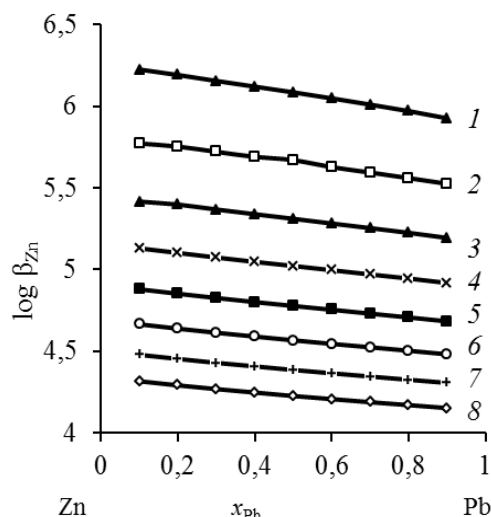


Рис. 1. Коэффициент разделения цинка при вакуумной дистилляции Pb-Zn сплава при температуре, К: 873 (1); 973 (2); 1073 (3); 1173 (4); 1273 (5); 1373 (6); 1473 (7); 1573 (8)

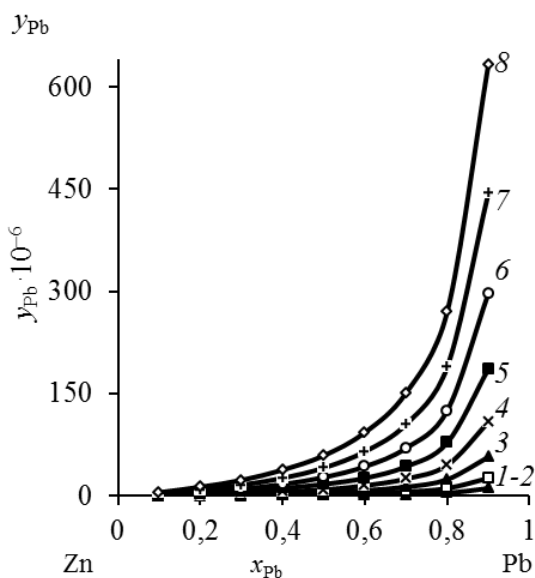


Рис. 2. Зависимость " $y_{Pb-x_{Pb}}$ " Pb-Zn сплава при температуре, К: 873 (1); 973 (2); 1073 (3); 1173 (4); 1273 (5); 1373 (6); 1473 (7); 1573 (8)

$=0,001-0,05$) в Pb-Zn сплаве соответствующие значения коэффициентов активности компонентов и содержание свинца в газовой фазе y_{Pb} даны в табл. 6, 7 и на рис. 3.

Таблица 6
Рассчитанные значения $y_{Pb} \cdot 10^{-6}$ Pb-Zn сплава

x_{Pb}	873	973	1073	1173	1273	1373	1473	1573
0,001	0	0	0	0,01	0,01	0,02	0,03	0,05
0,003	0	0	0,01	0,02	0,04	0,06	0,09	0,14
0,005	0	0,01	0,02	0,03	0,06	0,10	0,16	0,23
0,01	0,01	0,02	0,04	0,07	0,12	0,21	0,32	0,46
0,02	0,01	0,03	0,07	0,14	0,25	0,42	0,64	0,94
0,03	0,02	0,05	0,11	0,22	0,39	0,64	0,98	1,43
0,04	0,02	0,07	0,15	0,30	0,53	0,87	1,33	1,94
0,05	0,03	0,08	0,19	0,38	0,67	1,10	1,69	2,46

Таблица 7
Рассчитанные коэффициенты активности Pb-Zn сплава

T, K	γ	x_{Pb}							
		0,001	0,003	0,005	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05
873	γ_{Pb}	0,675	0,676	0,677	0,68	0,686	0,691	0,697	0,703
	γ_{Zn}	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,999	0,999
973	γ_{Pb}	0,700	0,701	0,702	0,705	0,711	0,716	0,722	0,727
	γ_{Zn}	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,999	0,999
1073	γ_{Pb}	0,720	0,721	0,722	0,724	0,730	0,735	0,741	0,746
	γ_{Zn}	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,999	0,999
1173	γ_{Pb}	0,735	0,736	0,737	0,74	0,745	0,751	0,756	0,761
	γ_{Zn}	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,999	0,999
1273	γ_{Pb}	0,745	0,746	0,747	0,750	0,755	0,760	0,766	0,771
	γ_{Zn}	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,999	0,999
1373	γ_{Pb}	0,759	0,76	0,761	0,763	0,768	0,774	0,779	0,784
	γ_{Zn}	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,999	0,999
1473	γ_{Pb}	0,768	0,769	0,77	0,772	0,777	0,782	0,787	0,792
	γ_{Zn}	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,999	0,999
1573	γ_{Pb}	0,775	0,776	0,777	0,78	0,785	0,79	0,795	0,800
	γ_{Zn}	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	0,999	0,999

О чистоте отогнанного цинка можно судить по выявленным зависимостям « $y_{Pb}-x_{Pb}$ » при заданном температурном режиме (см. рис. 2, 3). Цинк может быть отделен от свинца при температуре возгонки свыше 600°C . При известном исходном количестве свинца в сплаве можно подобрать температуру процесса, обеспечивающую заданную остаточную концентрацию примеси в рафинированном цинке. Например, исходное значение x_{Pb} (ат. % / мас.%) = $4,0/12,7$, тогда при 800°C y_{Pb} (ат. % / мас.%) = $0,15 \cdot 10^{-6}/0,475 \cdot 10^{-6}$, а при 1000°C y_{Pb} (ат. % / мас.%) = $0,53 \cdot 10^{-6}/1,68 \cdot 10^{-6}$, т.е. содержание свинца в отогнанном цинке возрастает более чем в 3 раза при повышении температуры возгонки на 200°C .

Рассчитанные значения коэффициентов активности компонентов сплава Pb-Zn (см. табл. 4) позволили определить активности свинца и цинка в расплаве (рис. 4) [17, 18].

Таблица 5
Рассчитанные значения $y_{Pb} \cdot 10^{-6}$ сплава Pb-Zn

T, K	x_{Pb}								
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
873	0	0	0	1	1	1	2	4	11
973	0	0,4	1	1	2	4	6	11	26
1073	0	1	2	3	5	8	13	24	57
1173	1	2	4	6	9	15	25	45	108
1273	1	3,5	6	11	17	26	43	78	186
1373	2	6	10	17	27	43	70	125	297
1473	4	9	16	26	41	65	105	189	444
1573	5	13	23	38	59	93	151	270	633

В области малых концентраций свинца ($x_{Pb} =$

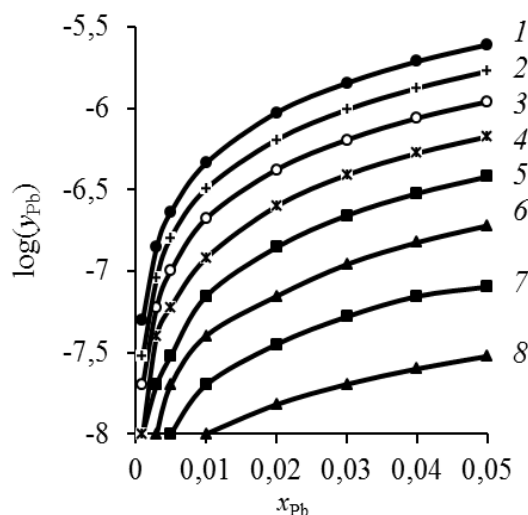


Рис. 3. Зависимость " $\log(y_{Pb})-x_{Pb}$ " Pb-Zn сплава при температуре, К: 1573 (1); 1473 (2); 1373 (3); 1273 (4); 1173 (5); 1073 (6); 973 (7); 873 (8)

Из рис. 5 следует, что диапазон температур жидкой и газовой фаз уменьшается по мере снижения давления в системе, что указывает на благоприятное влияние низкого давления на разделение Zn и Pb. Например, для получения конденсата цинка ($Zn \approx 0,999$) и соответственно остатка свинца ($Pb \approx 0,999$) при $P = 13,3$ Па температура не должна превышать ~ 1035 К. Содержание Pb, остающегося в жидкой фазе, при $P \leq 13,33$ Па и $T \leq 1035$ К, выше, чем при $P \leq 133,3$ Па и $T \leq 1240$ К, что свидетельствует о том, что чем ниже давление, тем выше эффективность возгонки при соответствующей температуре. Кроме того, с помощью « $T-x$ » фазовых диаграмм можно анализировать протекание дистилляции, например, при $P = 133,3/13,3/1,33$ Па для сплавов с $x_{Pb} = 0,001-0,999$ минимальная температура процесса должна быть не менее 1240/1042/890 К. По мере уменьшения содержания свинца в сплаве $x_{Pb} < 0,001$ температура возгонки компонентов снижается до минимальных значений 759–610 К при заданных величинах давления $P = 133-1,33$ Па, обеспечивая максимальное содержание цинка и свинца в возгонах и остатках соответственно. По формулам (15) и (16) вычислены средние отклонения: относительное ($S_i = 1,45\%$) и квадратичное ($S_i^* = 7,7$ К), между рассчитанными и экспериментальными значениями температур.

Для построения « $T-x$ » диаграммы бинарной системы $i-j$ используют интерактивный алгоритм различных значений x_i для определенной температуры до тех пор, пока сумма парциальных давлений становится равной внешнему давлению [19–24]. Подставляя соответствующие величины γ_{Pb} , γ_{Zn} , p , p_{Pb}^* и p_{Zn}^* при различных температурах (табл. 8, 9) в уравнения (3), (5) и (6), получаем « $T-x$ » фазовую диаграмму сплава Pb-Zn (рис. 5).

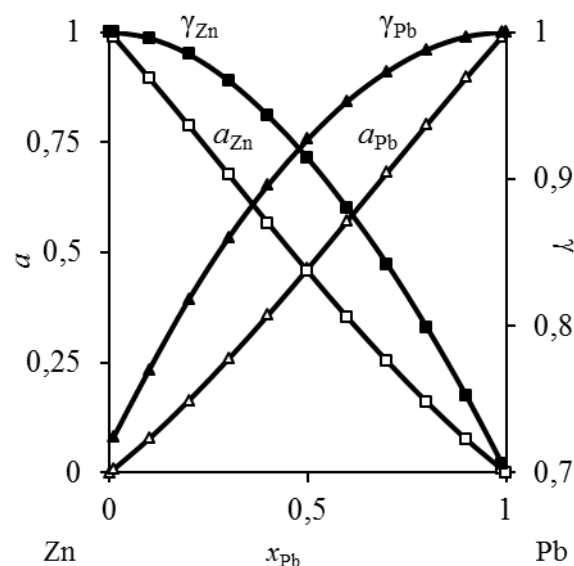


Рис. 4. Активности (а) и коэффициенты активности (γ) компонентов Pb-Zn сплава при 1073 К

Таблица 8

Рассчитанные значения γ_{Pb} , γ_{Ag} , T_{liq} Pb-Zn сплава для « $T-x$ » диаграмм

P , Па	x_{Pb}	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
133	T_{liq}, K	763	768,5	775	783	793	806	821	845	885
	γ_{Pb}	0,694	0,750	0,802	0,850	0,893	0,93	0,964	0,982	0,996
	γ_{Zn}	0,995	0,980	0,955	0,922	0,882	0,836	0,800	0,733	0,688
13,3	T_{liq}, K	679,8	684,2	689,5	696	704	714	727	746	778
	γ_{Pb}	0,658	0,716	0,772	0,825	0,873	0,916	0,952	0,978	0,995
	γ_{Zn}	0,994	0,977	0,949	0,911	0,863	0,808	0,748	0,687	0,629
1,33	T_{liq}, K	613,3	616,9	621,3	626,7	633,5	642	653,1	668,6	694,6
	γ_{Pb}	0,621	0,682	0,741	0,798	0,852	0,901	0,942	0,974	0,993
	γ_{Zn}	0,994	0,974	0,942	0,898	0,843	0,778	0,709	0,637	0,573

Таблица 9

Рассчитанные значения T_{gas} , y_{Pb} Pb-Zn сплава для « $T-x$ » диаграмм

P , Па	x_{Pb}	0,9999	0,999	0,999–0,002
133	T_{gas}, K	1486	1240	
	$y_{Pb} \cdot 10^{-3}$	342,54	18,17	<18
13,3	T_{gas}, K	1221	1042	
	$y_{Pb} \cdot 10^{-3}$	137,79	5,23	<5
1,33	T_{gas}, K	1029	890	
	$y_{Pb} \cdot 10^{-3}$	46,17	1,55	<1

Для фазовых диаграмм VLE может быть использовано правило рычага (правило отрезков) для прогнозирования количества вещества, остатков и возгонов при заданной температуре. Предполагая, что мольная доля Pb в сырье сплава $x_0 = 0,6$, соответствующая температура перегонки 653 К и давление 1,33 Па, по правилу «рычага» может быть построена линии связи AB на « $T-x$ » диаграмме (см. рис. 5), где кривые жид-

кости и пара пересекаются в точке *A* и *B*. Когда система достигает равновесия, составы *A* и *B* равняются x_l и y_g соответственно. По правилу рычага можно получить:

$$\frac{n_l}{n_g} = \frac{x_o - y_g}{x_l - x_o} = \frac{|OB|}{|OA|} = \frac{0,6 - 0,001}{0,7 - 0,6} = \frac{0,599}{0,1},$$

где $n_l = 0,599$ и $n_g = 0,1$ – количество вещества в остатках и возгонах; $|OB|$ и $|OA|$ длина соответствующих отрезков на линии *AB*. Общее количество молей вещества исходного сплава n , то $n = n_l + n_g$:

$$n_l = \frac{x_o - y_g}{x_l - y_g} n = \frac{|OB|}{|AB|} n = \frac{0,599}{0,699} n = 0,857n,$$

$$n_g = \frac{x_l - x_o}{x_l - y_g} n = \frac{|OA|}{|AB|} n = \frac{0,1}{0,699} n = 0,143n.$$

Расчет диаграмм «*P*–*x*» похож на построение «*T*–*x*» диаграмм (рис. 6). Значения γ_{Pb} , γ_{Zn} могут быть вычислены из уравнений (9) и (10) для серии величин x_{Pb} при заданной температуре системы, а давление насыщенных паров p_{Pb}^* и p_{Zn}^* может быть рассчитано из соответствующих уравнений в табл. 1 при той же температуре. Затем определяют давление p системы соответственно для серий x_{Pb} , x_{Zn} , γ_{Pb} , γ_{Zn} , p_{Pb}^* и p_{Zn}^* , основанных на уравнении (4) (табл. 10), после чего получают y_{Pb} из уравнения (6) (табл. 11) [26–29].

Фазовая диаграмма «*P*–*x*» может быть использована для анализа компонентов получаемых продуктов в зависимости от температуры и давления в процессе вакуумной перегонки, если режим дистилляции выбирается на основе VLE диаграмм, исходя из требуемого содержания металлов в дистилляте и остатке. Например, «*P*–*x*» кривые при 1073 К, где давление изменяется в диапазоне $(0,0023–27,8) \cdot 10^3$ Па, указывают на то, что возгоны и остаток достигают высокой степени разделения: при $P = (0,0219–0,219) \cdot 10^3$ Па содержание Zn в конденсате и соответственно Pb в остатке 0,99–0,999; при $P = (0,0023–0,0219) \cdot 10^3$ Па количество Pb в остатке и соответственно Zn в возгоне 0,9999–0,999. Полученные результаты дополняют ранее полученные данные из «*T*–*x*» диаграмм Pb–Zn сплава.

Термодинамические параметры Pb–Zn сплава для диапазона исследованных темпера-

тур определили по уравнению (7) (табл. 12, рис. 7). Молярная избыточная энергия Гиббса G_m^E для границы раздела «жидкость–газ» смеси *i*–*j* характеризует величину удерживания вещества в поверхностном слое при фазовом переходе, которая существенно зависит от состава Pb–Zn сплава и температуры процесса. Энтальпия поверхностного слоя или избыточная внутренняя энергия (H_m^E) складывается из энергии Гиббса и теплоты образования поверхности (TS_m^E), где S_m^E – энтропия, представляющая собой скрытую теплоту образования единицы площади поверхности (связанная энергия) в необратимом изотермическом процессе при температуре *T*. Отрицательные значения H_m^E свидетельствуют об экзотермическом характере процесса дистилляции компонентов Pb–Zn сплава.

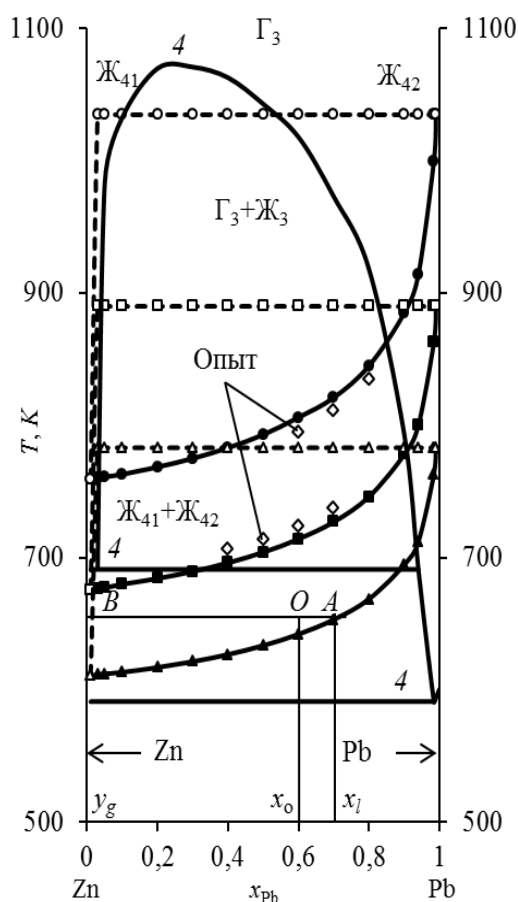


Рис. 5. Фазовые диаграммы «*T*–*x*» при *P*, Па: 1,33 (1); 13,33 (2); 133,3 (3); 98000 (4) [25]

Относительно невысокие значения молярной избыточной энергии Гиббса $-G_m^E \leq 0,56$ кДж/моль в расплаве обусловлены низкими ве-

личинами межатомного взаимодействия компонентов $i-j$ Pb–Zn сплава в жидком состоянии, э-в: $-(\epsilon_{ij} - \epsilon_{ji}) = -0,012$; $-(\epsilon_{ji} - \epsilon_{ii}) = 0,014$, что на два порядка меньше энергии межатомного взаимодействия в твердой фазе [30].

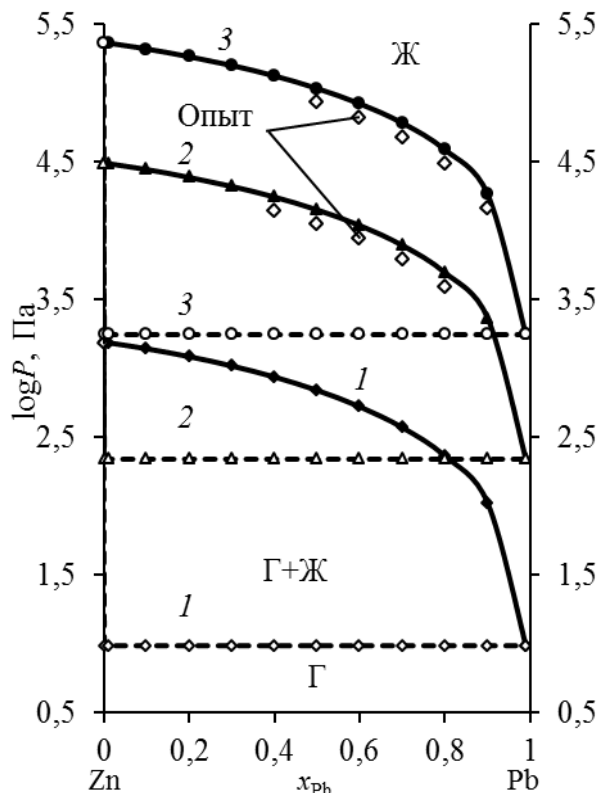


Рис. 6. Фазовые диаграммы "P-x" при T, K: 873 (1); 1073 (2); 1273 (3)

Таблица 10

Рассчитанные значения $P_i \cdot 10^3$ (Па) сплава Pb–Zn для x_i «P-x» диаграмм

T, K	x_{Pb}								
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
873	1,39	1,218	1,043	0,867	0,694	0,528	0,373	0,231	0,106
973	7,307	6,417	5,5	4,587	3,692	2,83	2,015	1,263	0,589
1073	27,83	24,46	21,01	17,56	14,19	10,93	7,842	4,961	2,335
1173	83,54	73,51	63,21	52,95	42,92	33,18	23,9	15,23	7,223
1273	209,2	184,1	158,7	133,2	108,1	83,84	60,64	38,8	18,51
1373	455,6	400,9	345,5	290,3	236,1	183,6	133,1	85,52	40,99
1473	886,4	780,8	673,5	566	461,3	359,2	261,4	168,2	80,94
1573	1576	1388	1199	1008	822,9	641,4	467,4	301,8	145,7

Таблица 11

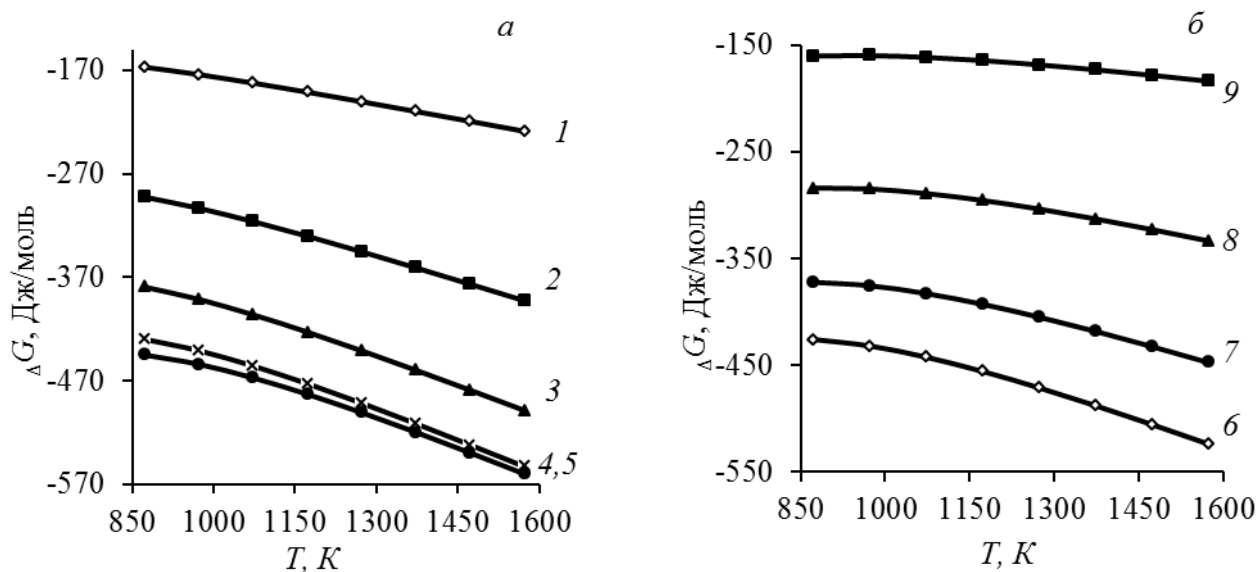
Рассчитанные значения P_{gas} , γ_{Zn} , γ_{Pb} Pb–Zn сплава для «P-x» диаграмм

T, K	x_{Pb}	0,9999	0,999	0,99	0,9
873	γ_{Zn}	0,617	0,617	0,623	0,682
	P_g , Па	0,097	0,959	9,672	105,87
	$\gamma_{Pb} \cdot 10^{-3}$	12,96	1,31	0,129	0,011
1073	γ_{Zn}	0,701	0,702	0,706	0,752
	P_g , Па	2,325	21,942	219,32	2335
	$\gamma_{Pb} \cdot 10^{-3}$	62,21	6,797	0,674	0,057
1273	γ_{Zn}	0,752	0,752	0,756	0,793
	P_g , Па	21,391	179,36	1768	18510
	$\gamma_{Pb} \cdot 10^{-3}$	179,43	21	2,149	0,186

Таблица 12

Рассчитанные значения G_m^E , Дж/моль, сплава Pb–Zn

T, K	x_{Pb}								
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
873	166,85	292,38	379,39	429,85	445,08	425,79	372,17	283,92	160,27
973	173,93	303,16	391,25	440,88	453,99	431,91	375,39	284,75	159,81
1073	182,14	316,1	406,18	455,71	467,19	442,46	382,8	289,01	161,43
1173	190,94	330,25	422,92	472,83	483,01	455,78	392,87	295,49	164,41
1273	200,16	345,26	440,93	491,58	500,73	471,12	404,87	303,58	168,38
1373	209,61	360,79	459,75	511,42	519,73	487,84	418,22	312,8	173,04
1473	219,17	376,62	479,07	531,95	539,59	505,5	432,5	322,81	178,2
1573	228,77	392,57	498,66	552,88	559,97	523,77	447,4	333,38	183,71
$-H_m^E$, Дж/моль	87,066	162,35	223,26	267,14	291,23	292,53	267,82	213,53	125,72
$-S_m^E$, Дж/моль·K	0,0894	0,145	0,1729	0,1789	0,1676	0,1435	0,1108	0,0733	0,0351

Рис. 7. Зависимость « $G_m^E - T$ » для сплава Pb–Zn при x_{Pb} : 0,1–0,9 (1–9)

Заключение

Фазовые диаграммы для Pb–Zn сплавов различного состава при вакуумной перегонке рассчитаны на основе модели равновесия системы «жидкость–газ» (VLE), которая использует при расчете коэффициентов активности молекулярную модель объемного взаимодействия (MIVM). Существенное преимущество MIVM заключается в ее способности прогнозировать термодинамические свойства жидких сплавов, используя только коэффициенты активности для двоичных (бинарных) бесконечно разбавленных систем. Поэтому MIVM не использует эмпирические значения параметров, характеризующих потенциальную энергию парного взаимодействия. Для последующего практического использования важно оценить степень разделения и количественный состав продуктов с помощью фазовых диаграмм «температура – состав» ($T-x$) и «давление–состав» ($P-x$), что позволит выбрать условия обработки исходных материалов для получения продуктов заданного состава.

Список литературы

1. Berman A. Total Pressure Measurements in Vacuum Technology. New York: Academic Press, 1985. 380 p.
2. Winkler O. Vacuum metallurgy / O. Winkler, R. Bakish. Amsterdam: Elsevier, 1971. 237 p.
3. Jia G.-b. Deeply removing lead from Pb–Sn alloy with vacuum distillation / G.-b. Jia, B. Yang, D.-c. Liu // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. 2013. Vol. 23. Iss. 6. P. 1822–1831. [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(13\)62666-7](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(13)62666-7)
4. Wang A. Process optimization for vacuum distillation of Sn–Sb alloy by response surface methodology / A. Wang, Y. Li, B. Yang, B. Xu, L. Kong, D. Liu // Vacuum. 2014. Vol. 109. P.

- 127–134. <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2014.07.013>
5. Dai Y. N. Vacuum metallurgy of nonferrous metals / Y. N. Dai. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2009. 72 p.
6. Yang B. Recycling of metals from waste Sn-based alloys by vacuum separation / B. Yang, L.-x. Kong, B.-q. Xu, D.-c. Liu, Y.-n. Dai // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. 2015. Vol. 25. Iss. 4. P. 1315–1324. [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(15\)63730-X](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(15)63730-X)
7. Liu D. C. Research on the Removal of Impurities from Crude Nickel by Vacuum Distillation / D. C. Liu, B. Yang, F. Wang, Q. C. Yu, L. Wang, Y. N. Dai // Physics Procedia. 2012. Vol. 32. P. 363–371. <https://doi.org/10.1016/j.phpro.2012.03.570>
8. Dai Y.N. Non-ferrous Metals and Vacuum Metallurgy / Y.N. Dai, B. Yang. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2000. 40 p.
9. Smith J. M. Introduction to Chemical Engineering Thermodynamics, sixth ed. / J.M. Smith, H.C. Van Ness, M.M. Abbott. New York: McGraw-Hill, 2001. 749 p.
10. Tao D.P. A new model of thermodynamics of liquid mixtures and its application to liquid alloys / D.P. Tao // Thermochim. Acta. 2000. Vol. 363. P. 105–113. [https://doi.org/10.1016/S0040-6031\(00\)00603-1](https://doi.org/10.1016/S0040-6031(00)00603-1)
11. Poizeau S. Determination and modeling of the thermodynamic properties of liquid calcium–antimony alloys / S. Poizeau, H.J. Kim, J.M. Newhouse, B.L. Spatocco, D.R. Sadoway // Electrochim. Acta. 2012. Vol. 76. P. 8–15. <https://doi.org/10.1016/j.electacta.2012.04.139>
12. Newhouse J. M. Thermodynamic properties of calcium–magnesium alloys determined by emf measurements / J.M. Newhouse, S. Poizeau, H. Kim, B.L. Spatocco, D.R. Sadoway // Electrochim. Acta. 2013. Vol. 91. P. 293–301. <https://doi.org/10.1016/j.electacta.2012.11.063>
13. Miyazaki N. Thermoelectric property of bulk CaMgSi intermetallic compound / N. Miyazaki, N. Adachi, Y. Todaka, H. Miyazaki, Y. Nishino // Journal of Alloys and Compounds. 2017. Vol. 691.

- P. 914–918. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2016.08.227>
14. Materials Science and Technology / Eds. R.W. Cahn, P. Haasen, E.J. Kramer. Vol. 1. Structure of Solids / Ed. V. Gerold. VCH. Weinheim. 1993. 621 p.
 15. Hultgren R., Desai P. D., Hawkins D. T., Geiser M., Kelley K.K. Selected Values of the Thermodynamic Properties of Binary Alloys. ASM. Metals Park. OH. 1973. 847 p.
 16. Dai Y., Yang B. Vacuum Metallurgy for Non-Ferrous Metals and Materials, Metallurgical industry Press, Beijing, 2000 (in Chinese). 124 p.
 17. Yang H. W., Yang B., Xu B. Q., Liu D. C., Tao D. P. Application of molecular interaction volume model in vacuum distillation of Pb-based alloys // Vacuum. 2012. Vol. 86. Iss. 9. P. 1296–1299. <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2011.11.017>
 18. Jiang W. L., Zhang C., Xu N., Yang B., Xu B. Q., Liu D. C., Yang H. W. Experimental investigation and modelling of phase equilibria for the Ag–Cu–Pb system in vacuum distillation // Fluid Phase Equilibria. 2016. Vol. 417. P. 19–24. <https://doi.org/10.1016/j.fluid.2016.02.026>
 19. Nan C. B., Xiong H., Xu B.-q., Yang B., Liu D. C., Yang H. W. Measurement and modeling of phase equilibria for Sb–Sn and Bi–Sb–Sn alloys in vacuum distillation // Fluid Phase Equilibria. 2017. Vol. 442. P. 62–67. <https://doi.org/10.1016/j.fluid.2017.03.016>
 20. Zhao J. Y., Yang H. W., Nan C. B., Yang B., Liu D. C., Xu B.-q. Kinetics of Pb evaporation from Pb–Sn liquid alloy in vacuum distillation // Vacuum. 2017. Vol. 141. P. 10–14. <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2017.03.004>
 21. Kong L.-x., Xu J., Xu B.-q., Xu S., Yang B. Vapor–liquid phase equilibria of binary tin–antimony system in vacuum distillation: Experimental investigation and calculation // Fluid Phase Equilibria. 2016. Vol. 415. P. 176–183. <https://doi.org/10.1016/j.fluid.2016.02.012>
 22. Nan C. B., Yang H. W., Yang B., Liu D., Xiong H. Experimental and modeling vapor–liquid equilibria: Separation of Bi from Sn by vacuum distillation // Vacuum. 2017. Vol. 135. P. 109–114. <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2016.10.035>
 23. Song B., Xu N., Jiang W., Yang B., Chen X. Study on azeotropic point of Pb–Sb alloys by ab-initio molecular dynamic simulation and vacuum distillation // Vacuum. 2016. Vol. 125. P. 209–214. <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2016.01.004>
 24. Zhang C., Jiang W. L., Yang B., Liu D. C., Xu B. Q., Yang H. W. Experimental investigation and calculation of vapor–liquid equilibria for Cu–Pb binary alloy in vacuum distillation // Fluid Phase Equilibria. 2015. Vol. 405. P. 68–72. <https://doi.org/10.1016/j.fluid.2015.07.043>
 25. Seith W., Johnen H. State diagram of the system Pb–Zn // Z. Elektrochem. 1952. Vol. 56. P. 140–143.
 26. Kong L.-x., Yang B., Xu B.-q., Li Y.-f., Li L. Application of molecular interaction volume model in separation of Pb–Sn–Sb ternary alloy by vacuum distillation // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. 2013. Vol. 23. Iss. 8. P. 2408–2415. [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(13\)62748-X](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(13)62748-X)
 27. Dong Z. W., Xiong H., Deng Y., Yang B. Separation and enrichment of PbS and Sb₂S₃ from jamesonite by vacuum distillation // Vacuum. 2015. Vol. 121. P. 48–55. <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2015.07.009>
 28. Kong L. X., Yang B., Xu B. Q., Li Y. F. Application of MIVM for Pb–Sn–Sb ternary system in vacuum distillation // Vacuum. 2014. Vol. 101. P. 324–327. <https://doi.org/10.1016/j.vacuum.2013.10.004>
 29. Kong L., Yang B., Xu B., Li Y., Liu D., Dai Y. Application of MIVM for phase equilibrium of Sn–Pb–Sb system in vacuum distillation // Fluid Phase Equilibria. 2014. Vol. 364. P. 1–5. <https://doi.org/10.1016/j.fluid.2013.12.003>
 30. Баранов М. А. Сферическая симметрия электронных оболочек атомов и стабильность кристаллов // Электронный физико-технический журнал. 2006. Т. 1. С. 34–48.

Поступила 10.05.17.

Принята в печать 23.08.17.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-19-30>

PHASE EQUILIBRIA IN THE Pb–Zn SYSTEM IN VACUUM DISTILLATION

Aleksey A. Korolev – Chief Engineer

Uralelectromed JSC, Verkhnyaya Pyshma, Russia. E-mail: A.Korolev@elem.ru

Sergey A. Krayukhin – Ph.D. (Eng.), Head of the Research Centre

Uralelectromed JSC, Verkhnyaya Pyshma, Russia. E-mail: A.Krauhin@elem.ru

Gennady I. Maltsev – D.Sc. (Eng.), Senior Researcher, Principal Specialist

Research Centre of Uralelectromed JSC, Verkhnyaya Pyshma, Russia. E-mail: mgi@elem.ru

Abstract

Problem Statement (Relevance): This article examines the possibility of creating an environmentally friendly, efficient and cost-effective high-performance integrated circuit for the processing of lead-containing industrial products and wastes (in particular, silver-zinc dross) resulting in the commercial production of

single-element products. Among the practicable techniques for the recovery of silver-zinc dross, we distinguish vacuum distillation, which is considered one of the most effective and environmentally friendly methods for the separation, purification, processing and refining of various metals. To analyze the behavior of the multicomponent alloy during processing and in

order to pre-select the system temperature and pressure and evaluate the separation efficiency in a vacuum distillation process, the following phase diagrams are applied: temperature–composition " T – x " and pressure–composition " P – x ". **Objectives:** To estimate the VLE (vapor liquid equilibrium), including the dependence of the phase composition on temperature (T – x) and pressure (P – x) for the Pb–Zn alloy during vacuum distillation based on the MIVM (*molecular interaction volume model*) model; to determine the thermodynamic parameters of the process. **Methods Applied:** The *molecular interaction volume model* (or, MIVM) was applied to calculate the activity coefficients of the Pb–Zn alloy components. **Originality:** The VLE diagrams were built with the help of the MIVM model. **Findings:** Saturated vapour pressures were calculated for Pb ($1.26 \cdot 10^{-3}$ – $1.026 \cdot 10^2$) and Zn ($1.552 \cdot 10^3$ – $1.756 \cdot 10^6$) within the temperature range of 873 to 1573 K. High values of the ratio $p_{\text{Zn}}^* / p_{\text{Pb}}^* = (123.2$ – $1.72) \cdot 10^4$ and the separation factor $\beta_{\text{Zn}} = 4.1$ – 6.2 provide a theoretical basis for the selective separation of these metals by vacuum distillation, when zinc is enriched in the gas phase ($\beta_{\text{Zn}} > 1$) and lead – in the liquid phase. The mole fraction of lead in the gas phase $y_{\text{Pb}} = (1$ – $633) \cdot 10^{-6}$ increases with an increase of the temperature 873–1573 K and the mole fraction of the metal in the alloy $x_{\text{Pb}} = 0.1$ – 0.9 . Using the MIVM model, the activity coefficients of zinc $\gamma_{\text{Zn}} = 0.682$ – 0.997 and lead $\gamma_{\text{Pb}} = 0.73$ – 0.998 were calculated for various compositions of the Pb–Zn alloy within the target temperature range. For VLE phase diagrams, the lever rule (or, the rule of lines) can be applied to help predict the quantities of the substance, residues and sublimates at the set temperature. The values of the excess Gibbs energy, enthalpy and entropy were found for the liquid–gas phase boundary in the Pb–Zn alloy: $-G_m^E = 0.16$ – 0.56 kJ/mol; $-H_m^E = 0.087$ – 0.292 kJ/mol; $-S_m^E = 0.09$ – 0.18 kJ/mol·K. **Practical Relevance:** The VLE phase diagrams of the alloys supply the information necessary for calculating the vacuum metallurgy process parameters, as well as for predicting the process temperature and pressure values required to obtain specific compositions of the Pb- and Zn-containing products.

Keywords: VLE phase diagram, vacuum distillation, molecular interaction volume model.

References

1. Berman A. Total Pressure Measurements in Vacuum Technology. New York: Academic Press, 1985. 380 p.
2. Winkler O., Bakish R. Vacuum metallurgy. Amsterdam: Elsevier, 1971. 237 p.
3. Jia G.-b., Yang B., Liu D.-c. Deeply removing lead from Pb–Sn alloy with vacuum distillation. Transactions of Nonferrous Metals Society of China. 2013, vol. 23, iss. 6, pp. 1822–1831. doi: 10.1016/S1003-6326(13)62666-7
4. Wang A., Li Y., Yang B., Xu B., Kong L., Liu D. Process optimization for vacuum distillation of Sn–Sb alloy by response surface methodology. *Vacuum*, 2014, vol. 109, pp. 127–134. doi: 10.1016/j.vacuum.2014.07.013
5. Dai Y.N. Vacuum metallurgy of nonferrous metals. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2009. 72 p.
6. Yang B., Kong L.-x., Xu B.-q., Liu D.-c., Dai Y.-n. Recycling of metals from waste Sn-based alloys by vacuum separation. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2015, vol. 25, iss. 4, pp. 1315–1324. doi:10.1016/S1003-6326(15)63730-X
7. Liu D.C., Yang B., Wang F., Yu Q.C., Wang L., Dai Y.N. Research on the Removal of Impurities from Crude Nickel by Vacuum Distillation. *Physics Procedia*, 2012, vol. 32, pp. 363–371. doi: 10.1016/j.phpro.2012.03.570
8. Dai Y.N., Yang B. Non-ferrous Metals and Vacuum Metallurgy. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2000. 40 p.
9. Smith J.M., Van H.C., Ness M.M. Introduction to Chemical Engineering Thermodynamics, sixth ed. Abbott. New York: McGraw-Hill, 2001. 749 p.
10. Tao D. P. A new model of thermodynamics of liquid mixtures and its application to liquid alloys. *Thermochim. Acta*, 2000, vol. 363, pp. 105–113. doi: 10.1016/S0040-6031(00)00603-1
11. Poizeau S., Kim H.J., Newhouse J.M., Spatocco B.L., Sadoway D.R. Determination and modeling of the thermodynamic properties of liquid calcium–antimony alloys. *Electrochim. Acta*, 2012, vol. 76, pp. 8–15. doi: 10.1016/j.electacta.2012.04.139
12. Newhouse J.M., Poizeau S., Kim H., Spatocco B.L., Sadoway D.R. Thermodynamic properties of calcium–magnesium alloys determined by emf measurements. *Electrochim. Acta*, 2013, vol. 91, pp. 293–301. doi: 10.1016/j.electacta.2012.11.063
13. Miyazaki N., Adachi N., Todaka Y., Miyazaki H., Nishino Y. Thermoelectric property of bulk CaMgSi intermetallic compound. *Journal of Alloys and Compounds*, 2017, vol. 691, pp. 914–918. doi: 10.1016/j.jallcom.2016.08.227
14. Materials Science and Technology / Eds. R.W. Cahn, P. Haasen, E.J. Kramer. Vol. 1. Structure of Solids / Ed. V. Gerold. VCH. Weinheim. 1993. 621 p.
15. Hultgren R., Desai P. D., Hawkins D. T., Geiser M., Kelley K. K. Selected Values of the Thermodynamic Properties of Binary Alloys. ASM. Metals Park. OH. 1973. 847 p.
16. Dai Y., Yang B. Vacuum Metallurgy for Non-Ferrous Metals and Materials, Metallurgical industry Press, Beijing, 2000 (in Chinese). 124 p.
17. Yang H. W., Yang B., Xu B. Q., Liu D. C., Tao D. P. Application of molecular interaction volume model in vacuum distillation of Pb-based alloys. *Vacuum*, 2012, vol. 86, iss. 9, pp. 1296–1299. doi:10.1016/j.vacuum.2011. 11.017
18. Jiang W. L., Zhang C., Xu N., Yang B., Xu B. Q., Liu D. C., Yang H. W. Experimental investigation and modelling of phase equilibria for the Ag–Cu–Pb system in vacuum distillation. *Fluid Phase Equilibria*, 2016, vol. 417, pp. 19–24. doi: 10.1016/j.fluid.2016.02.026

19. Nan C. B., Xiong H., Xu B.-q., Yang B., Liu D. C., Yang H. W. Measurement and modeling of phase equilibria for Sb-Sn and Bi-Sb-Sn alloys in vacuum distillation // *Fluid Phase Equilibria*, 2017, vol. 442, pp. 62–67. doi:10.1016/j.fluid.2017.03.016
20. Zhao J. Y., Yang H. W., Nan C. B., Yang B., Liu D. C., Xu B.-q. Kinetics of Pb evaporation from Pb-Sn liquid alloy in vacuum distillation. *Vacuum*, 2017, vol. 141, pp. 10–14. doi:10.1016/j.vacuum.2017.03.004
21. Kong L.-x., Xu J., Xu B.-q., Xu S., Yang B. Vapor-liquid phase equilibria of binary tin-antimony system in vacuum distillation: Experimental investigation and calculation. *Fluid Phase Equilibria*, 2016, vol. 415, pp. 176–183. doi:10.1016/j.fluid.2016.02.012
22. Nan C.B., Yang H.W., Yang B., Liu D., Xiong H. Experimental and modeling vapor-liquid equilibria: Separation of Bi from Sn by vacuum distillation. *Vacuum*, 2017, vol. 135, pp. 109–114. doi:10.1016/j.vacuum.2016.10.035
23. Song B., Xu N., Jiang W., Yang B., Chen X. Study on azeotropic point of Pb-Sb alloys by ab-initio molecular dynamic simulation and vacuum distillation. *Vacuum*, 2016, vol. 125, pp. 209–214. doi: 10.1016/j.vacuum.2016.01.004
24. Zhang C., Jiang W.L., Yang B., Liu D.C., Xu B.Q., Yang H.W. Experimental investigation and calculation of vapor-liquid equilibria for Cu-Pb binary alloy in vacuum distillation. *Fluid Phase Equilibria*, 2015, vol. 405, pp. 68–72. doi:10.1016/j.fluid.2015.07.043
25. Seith W., Johnen H. State diagram of the system Pb-Zn. *Z. Elektrochem*, 1952, vol. 56, pp. 140–143.
26. Kong L.-x., Yang B., Xu B.-q., Li Y.-f., Li L. Application of molecular interaction volume model in separation of Pb-Sn-Sb ternary alloy by vacuum distillation. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 2013, vol. 23, iss. 8, pp. 2408–2415. doi:10.1016/S1003-6326(13)62748-X
27. Dong Z. W., Xiong H., Deng Y., Yang B. Separation and enrichment of PbS and Sb₂S₃ from jamesonite by vacuum distillation. *Vacuum*, 2015, vol. 121, pp. 48–55. doi:10.1016/j.vacuum.2015.07.009
28. Kong L.X., Yang B., Xu B.Q., Li Y.F. Application of MIVM for Pb-Sn-Sb ternary system in vacuum distillation. *Vacuum*, 2014, vol. 101, pp. 324–327. doi:10.1016/j.vacuum.2013.10.004
29. Kong L., Yang B., Xu B., Li Y., Liu D., Dai Y. Application of MIVM for phase equilibrium of Sn-Pb-Sb system in vacuum distillation. *Fluid Phase Equilibria*, 2014, vol. 364, pp. 1–5. doi:10.1016/j.fluid.2013.12.003
30. Baranov M.A. The spherical symmetry of atomic shells and the stability of crystals. *Elektronnyy fiziko-tekhnicheskii zhurnal* [Electronic journal of engineering physics], 2006, vol. 1, pp. 34–48. (In Russ.)

Received 10/05/17
Accepted 23/08/17

Образец для цитирования

Королев А.А., Краюхин С.А., Мальцев Г.И. Фазовые равновесия в системе Pb-Zn при вакуумной дистилляции // *Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова*. 2017. Т.15. №4. С. 19–30. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-19-30>

For citation

Korolev A.A., Krayukhin S.A., Maltsev G.I. Phase equilibria in the Pb-Zn system in vacuum distillation. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 19–30. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-19-30>

ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТЬ КОМПЛЕКСИРОВАНИЯ МИНЕРАЛОГО-АНАЛИТИЧЕСКИХ МЕТОДОВ ИЗУЧЕНИЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ШЛАКОВ

Горбатова Е.А.¹, Ожогина Е.Г.¹, Лебедев А.Н.¹, Емельяненко Е.А.², Харченко А.С.², Селиванов В.Н.²

¹ Всероссийский научно-исследовательский институт минерального сырья им. Н.М.Федоровского, Москва, Россия

² Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): в статье показаны возможности современного комплекса минералого-аналитических методов при изучении технического камня, применение которого позволяет получить полную и достоверную информацию о вещественном составе и морфоструктурных особенностях минеральных фаз, моделировать процессы минералообразования, формирующих технический камень, давать прогноз направлений дальнейшего применения технического сырья с учетом экономических потребностей региона. На примере исследований доменных шлаков продемонстрирована целесообразность комплексирования традиционных минералогических методов (оптическая микроскопия, количественный рентгенографический анализ) с методами электронной микроскопии и рентгеноспектрального микроанализа. **Цель работы:** обоснование целесообразности комплексирования минералого-аналитических методов изучения металлургических шлаков. **Используемые методы:** современный комплекс минералого-аналитических методов – оптическая микроскопия (оптико-петрографический и минералогический анализы), количественный рентгенографический анализ, электронная микроскопия и рентгеноспектральный микроанализ. Минералогические исследования регламентированы методической документацией, утвержденной Научным советом по минералогическим методам исследования. **Новизна:** к элементам новизны относится новый методический подход к изучению вещественного состава шлаков комплексом методов минералогического анализа. **Результат:** в статье представлены результаты исследований металлургических доменных шлаков. Оптимальный комплекс методов позволил определить фазовый состав шлаков, реальный химический состав установленных фаз, распределение химических компонентов в плоскости зерна, изучить морфологические особенности шлакообразующих минеральных фаз и их пространственные взаимоотношения, что позволило установить последовательность и механизм образования фаз. **Практическая значимость:** полученные данные дают полное представление о фазовом составе изучаемых шлаков и механизме формирования конечных шлаков в горне доменной печи.

Ключевые слова: доменные шлаки, вещественный состав, техногенное минеральное сырье, минералого-аналитические методы, комплексирование, минеральные фазы, акерманит, ольдгамит, скелетно-дендритные кристаллы.

Введение

В металлургическом производстве черных металлов накоплено огромное количество многообразных техногенных образований. Так, запасы доменных шлаков ПАО «ММК» составляют более 40 млн т [1]. Кроме того, ежегодно их образуется более 3 млн т [2]. Из них на конец 2014 года перерабатывалось 2,23 млн т текущих и 1,52 млн т отвальных доменных шлаков [1]. За 2015 г. в Российской Федерации слито в отвал 15,5% доменного шлака [2]. Накопленные отходы нарушают городской ландшафт и отчуждают земельные угодья, негативно воздействуют на окружающую природную среду.

Вместе с тем шлаки металлургического производства являются ценным техногенным минеральным сырьем, имеют спрос в металлургии, сельском хозяйстве, химической промышленно-

сти, медицине, дорожном и гидротехническом строительстве, при производстве строительных материалов и в других отраслях [1, 3–7]. Шлаки являются более дешевым и прочным сырьем по сравнению с природными материалами и используются как заменитель песка [8–11]; при производстве вяжущих, шлакощелочных вяжущих и бетона, заполнителя для бетона [12], шлакопортландцемента, строительных материалов и изделий [13–15]; для получения шлакового щебня; шлакоситаллов; каменного литья [16]; шлаковой ваты, применяемой в качестве теплоизоляционного материала; при производстве облицовочных плит и тюбингов при строительстве метро и в других отраслях промышленности. Вовлечение в переработку доменных шлаков ПАО «ММК» позволяет снизить себестоимость конечной продукции предприятия, уменьшить негативное влияние на окружающую среду [17].

Выбор направления использования доменных

© Горбатова Е.А., Ожогина Е.Г., Лебедев А.Н., Емельяненко Е.А., Харченко А.С., Селиванов В.Н., 2017

шлаков зависит от ряда факторов: вещественного состава, их агрегатного состояния, количества, технологических особенностей и т.д., а также от социально-экономических потребностей региона [18]. Изучением вещественного и минералогического состава шлаков занимается техническая минералогия и петрография. Традиционные минералогические методы (оптическая микроскопия, рентгенографический количественный анализ) не дают полной информации о сложном техногенном минеральном сырье, поэтому целесообразным становится применение нового методологического подхода к проведению анализа доменных шлаков – комплексирование минералого-аналитических методов, который позволит с высокой степенью достоверности определять качественные показатели минерального сырья, а также реконструировать последовательность и условия образования минеральных фаз шлака.

Объект и методы исследования

Объект исследования – доменные шлаки ПАО «ММК».

В изучении использовался комплекс минералого-аналитических методов, включающий оптическую микроскопию (оптико-петрографический и минералогический методы), количественный рентгенографический анализ, электронную микроскопию и рентгеноспектральный микроанализ и позволяющий получить полную информацию о минеральном (фазовом) составе и структурно-текстурных особенностях шлака. Последовательность и объемы минералогических работ регламентированы методической документацией, утвержденной Научным советом по минералогическим методам исследования [19].

Оптико-петрографический метод позволяет выявлять особенности строения шлаков, диагностировать нерудные минералы, уточнять взаимоотношения между минералами, судить об условиях и последовательности их формирования [20].

Минералогический метод позволяет идентифицировать рудные минералы, имеющие отражение более 10%, определять их морфоструктурные особенности и последовательность выделения минералов [21].

Рентгенографический количественный фазовый анализ – ведущий метод количественного минералогического анализа технического камня. В зависимости от элементного состава фазы и совершенства ее кристаллической структуры метод обеспечивает диагностику и количественную оценку всех кристаллических фаз, размеры индивидов в которых более 0,02 мкм, а содержа-

ние – выше 0,5–1,0 вес. % [22].

Растровая электронная микроскопия (РЭМ) позволяет выявлять и изучать особенности состава и строения главных рудных минералов, присутствующих в весьма незначительных количествах [23].

Рентгеноспектральный микроанализ (РСМА) устанавливает форму нахождения элементов и их связь с матрицей минерала, диагностирует минералы путем расчета кристаллохимической формулы [24].

Комплексирование методов минералогического анализа позволяет получить необходимую и достоверную информацию о вещественном составе и строении доменных шлаков.

Минералогические исследования

Доменный шлак ПАО «ММК» является гетерогенным техническим образованием.

Текстура пористая, форма пор изменяется от изометричной до вытянутой и неправильной, размер пор варьирует от долей до десяти миллиметров в диаметре. Структура шлака порфириподобная, близкая к интерсертальной и сферолитовой. Вкрапленники, представленные крупными и хорошо окристаллизованными тонкопластинчатыми зернами акерманита, расположены в массе шлака беспорядочно и часто пересекаются с образованием угловатых промежутков. Строение основной массы шлака полнокристаллическое, локализуется в интерстициях между вкрапленниками минеральных агрегатов псевдоволластонита, фаялита, диопсида и скелетных образований ольгамита. Также в шлаке отмечаются участки, выполненные пучкообразными агрегатами стекла неправильной формы.

Химический состав шлаков (% по массе): %: SiO_2 – 39,1; CaO – 40,1; Al_2O_3 – 11,3; MgO – 7,2; MnO – 0,33; S – 0,84; FeO – 0,9.

Главные шлакообразующие фазы представлены минералами группы мелилита и псевдоволластонитом (79–94%), второстепенные – фаялитом, диопсидом, ольгамитом, перовскитом, якобитом, биксбитом, ферритом (3%). Аморфная составляющая не превышает 18%.

Минералы группы мелилита составляют основную часть шлака, их содержание достигает 60–75%. По данным рентгеноспектрального микроанализа в состав акерманита входит 67,8% молекул акерманита $\text{Ca}_2\text{Mg}[\text{Si}_2\text{O}_7]$, 29,6% – геленита $\text{Ca}_2\text{Al}[\text{AlSiO}_7]$, 2,6% – молекул $\text{Na}_2[\text{Si}_3\text{O}_7]$ (табл. 1). Характерно присутствие двуокиси титана – до 0,18% TiO_2 , оксида железа – до 0,17% FeO и оксида марганца – до 0,15% MnO .

Таблица 1
Химический состав акерманита, % (масс)

Ca ₂ Mg[Si ₂ O ₇]			Ca ₂ Al[AlSiO ₇]			Na ₂ [Si ₃ O ₇]	
MgO	CaO	SiO ₂	CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	Na ₂ O	SiO ₂
9,73	27,25	29,19	12,58	11,23	6,74	0,84	2,44
10,10	28,30	30,31	11,67	10,42	6,25	0,75	2,19
10,11	28,32	30,33	11,92	10,63	6,38	0,59	1,73
10,06	28,17	30,17	12,19	10,88	6,53	0,51	1,49
10,43	29,22	31,30	11,11	9,92	5,95	0,53	1,53
9,84	27,57	29,53	12,21	10,90	6,54	0,87	2,53
9,55	26,76	28,66	12,89	11,51	6,90	0,95	2,78
10,16	28,47	30,49	11,89	10,61	6,37	0,51	1,49
9,85	27,58	29,54	12,28	10,96	6,58	0,82	2,38
9,89	27,69	29,66	12,67	11,31	6,78	0,51	1,49
9,98	27,95	29,93	12,53	11,18	6,71	0,44	1,28
10,05	28,14	30,14	12,03	10,74	6,44	0,63	1,85
9,88	27,68	29,65	11,97	10,68	6,41	0,95	2,77
9,92	27,79	29,77	12,35	11,02	6,61	0,65	1,89
9,96	27,90	29,89	12,38	11,05	6,63	0,56	1,63

Рентгеноспектральным микроанализом установлена однородность химического состава минерала как в продольном, так и в поперечном направлениях относительно удлинения сечения зерна (рис. 1).

Акерманит образует короткопризматические кристаллы, в шлифах наблюдаются изометричные сечения или лейсты (рис. 2, а, б). Размер сечений кристаллов варьирует от 0,3 до 2,0 мм по длинной оси с преобладанием 0,8–1,5 мм. Соотношение длины к ширине изменяется от 1/3 до 1/15.

Во внешней зоне кристаллов акерманита отмечаются крупные скелетно-дендритные формы ольдгамита (рис. 2, в, г), а в центральной части индивидов мельчайшие каплевидные включения ферритов (размером не более 5 мкм) (рис. 3).

Псевдоволластонит – второй по распространению в доменных шлаках минерал. Содержание достигает 19%. Размер агрегатов варьирует от 0,1 до 0,4 мм. В интерстициях между кристаллами акерманита псевдоволластонит располагается перпендикулярно или под углом к граням его кристаллов, образуя параллельные сростки с ним, а также со скелетными формами ольдгамита (рис. 4).

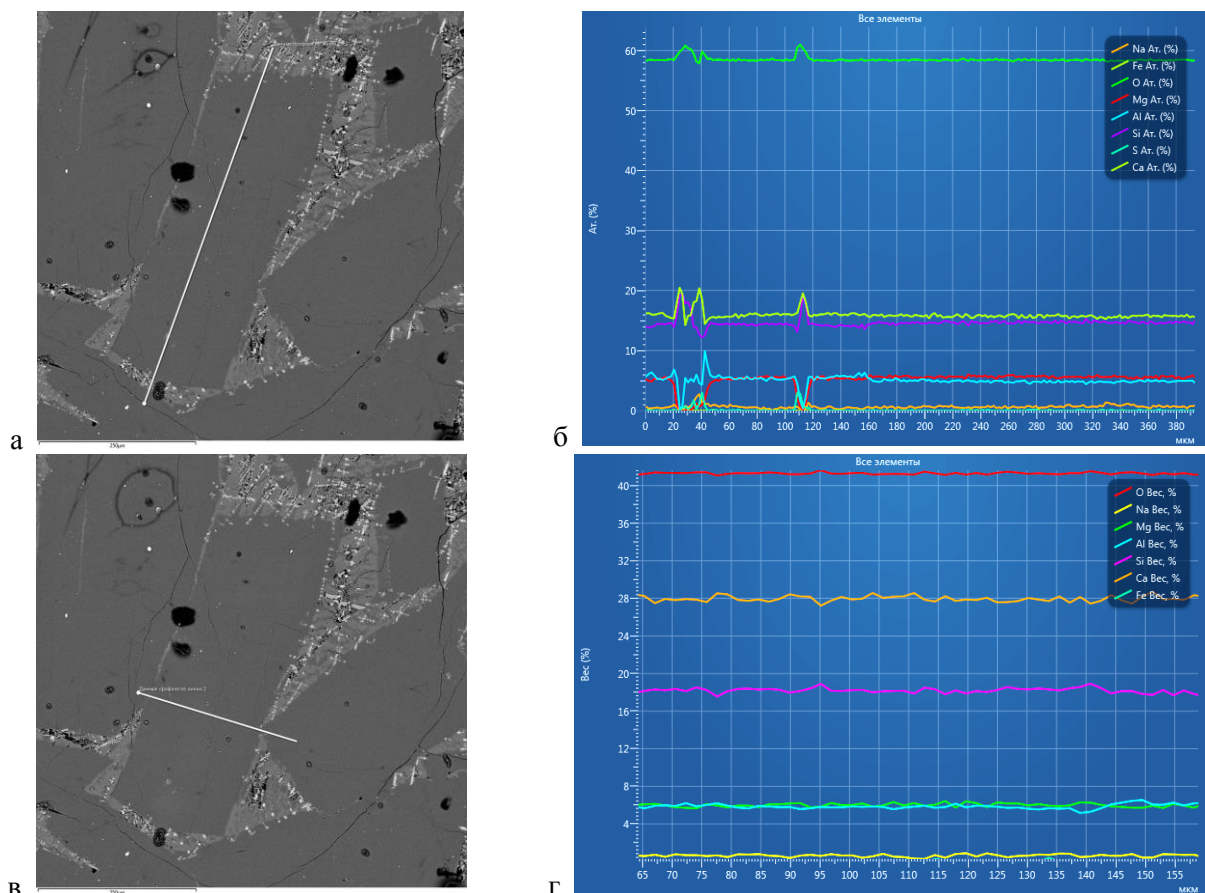


Рис. 1. Распределение химических элементов в продольном (а, б) и в поперечном направлениях относительно удлинения сечения зерна (в, г). РСМА

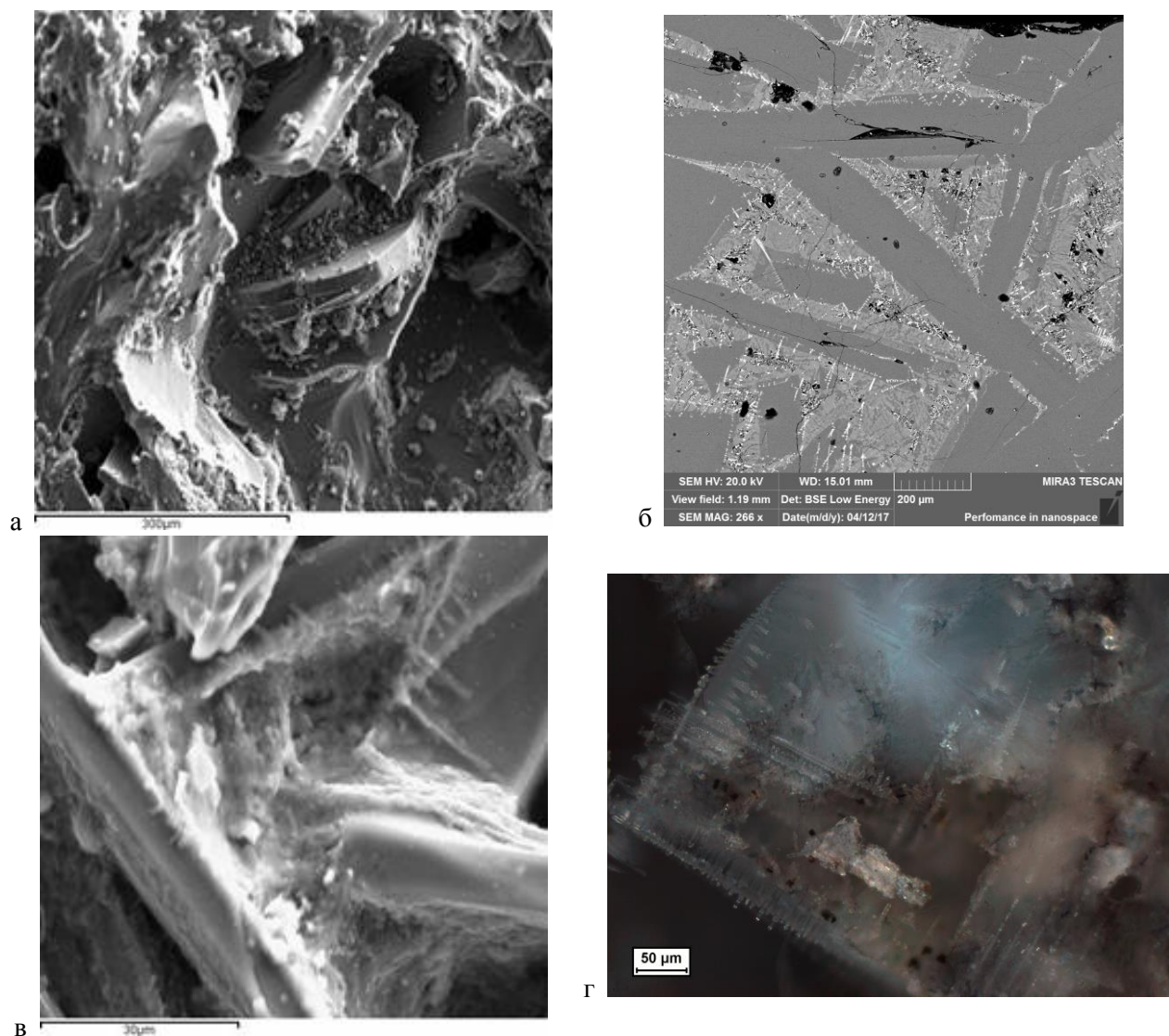


Рис. 2. Морфологические разновидности минералов: а – короткопризматические кристаллы акерманита; б – сечения кристаллов акерманита; в – скелетно-дендритные кристаллы ольдгамита. РЭМ (а, в), РСМА (б); отраженный свет, николи скрещены (г)

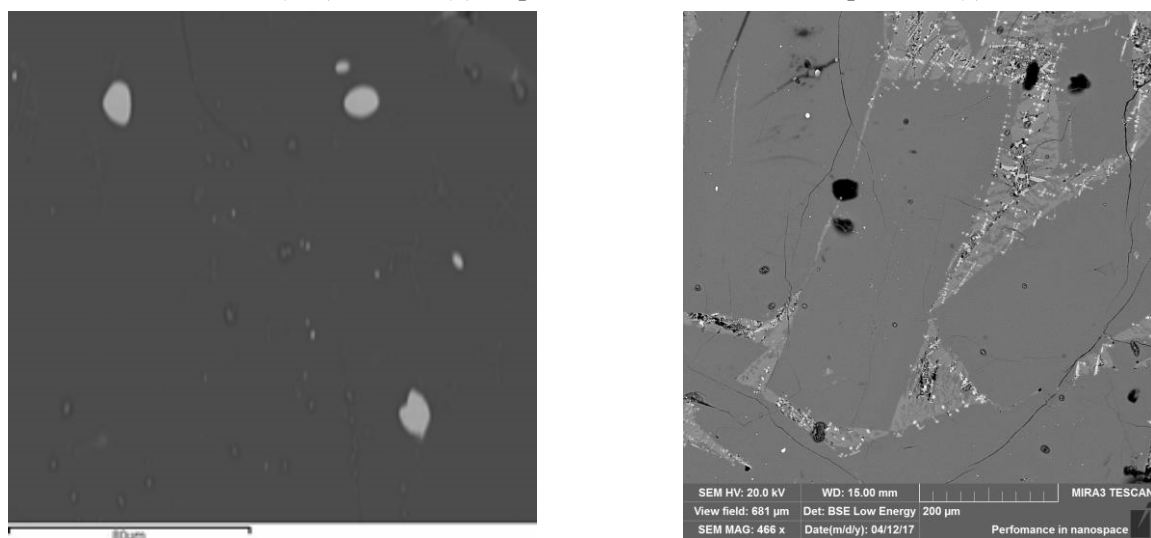


Рис. 3. Каплевидные выделения феррита. РСМА

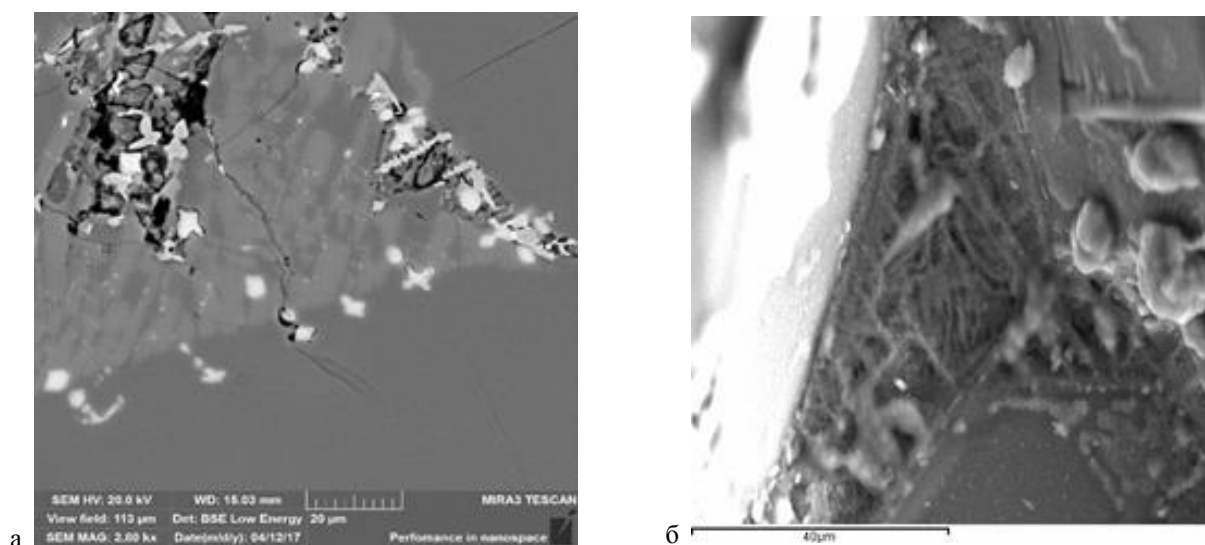


Рис. 4. Параллельные сростки псевдоволластонита и акерманита. РСМА (а), РЭМ (б)

По данным рентгеноспектрального микроанализа химический состав минерала (табл. 2) определен, как близкий к псевдоволластониту, что также подтверждается высокой температурой кристаллизации шлака.

Таблица 2

Химический состав псевдоволластонита

Компоненты	Содержание, % (масс)					
CaO	48,42	48,35	48,26	48,44	48,45	48,31
SiO ₂	51,07	51,16	51,23	51,24	51,25	49,75
Al ₂ O ₃	0,38	0,31	0,25	0,17	0,23	1,66
Na ₂ O	0,12	0,18	0,26	0,15	0,07	0,28

Фаялит и *диопсид* встречаются в подчиненном количестве (менее 1%) и образуют небольшие выделения в интерстициях между зернами акерманита. С этими минералами связана концентрация *якобсита*, *биксбиита* и *перовскита*.

Рудные минералы в шлаке не превышают 3% и представлены *ольдгамитом*, *перовскитом*, *якобситом*, *биксбиитом*, *ферритом*. Следует отметить, определение *ольдгамита* было достигнуто только в результате комплексирования оптической и электронной микроскопии.

Ольдгамит и *перовскит* в шлаках образуют скелетно-дендритные реберно-вершинные кристаллы с ветвями разных порядков. На морфологию кристаллов рудных минералов накладывает отпечаток симметрия среды. Поскольку рост кристаллических скелетов происходит от граней кристаллов акерманита или совместно с ними, то симметрия среды – $L_{\infty} \propto P$. Размеры субиндивидов, составляющих скелетно-дендритные кристаллы, не превышают 20 мкм.

Феррит «пропитал» кристаллы акерманита, распределение неравномерное. Он образует круглые выделения до овальных (см. рис. 3). Размер феррита менее 10 мкм.

Обсуждение результатов исследований

Выявленные минералогические особенности шлаков позволяют предположить механизм их образования. Процесс кристаллизации шлака псевдоволластонит-мелилитового состава описан диаграммой равновесия трёхкомпонентной системы геленит-акерманит-псевдоволластонит (рис. 5) [23].

По ионной теории О.А. Есина и с учетом кристаллохимического принципа, первыми из шлакового расплава выделяются минералы, содержащие комплексные анионы в виде изолированных группировок ($\text{Si}_2\text{O}_7^{6-}$), отвечающие островным силикатам и алюмосиликатам группы мелилита (Есин, 1968).

Диаграмма состояния геленит — акерманит является примером бинарной системы твердых растворов с минимум температуры плавления 1390°C (рис. 6). Точка минимума характеризуется нулевым интервалом кристаллизации и идентичностью составов жидкости и кристаллов.

Следует отметить, что пересчет химического состава мелилита без натриевой молекулы соответствует 70% акерманитовой составляющей и 30% геленитовой, что практически отвечает химическому составу точки минимума (73% акерманита и 27% геленита) непрерывного твердого раствора. Поскольку исследованиями установлено, что минералы геленит-акерманитового состава характеризуются, практически, однородным химическим составом, в зернах не наблюдается зонального строения, обусловленное разным химическим составом, было предположено, что наличие щелочи в составе минерала группы мелилита смещает точку минимума.

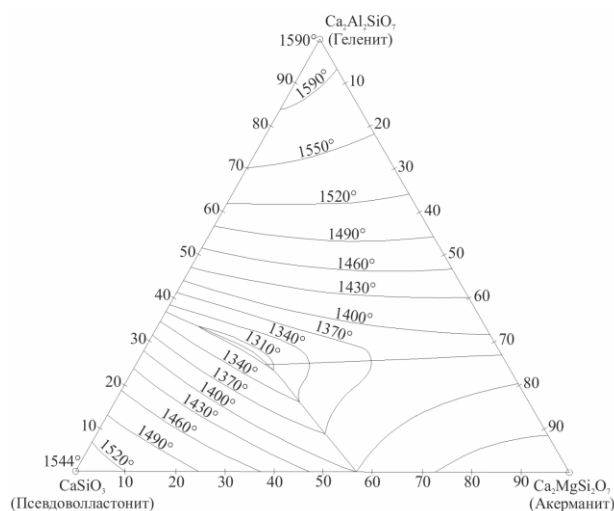


Рис. 5. Фазовый состав доменных шлаков в системе геленит-акерманит-псевдоволластонит [23]

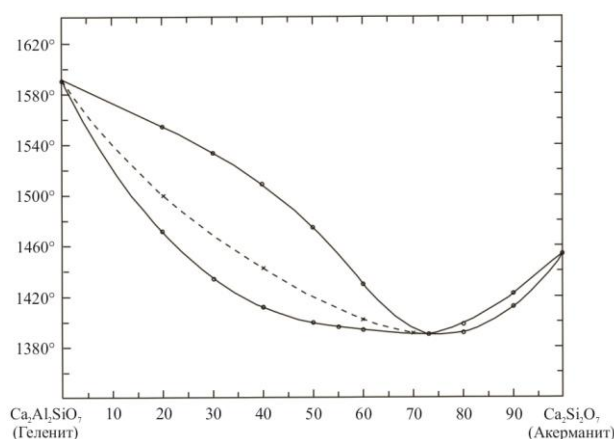


Рис. 6. Диаграмма состояния геленит-акерманит [23]

Акерманит, кристаллизуясь из расплава, образует порфиридные выделения (см. рис. 2, б). Примесные компоненты, не участвующие в их построении, отталкиваются и накапливаются у фронта роста в кристаллизационном дворике [24]. По мере роста кристаллов акерманита концентрация серы в расплаве увеличивается, что приводит к локальной гетерогенизации среды. Вследствие этого ольдгамит выделяется в виде самостоятельных примесных фаз на фронте роста кристаллов акерманита, несмотря на низкое исходное содержание серы. Он образует крупные скелетно-дендритные реберно-вершинные формы во внешних зонах кристаллов акерманита (см. рис. 2, в, г). Ольдгамит концентрирует в себе всю серу шлакового расплава.

По мере снижения температуры расплава, происходит последовательное усложнение ионных группировок – от комплексных анионов с

замкнутыми группами ($\text{Si}_3\text{O}_9^{6-}$), соответствующих кольцевым метасиликатам, к бесконечным кремнекислородным цепочкам $(\text{SiO}_3)_n$. В интерстициях между кристаллами акерманита наблюдается его совместный рост с псевдоволластонитом при достижении эвтектических условий. Минеральные фазы формируют параллельные выделения, ориентированные перпендикулярно или под определенным углом относительно кристаллов акерманита (см. рис. 3).

Кроме того, в интерстициях кристаллизуются скелетно-дендритные формы ольдгамита и перовскита. Одними из самых последних формируются единичные выделения фаялита и диопсида.

Заключение

Получение полной и достоверной информации о составе и строении доменных шлаков необходимо для определения последовательности и условий образования минеральных фаз шлака и осуществимо только за счет рационального сочетания минералого-аналитических методов.

Для изучения вещественного состава шлака предложен новый комплексный методический подход. Он включает оптическую микроскопию (оптико-петрографический и минераграфический анализы), количественный рентгенографический анализ, электронную микроскопию и рентгеноспектральный микроанализ.

Комплексирование минералого-аналитических методов изучения металлургических шлаков позволило определить фазовый состав шлаков, реальный химический состав установленных фаз, распределение химических компонентов в плоскости зерна, изучить морфологические особенности шлакообразующих минеральных фаз и их пространственные взаимоотношения, что позволило установить последовательность и условия образования минеральных фаз шлака.

В результате комплексирования оптической и электронной микроскопии выявлено, что рудные минералы представлены ольдгамитом, перовскитом, якобитом, биксбитом, ферритом.

Список литературы

1. Панишев Н.В., Бигеев В.А., Галиуллина Е.С. Переработка металлургических шлаков в ОАО «ММК» // Металлургия: технологии, инновации, качество / под общ. ред. Е.В. Протопопова. Новокузнецк, 2015. С. 377–379.
2. Третьяк А.А. Доменное производство России в 2011–2016 годы // Металлургия чугуна – вызовы XXI века: труды VIII международного конгресса доменщиков. М.: Изд. Дом «Кодекс», 2017. С. 21–35.

3. Панишев Н.В., Бигеев В.А., Галиуллина Е.С. Использование колошниковой пыли в производстве комплексного флюса // *Металлургия: технологии, инновации, качество* / под общ. ред. Е.В. Протопопова. Новокузнецк, 2015. С. 285–288.
4. Панишев Н.В., Бигеев В.А., Галиуллина Е.С. Перспективы утилизации хвостов углеобогащения и твердых отходов тепловых электростанций // *Теория и технология металлургического производства*. 2015. № 2 (17). С. 69–76.
5. Переработка мелкозернистых отходов металлургического производства с получением гранулированного чугуна и извлечением цинка / Н.В. Панишев, В.А. Бигеев, А.А. Черняев, А.В. Пантелеев // *Теория и технология металлургического производства*. 2014. № 2 (15). С. 101–105.
6. Панишев Н.В., Бигеев В.А., Черняев А.А. Переработка мелкозернистых отходов металлургического производства с получением гранулированного чугуна и извлечением цинка // *Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова*. 2013. № 4 (44). С. 26–29.
7. Основы металлургического производства: учебник [Электронный ресурс] / В.А. Бигеев [и др.]. Электрон. дан. СПб.: Лань, 2017. 616 с. Режим доступа: <http://e.lanbook.com/book/90165>. Загл. с экрана.
8. Sudarvizi Meenakshi S, Ilangoan R. Performance of Copper slag and ferrous slag as partial replacement of sand in Concrete // *International Journal of Civil And Structural Engineering*, Volume 1, no. 4, 2011. (ISSN 0976-4399).
9. Jadhav Priyanka A., and Kulkarni Dilip K. Effect of Replacement of Natural Sand By Manufactured Sand on the Properties of Cement Mortar // *International Journal of Advanced Engineering Technology*, vol. 3, no. 3, 2013 (E-ISSN 0976-3945).
10. Nataraja M C, Kumar P G Dileep, Manu A S and M C Sanjay. Use of Granulated Blast Furnace Slag as Fine Aggregate in Cement Mortar // *International Journal of Structural And Civil Engineering Research*. Vol. 2. No. 2. 2013. (ISSN 2319-6009).
11. Sankh, Biradar, Naghathan, Manjunath and Ishwargol. Recent Trends in Replacement of Natural Sand With Different Alternatives. *International Conference on Advances in Engineering & Technology – 2014 (ICAET-2014)*, e-ISSN: 2278-1684, pp. 59-66, p-ISSN: 2320-334X.
12. Gaurav Singh, Souvik Das, Abdullahi Ahmed, Showmen Saha, Somnath Karmakar. Study of Granulated Blast Furnace Slag as Fine Aggregates in Concrete for Sustainable Infrastructure. *Procedia – Social and Behavioral Sciences*. Volume 195, pp. 2272–2279.
13. Murat Kurt, Türkey Kotan, Muhammed Said Gül, Rüstem Gül, Abdulkadir Cüneyt Aydın. The effect of blast furnace slag on the self-compactability of pumice aggregate lightweight concrete. *Sadhana*. February 2016, volume 41, issue 2, pp. 253–264.
14. Khajuria Chetan and Siddique Rafat. Use of Iron Slag as Partial Replacement of Sand to Concrete, *International Journal of Science, Engineering and Technology Research (IJSETR)*, volume 3, issue 6, June 2014, ISSN: 2278-7798.
15. Калмыкова Ю.С. Переработка отвальных доменных шлаков с получением шлакощелочных вяжущих // *Экология и промышленность России*. 2014, март. С. 21–25.
16. Игнатова А.М. Исследование возможности использования техногенного сырья к производству волокна и литых заготовок петругическим рециклингом // *Научно-технический вестник Поволжья*. 2013. №4. С. 141–153.
17. Переработка шлаков на ММК и «Электростали»: [Электронный ресурс] // Аналитический портал химической промышленности. Newchemistry.ru. Новые химические технологии. М., 2006–2017. URL: http://www.newchemistry.ru/printletter.php?n_id=3539. (дата обращения: 24.08.2017).
18. Горбатова Е.А., Емельяненко Е.А., Лебедев А.Н. Влияние вещественного состава шлаков на выбор области их применения // *Современные проблемы комплексной переработки труднообогатимых руд и техногенного сырья* (Плаксинские чтения – 2017): материалы Междунар. науч. конф., Красноярск, 12–15 сентября 2017 г. Красноярск: Сиб. фед. ун-т, 2017. С. 105–107.
19. МУ НСОММИ № 31. Виды и последовательность минералогических исследований для обеспечения технологических работ.
20. МР НСОММИ № 111. Петрографический анализ магматических, метаморфических и осадочных горных пород.
21. МУ НСАМ № 21. Рентгенографический количественный фазовый анализ (РКФА) с использованием метода внутреннего стандарта.
22. МР НСОММИ № 188. Электронно-микроскопический метод фазового и элементного анализа тонкодисперсных объектов.
23. Osborn E.F., Schairer J.F. *American Journal of Science*. 1941. 239.
24. Тиллер У.А. Затвердевание // *Физическое металловедение*. М.: Мир, 1968. Т.2. С. 155–226.

Поступила 05.10.17.

Принята в печать 23.08.17.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-31-39>**JUSTIFYING THE INTEGRATION OF MINERALOGICAL ANALYSIS METHODS WHEN STUDYING METALLURGICAL SLAGS**

Elena A. Gorbatova – D.Sc. (Geology and Minerology)

Fedorovsky National Institute of Mineral Resources, Moscow, Russia. E-mail: lena_gorbatova@mail.ru

Elena G. Ozhogina – D.Sc. (Geology and Mineralogy)

Fedorovsky National Institute of Mineral Resources, Moscow, Russia. E-mail: vims-ozhogina@mail.ru

Alexey N. Lebedev – Postgraduate Student

Fedorovsky National Institute of Mineral Resources, Moscow, Russia. E-mail: indoneziyec@mail.ru

Elena A. Yemelyanenko – Ph.D. (Eng.), Associate Professor

Mine Surveying and Minerals Processing, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: emv31@mail.ru

Alexander S. Kharchenko – Ph.D. (Eng.), Associate Professor

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

Valentin N. Selivanov – Ph.D. (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University. E-mail: mcm@magtu.ru

Abstract

Problem Statement (Relevance): This article describes the capabilities of an advanced complex of mineralogical analysis methods applied for studying the technical stone. With the help of the complex, one can obtain complete and reliable information on the material composition and the morphostructure of the mineral phases, simulate the mineral formation processes behind the technical stone, analyse the economic needs of the region and predict what areas the technical raw materials are likely to find further application in. Using the example of the blast furnace slag, the authors support the feasibility of integrating the conventional mineralogical methods (such as optical microscopy and quantitative X-ray analysis) with the methods of electron microscopy and X-ray spectroscopy. **Objectives:** This research aims to substantiate the feasibility of integrating mineralogical analysis methods for studying metallurgical slags. **Methods Applied:** A combination of advanced mineralogical analysis methods including optical microscopy (optical petrography and mineralogy), quantitative X-ray analysis, electron microscopy and X-ray spectroscopy. Mineralogical studies are regulated by the guidelines approved by the Council for Mineralogical Research Methods. **Originality:** The originality of this research is in the novel approach to studying the material composition of slags, i.e. using a combination of the mineralogical analysis methods. **Findings:** This article describes the results of the study into blast furnace slags. Due to the optimum combination of methods, the authors were able to carry out a phase analysis of the slags, determine the actual chemical composition of the phases identified and the distribution of the chemical components across the grain plane, study the morphology of the slag-forming mineral phases and their spatial relationships. All that helped identify the sequence and the mechanism of phase formation. **Practical Relevance:** The data obtained provide all the information about the phase composition of the slags in view, as well as the mechanism of how the slags form in the blast furnace hearth.

Keywords: Blast-furnace slag, material composition, man-made mineral raw materials, mineralogical analysis methods, integration, mineral phases, akermanite, oldhamite, skeletal and dendritic crystals.

References

1. Panishev N.V., Bigeev V.A., Galiullina E.S. Processing of metallurgical slags at MMK OJSC. *Metallurgiya: tekhnologii, innovatsii, kachestvo* [Collection of papers: Metallurgy: Processes, Innovations, Quality]. Ed. by E.V. Protopopov, Novokuznetsk, 2015, pp. 377-379. (In Russ.)
2. Tretyak A.A. Blast furnace production in Russia in 2011-2016. *Metallurgiya chuguna – vyzovy XXI veka. Trudy VIII mezhdunarodnogo kongressa domenshchikov* [Metallurgy of cast iron: Challenges of the XXI century. Proceedings of the VIII International Congress of Blast Furnace Operators]. Moscow: Kodeks Publishing House, 2017, pp. 21–35. (In Russ.)
3. Panishev N.V., Bigeev V.A., Galiullina E.S. Use of the blast furnace dust in the production of composite flux. *V sbornike: Metallurgiya: tekhnologii, innovatsii, kachestvo* [Collection of papers: Metallurgy: Processes, Innovations, Quality]. Ed. by E.V. Protopopov, 2015, pp. 285–288. (In Russ.)
4. Panishev N.V., Bigeev V.A., Galiullina E.S. Prospective recycling of coal tailings and the solid waste of thermal power plants. *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva* [The theory and technology of metallurgical production], 2015, no. 2 (17), pp. 69–76. (In Russ.)
5. Panishev N.V., Bigeev V.A., Chernyaev A.A., Pantelev A.V. Processing of fine-grained metallurgical waste with the production of granulated cast iron and the extraction of zinc. *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva* [The theory and technology of metallurgical production], 2014, no. 2 (15), pp. 101–105.
6. Panishev N.V., Bigeev V.A., Chernyaev A.A. Processing of fine-grained metallurgical waste with the production of granulated cast iron and the extraction of zinc. *Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2013, no. 4 (44), pp. 26–29. (In Russ.)
7. Bigeev V.A. et al. *Osnovy metallurgicheskogo proizvodstva: Uchebnik* [Basics of metallurgical production: Textbook]. St. Petersburg: Lan', 2017, 616 p. Available at: <http://e.lanbook.com/book/90165>.
8. Sudarvizhi Meenakshi S., Ilangoan. R, Performance of Copper slag and ferrous slag as partial replacement of sand in Concrete, *International Journal of Civil And Structural Engineering*, volume 1, no. 4, 2011 (ISSN 0976-4399).
9. Jadhav Priyanka A., and Kulkarni Dilip K., Effect of Replacement of Natural Sand By Manufactured Sand on the Properties of Cement Mortar. *International Journal of Advanced Engineering Technology*, vol. 3, no. 3, 2013 (E-ISSN 0976-3945).
10. Nataraja M C, Kumar P G Dileep, Manu A S and M C Sanjay, Use of Granulated Blast Furnace Slag as Fine Aggregate in Cement Mortar. *International Journal of Structural*

- And Civil Engineering Research, vol. 2, no. 2, 2013. (ISSN 2319-6009).
11. Sankh, Biradar, Naghathan, Manjunath and Ishwargol, Recent Trends in Replacement of Natural Sand With Different Alternatives. International Conference on Advances in Engineering & Technology – 2014 (ICAET-2014), e-ISSN: 2278-1684, pp. 59–66, p-ISSN: 2320-334X.
 12. Gaurav Singh, Souvik Das, Abdullahi Ahmed, Showmen Saha, Somnath Karmakar. Study of Granulated Blast Furnace Slag as Fine Aggregates in Concrete for Sustainable Infrastructure. *Procedia - Social and Behavioral Sciences*. Vol. 195, pp. 2272–2279.
 13. Murat Kurt, Türkyay Kotan, Muhammed Said Gül, Rüstem Gül, Abdulkadir Cüneyt Aydın. The effect of blast furnace slag on the self-compactability of pumice aggregate lightweight concrete. *Sadhana*. February 2016, vol. 41, iss. 2, pp. 253–264.
 14. Khajuria Chetan and Siddique Rafat, "Use of Iron Slag as Partial Replacement of Sand to Concrete, International Journal of Science", Engineering and Technology Research (IJSETR), vol. 3, iss. 6, June 2014. ISSN: 2278-7798.
 15. Kalmykova Yu.S. Processing of dump blast furnace slag for the production of alkali-activated slag binders. *Ekologiya i promyshlennost' Rossii* [The ecology and production industry of Russia], March 2014, pp. 21–25. (In Russ.)
 16. Ignatova A.M. Studying the possibility of using man-made raw materials for the production of fibers and cast billets by way of petrological processing. *Nauchno-tekhnicheskij vestnik Povolzhia* [The Volga Region Bulletin of Science and Technology], 2013, no. 4, pp. 141–153. (In Russ.)
 17. Processing of slags at MMK and Elektrostal. Analytical portal of the chemical industry. Newchemistry.ru. New chemical technologies. Moscow, 2006-2017. Available at: http://www.newchemistry.ru/printletter.php?n_id=3539 (Accessed August 24, 2017).
 18. Gorbatova E.A., Emelyanenko E.A., Lebedev A.N. How the composition of slags determines their applications. Current problems in the processing of complex ores and man-made raw materials (Plaksin readings 2017): Proceedings of the International Science Conference in Krasnoyarsk, September 12th-15th, 2017. Krasnoyarsk: Siberian Federal University, 2017, pp. 105–107. (In Russ.)
 19. Guidelines of the Academic Board for Mineralogical Research Methods, no. 31. Types and the order of mineralogical studies to support the operations. (In Russ.)
 20. Guidelines of the Academic Board for Mineralogical Research Methods, no. 111. Petrographic analysis of igneous, metamorphic and sedimentary rocks. (In Russ.)
 21. Guidelines of the Academic Board for Analytical Methods, no. 21. Quantitative phase analysis by X-ray diffraction and using the internal standard method. (In Russ.)
 22. Guidelines of the Academic Board for Mineralogical Research Methods, no. 188. Electron microscopy as part of the phase and element analysis of finely dispersed objects. (In Russ.)
 23. Osborn E.F., Schairer J.F. *American Journal of Science*. 1941, 239.
 24. Tiller U.A. Solidification. *Fizicheskoe metallovedenie* [Physical Metallurgy]. Moscow: Mir, 1968, vol. 2, pp. 155–226.

Received 05/10/17

Accepted 23/08/17

Образец для цитирования

Целесообразность комплексирования минералого-аналитических методов изучения металлургических шлаков / Горбатова Е.А., Ожогина Е.Г., Лебедев А.Н., Емельяненко Е.А., Харченко А.С., Селиванов В.Н. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №4. С. 31–39. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-31-39>

For citation

Gorbatova E.A., Ozhogina E.G., Lebedev A.N., Emelyanenko E.A., Kharchenko A.S., Selivanov V.N. Justifying the integration of mineralogical analysis methods when studying metallurgical slags. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 31–39. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-31-39>

ЛИТЕЙНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

УДК 621.74

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-40-46>ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ ПОЛИСТИРОЛА С ДОБАВЛЕНИЕМ
ВТОРИЧНЫХ ГРАНУЛ СТРОИТЕЛЬНОГО ПОЛИСТИРОЛА

Куликов В.Ю., Исагулов А.З., Щербакова Е.П., Ковалёва Т.В.

Карагандинский государственный технический университет, Караганда, Республика Казахстан

Аннотация

Одним из высокоточных способов литья является изготовление отливок по газифицируемым моделям. Как правило, в данной технологии применяется литейный полистирол. Использование в составе газифицируемой модели вторичных гранул строительного полистирола приведет в конечном итоге к удешевлению отливок. Целью исследования явилось определение оптимальной концентрации гранул строительного полистирола в составе модели. Для этого с использованием методов математического планирования в условиях производства (ТОО «КМЗ им. Пархоменко», Караганда) изготавливались модели различных составов. В дальнейшем они использовались для получения отливок. Исследования проводили на пористость, шероховатость, пригар и степень выгорания модели. Эксперименты проводились по гостированным и общепринятым методикам, с привлечением новых приборов и оборудования. Новизна работы: впервые разрабатывается технология изготовления прецизионных отливок литьем по газифицируемым моделям с использованием литейного полистирола со вторичными гранулами строительного полистирола. Определена целесообразность применения в литье по газифицируемым моделям вторичного полистирола в диапазоне 10–50%. Оптимальным по экспериментальным исследованиям признано использование в составе модели 35–40% вторичных гранул из отходов строительного пенополистирола. Это позволяет получать газифицируемые модели высокого качества с низкой шероховатостью, высокой геометрической размерной точностью и однородной объемной плотностью по всему сечению модели. Это происходит вследствие низкой вспенивающей активности гранул вторичного полистирола, которые оказываются на поверхности формируемой модели. К тому же стоимость такого полистирола значительно меньше традиционного литейного, используемого в большинстве цехов в настоящее время. Приведены результаты исследований предлагаемого состава полистирола на пористость, шероховатость, пригар и скорость выгорания.

Ключевые слова: полистирол, модель, отливка, пористость, шероховатость, пригар, качество.

Исследования выполнены в рамках выполнения гранта «Разработка технологии производства сложных отливок при литье по газифицируемым моделям» по договору с КН МОН РК № 163-3 от 03 марта 2017г.

Введение

Одним из современных способов изготовления литых заготовок, удовлетворяющих потребностям производства, становится технология литья по газифицируемым моделям (ЛГМ). В действительных производственных условиях наиболее распространенной является технология получения моделей, включающая последовательность: приготовление гранул полистирола, пресс-формы и её заполнение гранулами пенополистирола, тепловую обработку пресс-формы, охлаждение модели после сушки и контроль качества модели [1].

Для моделей в производственной практике обычно используется литейный полистирол [2–7].

Значительным недостатком вспененных гранул литейного полистирола является их предрасположенность к комкованию (слипанию).

Она проявляется из-за химического или электрического взаимодействия между гранулами. Эти факторы приводят к сложностям в заполнении гранулами пресс-формы.

Также недостатками являются относительно низкий выход годного литья, плохая жидкотекучесть расплава, в то время как вязкость жидкого металла весьма высокая. Это происходит вследствие недостаточного уровня избыточного давления по отношению к газовому давлению в форме. Из-за этого проявляются неудовлетворительные характеристики структуры отливок. Еще одним недостатком такого способа изготовления отливок является то, что образуется значительный пригар на поверхности отливки и, соответственно, увеличивается их шероховатость из-за прочного сцепления частиц песка с металлом [8].

Изготовление газифицируемых моделей в литейном производстве ТОО «КМЗ им. Пархо-

менко» осуществляется механической обработкой из пенополистироловых плит, получаемых как из литейных, так и строительных марок суспензионного полистирола.

По опыту производств, использующих ЛГМ, можно определить требования к моделям: исходный материал моделей должен быть недорогим и нетоксичным; плотность минимальной, а прочность относительно высокой; модель при взаимодействии с расплавленным металлом должна полностью выгорать; должна обеспечить формирование качественной поверхности отливки.

Для получения моделей высокого качества с низкой шероховатостью, высокой геометрической размерной точностью и однородной объемной плотности по всему сечению возможно применять более дешевый полистирол, содержащий вторичный пенополистирол из отходов строительного пенополистирола. Возможно использование вторичного полистирола в диапазоне 10–50%.

Теория, материалы и методы исследования, технические и технологические разработки

Экспериментальные плавки проводились на ТОО «КМЗ им. Пархоменко» (г. Караганда). Модели получали из литейного полистирола с фракциями 0,3–0,6 мм и вторично переработанных из отходов строительного пенополистирола гранул размером до 0,5 мм в количестве 10–50%. Полистирол, согласно технологии, предварительно подвспенивался на пару и просушивался, затем задувался в пресс-форму, которая выдерживается в автоклаве до тех пор, пока гранулы полистирола не спекутся.

Основным направлением исследований было определение влияния состава модели на изготавливаемую отливку. Одним из определяющих факторов получения качественной отливки является пористость модели, которая должна быть в технологически необходимых пределах. Увеличение пористости приведет к деформированию модели под нагрузкой песка и, следовательно, искажению геометрических размеров отливки. Уменьшение пористости будет уменьшать скорость выгорания модели, приводить к увеличению остатка и, тем самым, будет способствовать науглероживанию поверхности отливки, снижению ее шероховатости и увеличению пригара.

Исследования микроструктуры полученных образцов проводили на микроскопе Tescan Vega. Определение открытой пористости осуществляли

методом ртутной порометрии [9] с использованием порозиметра Pascal, полноту сгорания определяли путем взвешивания остатка на весах Shimadzu после выдерживания на полистироловые образцы при разных температурах в печи Nobertherm.

Шероховатость измеряли портативным измерителем шероховатости TR 100 согласно ГОСТ 2789-73 [10].

Пригар определяли следующим образом: отливки охлаждали до комнатной температуры, после чего из них вырезали образцы размером 30×30×15 мм. С поверхности образцов удаляли легко отделяемый пригар песка и остатка полистироловой модели. Для удаления оставшегося трудно отделяемого пригара образцы погружали в расплав едкого натра при температуре 500°C и выдерживали в нем в течение 4–6 ч (по достижению постоянного веса образца). За количественную характеристику пригара принималось отношение веса пригара к площади поверхности образца (г/см²).

Результаты исследования и их обсуждение

Ранее проводились исследования по отработке конструкции опоки для литья по газифицируемым моделям, подбора состава краски для моделей и выбора кварцевых песков [11–14].

Для оценки технологических свойств полистироловых моделей с добавлением вторичных гранул проводили ряд исследований, в частности их пористости (рис. 1).

Наличие пористости способствует скорому затеканию в модель жидкого металла и горячего воздуха и способствует более быстрому и полному выгоранию (парообразованию), вследствие чего исключается или снижается взаимодействие остатка с поверхностью формирующейся отливки. Следовательно, шероховатость отливки, пригар на ней и науглероживание поверхности также исключаются. В то же время избыток (свыше 40%) в составе модели вторичных гранул снижает скорость выгорания, вероятно, за счет более полной их упаковки.

Исследования показали, что наибольший объем пор находится в пределах 20 мкм. Пористость полистироловых образцов с крошкой строительного полистирола на 20% выше, чем образцов из литейного полистирола.

Исследования полистироловой модели под микроскопом при увеличении в 100 раз показали значительную плотность и равномерность сформированных гранул (рис. 2).

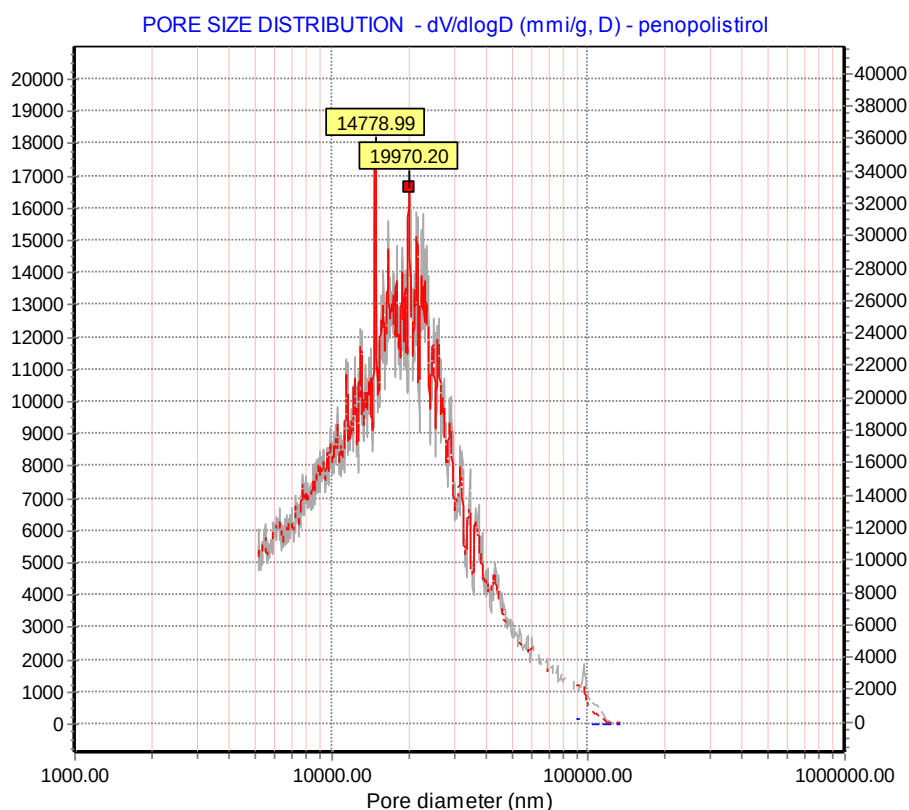
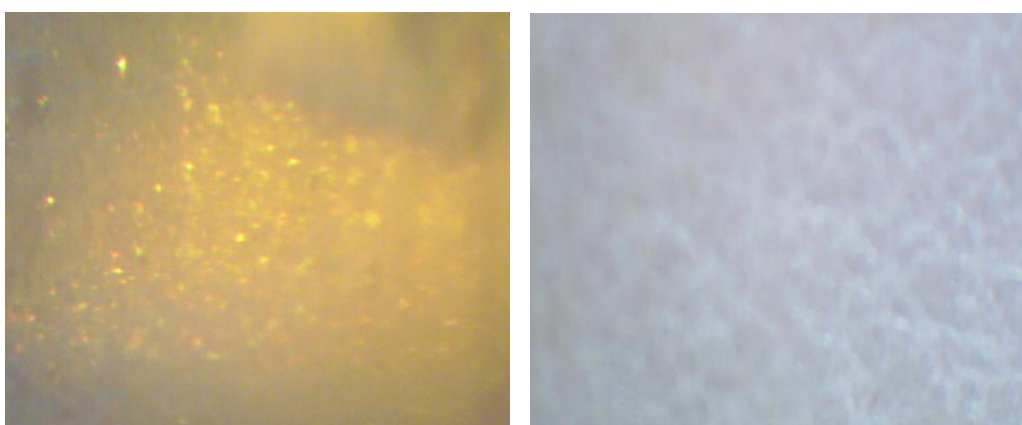


Рис. 1. Распределение пор в пенополистироловой модели с 40% добавки вторичных гранул



а

б

Рис. 2. Микроструктурный снимок сердцевины (а) и поверхности (б) модели с 40% вторичных гранул из отходов строительного пенополистирола

Зависимость шероховатости отливки от состава модели показана на **рис. 3**.

Та же зависимость проявляется и в случае выявления влияния состава модели на величину пригара (**рис. 4**).

Также исследовали полноту выгорания моделей из полистирола с добавлением гранул вторичного полистирола. Для этого образец модели

отливки «Фланец» помещали в термическую печь. Модель представляла собой небольшой сегмент модели массой 0,5 г.

После выдержки образца при определенной температуре в течение 30 с тигель с остатком образца извлекался из печи и взвешивался, разница между весом тигля с остатками и без и показывает сухой остаток от образца модели (**рис. 5, 6**).

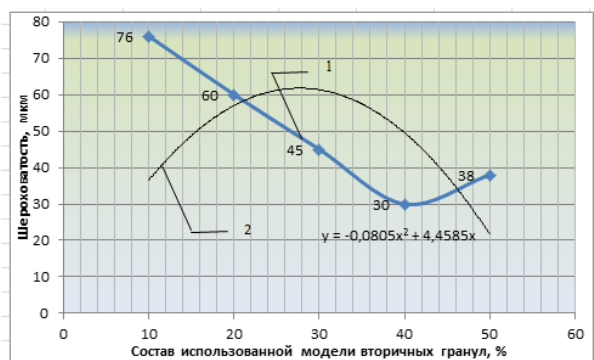


Рис. 3. Зависимость шероховатости отливки от состава модели

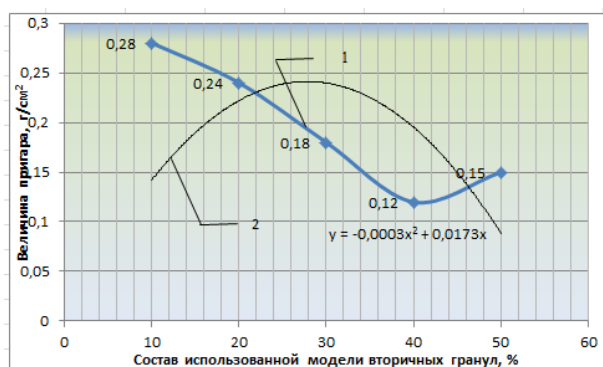


Рис. 4. Зависимость величины пригара отливок от состава модели



а



б

Рис. 5. Образец №1 (содержание вторичных гранул 40%) (а – начальный образец; б – после нахождения в печи при температуре 200°C)



а



б

Рис. 6. Образец №4 (содержание вторичных гранул 40%) (а – начальный образец; б – после нахождения в печи при температуре 850°C)

Очевидно, что при относительно низких температурах воздействия (200–400°C), полистирол плавится и спекается, а при высоких температурах выгорает, оставляя золу.

Влияние температуры воздействия на степень выгорания полистироловых моделей представлено на рис. 7.

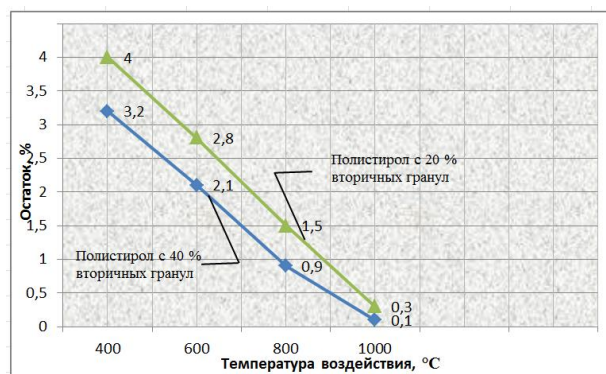
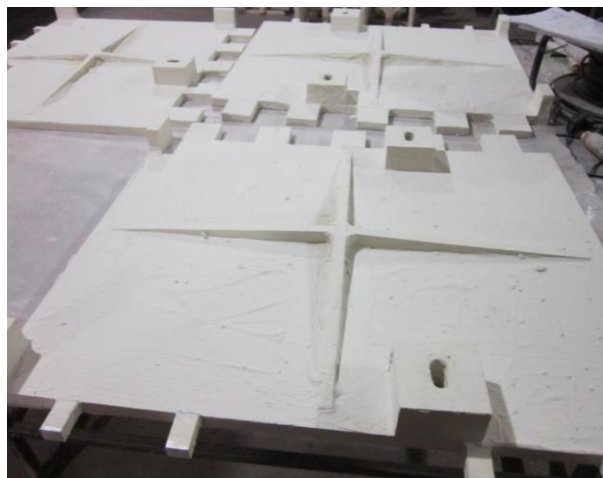


Рис. 7. Влияние температуры воздействия на полноту выгорания полистироловых моделей

Полистироловая модель отливки «Броневая плита», изготовленная по отмеченной выше технологии, показана на **рис. 8**.



а



б

Рис. 8. Склеенная модель отливки (а) и отливка «Броневая плита» (б)

Заключение

Получение полистироловых моделей с добавлением вторичных гранул строительного полистирола позволило значительно снизить процент брака отливок (не более 2–3%).

Модернизирован состав моделей для изготовления литых заготовок сложной конфигурации, определен и состав моделей. Основные достоинства такой технологии:

- геометрическая точность изготавливаемых литых заготовок любой конфигурации;
- низкая шероховатость поверхности (R_z 70–90) дает возможность для некоторых отливок исключить механическую обработку, если механическая обработка необходима, то припуск на нее будет минимальным;
- полная идентичность отливок в серии;

- однородная объемная плотность по всему сечению модели. Это происходит вследствие низкой вспенивающей активности гранул вторичного полистирола, которые оказываются на поверхности формируемой модели.

Предлагаемый состав полистироловых моделей может быть использован на предприятиях, ориентированных на выпуск литейной продукции методом ЛГМ, т.к. не требует дополнительных затрат на закупку новых основных средств, расширение штата или ассортимента закупаемого сырья.

Основные преимущества использования предлагаемого состава газифицируемых моделей по сравнению с используемыми в настоящее время:

- снижение доли импорта в сфере фасонного литья;
- повышение рентабельности литейного производства.

В настоящее время отработанный технологический процесс используется на ТОО «КМЗ им. Пархоменко» на участке по выпуску крупнобаритного литья для горнодобывающей промышленности.

Список литературы

1. Шуляк В.С. Литье по газифицируемым моделям. СПб.: Профессионал, 2007. 60 с.
2. Апоненко А.Г., Горбулько В.М. Литье по газифицируемым моделям. Особенности процесса и материалов // Литейщик России. 2012. №12. С. 26–29.
3. Деев В.Б., Пономарева К.В., Юдин А.С. Исследование плотности пенополистироловых моделей при реализации ресурсосберегающей технологии получения тонкостенного алюминиевого литья // Изв. вузов. Цветная металлургия. 2015. №2. С. 48–51.
4. Соловко И.Т., Шинский И.О., Бердыев К. Подвспенивание исходного полистирола в ультрафиолетовом излучении // Литейное производство. 2014. №4. С. 13–15.
5. Рыбаков С.А. Литье по газифицируемым моделям – вектор развития // Литейщик России. 2012. № 12. С. 11–13.
6. Nesterov, N. V.; Emilov, A. G. The Effect of Vacuum Rarefaction during Foundry by Gasified Models // Russian journal of non-ferrous metals, 2008, no.10, vol. 49, iss. 5, pp. 363–366.
7. Ardashkin, Igor B.; Yakovlev, Alexey N.; Martyushev, Nikita, V Evaluation of the Resource Efficiency of Foundry Technologies: Methodological Aspect // International Conference for Young Scientists on High Technology - Research and Applications. Tomsk Polytechn Univ, MAR 26–28, 2014, High Technology: Research and Applications. Серия книг: Advanced Materials Research. Vol. 1040. P. 912–916. 2014.
8. <http://mitalolom.ru/2012/04/17/2-3-izgotovlenie-modelej-v-serijnom-proizvodstve/>
9. Плаченков Т.Г., Колосенцев С.Д. Порометрия. М.: Химия, 1988. 176 с.: ил.

10. ГОСТ 2789-73. Шероховатость поверхности. Параметры и характеристики.
11. Совершенствование литья по газифицируемым моделям / Исагулов А.З., Куликов В.Ю., Laurent С., Твердохлебов Н.И., Щербакова Е.П. // Литейное производство. 2014. №4. С. 16–18.
12. Влияние краски на качество чугунных и стальных отливок сложной конфигурации при ЛГМ / Исагулов А.З., Куликов В.Ю., Твердохлебов Н.И., Щербакова Е.П., Ковалёва Е.П. // Литейное производство. 2015. №7. С. 17–19.
13. Литье по газифицируемым моделям в опоках с боковым и нижним забором воздуха / Исагулов А.З., Куликов В.Ю., Твердохлебов Н.И., Ковалёва Т.В. // Литейное производство. 2016. №10. С. 22–25.
14. Исследование структуры пенополистирола при литье по газифицируемым моделям / Квон С.С., Куликов В.Ю., Исагулов А.З., Аринова С.К., Ковалёва Т.В. // Литейное производство. 2017. №7. С. 18–20.

Поступила 03.10.17.

Принята в печать 13.11.17.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-40-46>

STUDY OF THE PROPERTIES OF POLYSTYRENE CONTAINING SECONDARY GRANULES OF EXPANDED POLYSTYRENE

Vitaliy Yu. Kulikov – Ph.D. (Eng.), Professor, Chief Scientific Officer

Karaganda State Technical University, Karaganda, Republic of Kazakhstan. E-mail: mlpikm@mail.ru. ORCID: 0000-0001-6191-8569

Aristotel Z. Issagulov – D.Sc. (Eng.), Professor, First Vice Rector

Karaganda State Technical University, Karaganda, Republic of Kazakhstan. E-mail: a.isagulov@kstu.kz. ORCID: 0000-0003-2174-9072

Elena P. Shcherbakova – Ph.D., Senior Research Fellow

Karaganda State Technical University, Karaganda, Republic of Kazakhstan. E-mail: sherbakova_1984@mail.ru. ORCID: 0000-0001-6678-6673

Tatjana V. Kovaljva – Master's student, doctoral student

Karaganda State Technical University, Karaganda, Republic of Kazakhstan. E-mail: sagilit@mail.ru. ORCID: 0000-0002-1186-1805

Abstract

Lost-foam casting is one of the high-precision casting techniques. This technique usually relies on the use of foundry polystyrene. The use of secondary granules of expanded polystyrene in evaporative patterns can eventually result in the lower cost of castings. The purpose of this research was to determine the optimum concentration of expanded polystyrene granules in the pattern. For this purpose, patterns of various compositions were manufactured using mathematical planning methods and in the production environment of Karaganda Machine Building Plant named after Parkhomenko. Such patterns were then used for casting. The patterns were tested for porosity, roughness, penetration and vaporization degree. The experiments conducted relied on both the national standards and the common practice, as well as on advanced instruments and equipment. Originality: This research marks the first time when a precision lost-foam casting technique is being developed that relies on the use of polystyrene with secondary granules of expanded polystyrene. The range of 10 to 50% has been identified as the optimum concentration of secondary polystyrene for lost-foam casting. Based on the results of experimental studies, the use of 35-40% of secondary granules from waste construction polystyrene was found as optimum. Due to this, one can obtain high-quality polystyrene patterns

with low roughness, high dimensional accuracy and uniform bulk density across the entire pattern section. This is due to low foamability of the secondary polystyrene granules which can be found on the surface of the pattern. Besides, the cost of such polystyrene is much lower than the cost of the conventional foundry polystyrene which is currently used in most casting applications. The article also describes the results of studies in which the proposed polystyrene composition was tested for porosity, roughness, penetration and vaporization degree.

Keywords: Polystyrene, model, casting, porosity, roughness, penetration, quality.

References

1. Shulyak V.S. Lost-foam casting. Saint Petersburg: Professional, 2007, 60 p. (In Russ.)
2. Aponenko A.G., Gorbulko V.M. Lost-foam casting. The process and the materials. *Liteyshchik Rossii* [Foundryman of Russia]. 2012, no. 12, pp. 26–29.
3. Deev V.B., Ponomareva K.V., Yudin A.S. Looking at the density of expanded polystyrene patterns for the implementation of a sustainable thin-wall aluminum casting process. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Tsvetnaya metallurgiya* [Proceedings of Russian universities. Non-ferrous metallurgy]. 2015, no. 2, pp. 48–51.

4. Solovko I.T., Shinsky I.O., Berdyev K. Foaming of primary polystyrene under ultraviolet radiation. *Liteynoe proizvodstvo* [Foundry]. 2014, no. 4, pp. 13–15.
5. Rybakov S.A. Lost-foam casting: A vector of development. *Liteyshchik Rossii* [Foundryman of Russia]. 2012, no. 12, pp. 11–13.
6. Nesterov, N.V.; Ermilov, A. G. The Effect of Vacuum Rarefaction during Foundry by Gasified Models. *Russian Journal of Non-ferrous Metals*, 2008, no. 10, vol. 49, iss. 5. pp. 363–366.
7. Ardashkin, Igor B., Yakovlev, Alexey N.; Martyshev, Nikita, V Technologies: Methodological Aspect. International Conference for Young Scientists on High Technology - Research and Applications Location: Tomsk Polytechn Univ, Tomsk, RUSSIA publ.: MAR 26-28, 2014 High Technology: Research and Applications Series: Advanced Materials Research. Vol. 1040, pp. 912–916.
8. <http://mitalolom.ru/2012/04/17/2-3-izgotovlenie-modelej-v-serijnom-proizvodstve/>
9. Plachenov T.G., Kolosentsev S.D. Porometry. Moscow: Khimiya, 1988, 176 p. (In Russ.)
10. GOST 2789-73. *Sherohovatost' poverhnosti. Parametry i harakteristiki* [State Standart 2789-73. Surface roughness. Parameters and characteristics].
11. Isagulov A.Z., Kulikov V.Yu., Laurent C., Tverdokhlebov N.I., Shcherbakova E.P. Improving the lost-foam casting process. *Liteynoe proizvodstvo* [Foundry]. 2014, no. 4, pp. 16–18. (In Russ.)
12. Isagulov A.Z., Kulikov V.Yu., Tverdokhlebov N.I., Shcherbakova E.P., Kovaleva E.P. The effect of paint on the quality of cast iron and steel LFC castings of complex geometry. *Liteynoe proizvodstvo* [Foundry]. 2015, no. 7, pp. 17–19. (In Russ.)
13. Isagulov A.Z., Kulikov V.Yu., Tverdokhlebov N.I., Kovaleva T.V. Lost-foam casting using flasks with air inlets on a side and at the bottom. *Liteynoe proizvodstvo* [Foundry]. 2016, no. 10, pp. 22–25. (In Russ.)
14. Kvon S.S., Kulikov V.Yu., Isagulov A.Z., Arinova S.K., Kovaleva T.V. Looking at the structure of polystyrene foam when using the lost-foam casting process. *Liteynoe proizvodstvo* [Foundry]. 2017, no. 7, pp. 18–20. (In Russ.)

Received 03/10/17

Accepted 13/11/17

Образец для цитирования

Исследование свойств полистирола с добавлением вторичных гранул строительного полистирола / Куликов В.Ю., Исагулов А.З., Щербакова Е.П., Ковалёва Т.В. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №4. С. 40–46. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-40-46>

For citation

Kulikov V.Yu., Issagulov A.Z., Shcherbakova E.P., Kovaljova T.V. Study of the properties of polystyrene containing secondary granules of expanded polystyrene. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 40–46. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-40-46>

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

УДК 621.178.8

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-47-54>

ПОИСК ЭФФЕКТИВНЫХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ И ПОДСМАЗОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ ШТАМПОВКИ СТЕРЖНЕВЫХ КРЕПЕЖНЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ НЕРЖАВЕЮЩИХ СТАЛЕЙ

Железков О.С.¹, Абрамов А.Н.², Галиахметов Т.Ш.³¹ Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия² Уфимский государственный авиационный технический университет, Уфа, Россия³ Белебеевский завод «Автономаль», Белебей, Россия

Аннотация

Крепежные изделия из коррозионностойких сталей находят широкое применение в атомной энергетике, нефтяной и газовой промышленности, авиастроении и судостроении, медицинской технике, пищевой промышленности и других отраслях. Для изготовления крепежных изделий с высокой коррозионной стойкостью, в основном, применяются стали аустенитного класса. Доля импорта в потреблении крепежных изделий в Российской Федерации в 2014 г. составила 46%. В основном, это изделия повышенной прочности и крепеж из нержавеющей стали являются важной задачей отечественной промышленности по импортозамещению. Цель работы – поиск эффективных смазочных материалов и подсмазочных покрытий для штамповки стержневых крепежных изделий из нержавеющей стали. Выполнены экспериментальные исследования по моделированию процесса прямого выдавливания и редуцирования цилиндрических заготовок из нержавеющей стали при использовании различных смазочных материалов и подсмазочных покрытий. Определены силы деформирования исходных заготовок и силы выталкивания деформированных заготовок из матрицы, по которым оценивали качество исследуемых смазочных материалов и покрытий. Установлено, что наиболее эффективными подсмазочными покрытиями являются оксидное и медное, нанесенное химико-термическим способом. Исследовано 14 типов смазочных материалов. Среди традиционных смазочных материалов наиболее эффективны Эмбол-4, Форсол, КТИОЛ и Твол. Применяются также современные смазочные материалы зарубежного производства «Макко-Экструдойл-51» и «Экструдинг-641» («Витко Кемикал», США). Отечественный смазочный материал «Росойл-ШОК» по технико-экономическим показателям не уступает лучшим мировым аналогам. Опыт промышленного использования смазочного материала «Росойл-ШОК» на заводах «Автономаль» (г. Белебей) и «Этна» (г. Н. Новгород) при штамповке крепежных изделий показали высокую эффективность.

Ключевые слова: нержавеющие стали, смазочные материалы, подсмазочные покрытия, прямое выдавливание, редуцирование, пуансон, матрица, выталкиватель, сила деформирования, сила выталкивания.

Введение

Нержавеющие стали – это высоколегированные стали, образующие на своей поверхности пассивную пленку окислов, которая прерывает контакт металла с агрессивной средой [1–3]. Крепежные изделия из коррозионностойких сталей находят широкое применение в атомной энергетике, нефтяной и газовой промышленности, авиа- и судостроении, медицинской технике, пищевой промышленности и других отраслях. Для изготовления крепежных изделий с высокой коррозионной стойкостью предпочтительно применение сталей аустенитного класса – хромоникелевых ($\text{Cr} \geq 18\%$, $\text{Ni} \geq 8\%$) и хромоникелемолибденовых ($\text{Cr} \geq 18\%$, $\text{Ni} \geq 10\%$, $\text{Mo} \geq 2\%$) [2–3].

По данным Министерства промышленности и торговли РФ, доля импорта в потреблении крепежных изделий в 2014 г. составила 46%, причем, в основном, это изделия повышенной прочности, а также крепеж из коррозионностойких и жаропрочных сталей [4]. Поэтому задача освоения и расширения производства крепежных изделий из нержавеющей стали является важной задачей отечественной промышленности по импортозамещению.

Цель исследования – поиск эффективных смазочных материалов и подсмазочных покрытий для штамповки болтов и винтов из нержавеющей стали для реализации технологии на высокопроизводительном автоматическом оборудовании.

© Железков О.С., Абрамов А.Н., Галиахметов Т.Ш., 2017

В настоящее время наиболее эффективным способом изготовления крепежа из нержавеющей сталей является холодная объемная штамповка с использованием прессов-автоматов, применение которой по сравнению с обработкой резанием обеспечивает существенную экономию металла и более высокую производительность [5–7]. Процессы штамповки крепежных изделий из нержавеющей сталей практически неосуществимы без применения соответствующих смазочных материалов и подсмазочных покрытий [3].

Материалы и методы исследования

Поиск эффективных смазочных материалов и подсмазочных покрытий осуществлялся в несколько этапов. На начальном этапе по результатам анализа информационных материалов отобран ряд смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС) массового и специального применения, которые широко применяются на протяжении последних 10–15 лет: Укринол 5/5; СН-М; СН-Ц; Эмбол-4; ХС-163, Твол; КТИОЛ; Игнол; ХС-170; Форсол.

Физико-химические свойства рассматриваемых СОТС представлены в табл. 1.

Таблица 1

Физико-химические показатели СОТС

Показатели	ГОСТ	Укринол 5/5	СН-М	СН-Ц	Эмбол-4	ХС-170	Форсол	Игнол	ХС-163	Твол	КТИОЛ
Вязкость кинематическая при 50°C, м ² /с 10 ⁻⁶	33–82	62,5	69,6	–	18,02	96,2	81,7	92,3	52,3	23,4	20–80
Температура вспышки в открытом тигле, °C	433–87	153	190	–	168	153	–	–	151	–	180
Содержание серы, %	1431–85	1,53	1,43	6,02	7,15	2,15	–	–	1,9	–	–

Все вышеотмеченные СОТС удовлетворяют требованиям ГОСТ 2917-76 в части коррозионной агрессивности по отношению к металлам и экологическим требованиям, предъявляемым к данной продукции, так как относятся к 4 классу опасности.

Для оценки технологических свойств СОТС использовался метод деформирования заготовок в коническом отверстии [8]. Этот метод моделирует операции выдавливания и редуцирования, которые широко применяются в технологических процессах изготовления стержневых изделий штамповкой [9].

Именно при выполнении таких операций смазочные материалы и подсмазочные покрытия в наибольшей степени влияют на стабильность технологических процессов. Метод деформирования в коническом отверстии обеспечивает высокую надежность результатов, так как, во-первых, соблюдается постоянство условий испытаний (размеры заготовок до и после деформирования, степень деформации), во-вторых, силы деформирования для одинаковых исходных заготовок зависят только от свойств смазок и подсмазочных покрытий.

На рис. 1 представлены схемы процессов деформирования в коническом отверстии и выталкивания.

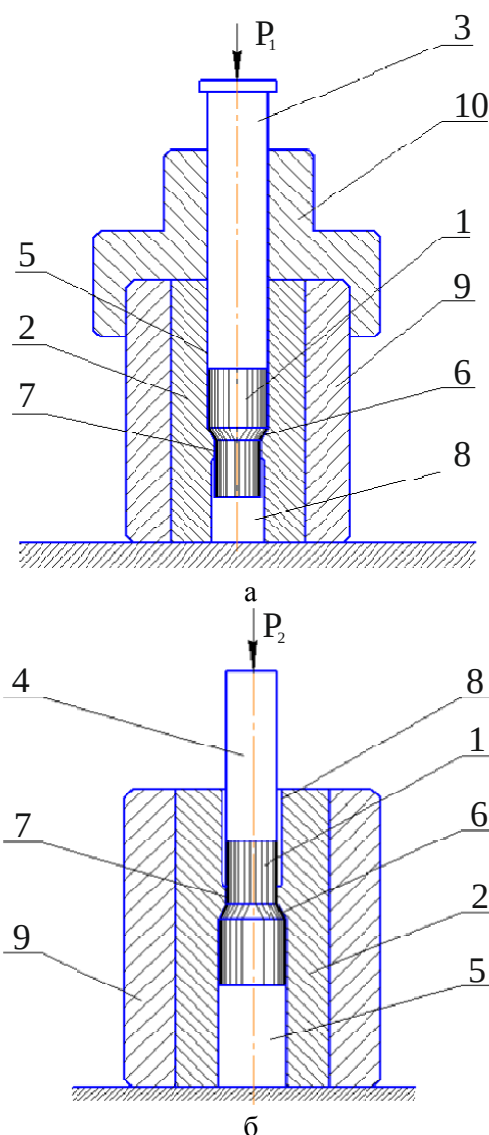


Рис. 1. Схемы процессов деформирования (а) в коническом отверстии и выталкивания (б): 1 – заготовка; 2 – матрица; 3 – пуансон; 4 – выталкиватель; 5 – заходное отверстие; 6 – деформирующий конус; 7 – калибрующий пояс; 8 – выходное отверстие; 9 – корпус матрицы; 10 – направляющая пуансона

На начальном этапе процесса выдавливания исходная заготовка 1, диаметр которой несколько меньше диаметра заходного отверстия 5 матрицы 2, под действием пуансона 3 осаживается в заходном отверстии 5, а на последующем этапе проталкивается через рабочий конус 6 и калибрующий пояс 7. В процессе выдавливания (рис. 1, а) работа силы P_1 действия пуансона 3 на заготовку 1 тратится на работу внутренних сил деформирования и работу сил трения на поверхностях контакта металла с заходным отверстием 5, рабочим конусом 6 и калибрующим пояском 7. При этом работа внутренних сил деформирования существенно больше работы на преодоление сил трения.

В процессе выдавливания, из-за больших контактных давлений, в случае применения неэффективного смазочного материала может иметь место разрыв смазочной пленки. При этом возникают очаги схватывания поверхности деформируемого металла с поверхностью инструмента, что приводит к проблемам выталкивания деформированной заготовки из матрицы, вплоть до поломки выталкивателя.

При выталкивании деформированной заготовки 1 из матрицы 2 (рис. 1, б) работа силы P_2 действия выталкивателя 4 на заготовку 1 тратится на работу сил трения на поверхностях контакта металла с заходным отверстием 5 и калибрующим пояском 7.

Величина силы трения при выталкивании показывает, насколько тот или иной смазочный материал обеспечивает разделение контактирующих поверхностей. Следовательно, величина силы выталкивания деформированной заготовки из матрицы характеризует, с одной стороны, степень экраняющей способности смазочного материала и, с другой стороны, величину адгезионного взаимодействия (прилипание, схватывание) материалов заготовки и инструмента [10].

В процессе редуцирования степень деформации существенно меньше, чем при выдавливании, заготовка пластически не деформируется в заходном отверстии 5 (см. рис. 1, а). Поэтому силы P_1 действия пуансона 3 на заготовку 1 тратится на работу внутренних сил деформирования и работу сил трения на поверхностях контакта металла с рабочим конусом 6 и калибрующим пояском 7. При выталкивании проредуцированной заготовки (см. рис. 1, б) работа силы P_2 действия выталкивателя 4 на заготовку 1 тратится только на работу сил трения на поверхности контакта металла с калибрующим пояском 7.

Результаты испытаний смазочных материалов и подсмазочных покрытий

Испытания проводились на разрывной машине ЗД-100 (Германия) с использованием инструментальной оснастки (рис. 2), с помощью которой моделировались процессы выдавливания и редуцирования исходной заготовки, а также процесс выталкивания деформированной заготовки из матрицы.

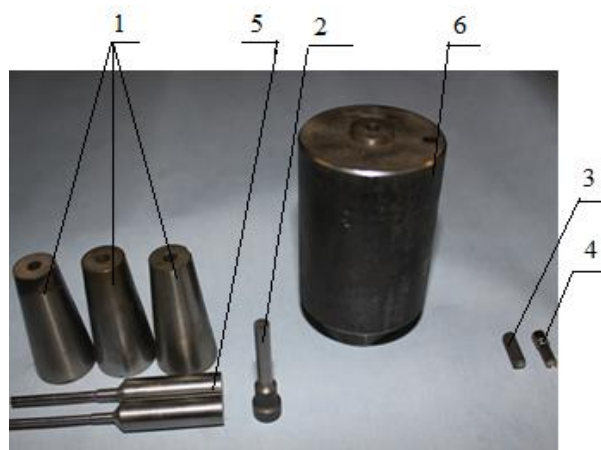


Рис. 2. Инструментальная оснастка: 1 – матрица; 2 – пуансон; 3 – исходная заготовка; 4 – заготовка после деформации; 5 – выталкиватель; 6 – корпус для центрирования инструмента

На этапе проверки технологических свойств СОТС моделировался процесс выдавливания, при котором заготовки из стали I2X18H10T (диаметр 11,65 мм, длина 24 мм) деформировались в коническом отверстии с углом рабочего конуса $2\alpha = 90^\circ$ на диаметр 9,1 мм. Скорость перемещения инструмента (пуансон и выталкиватель) 80–100 мм/мин. Смазочный материал на заготовки наносился методом окунания. Для каждого вида смазочного материала испытывались по 6 образцов. Оценка технологических свойств СОТС осуществлялась по усредненным значениям максимальных сил выдавливания P_1 и выталкивания P_2 . Результаты испытаний представлены в табл. 2.

Анализ полученных результатов показал, что минимальные силы выдавливания возникают в случае использования СОТС: Эмбол-4, Форсол и КТИОЛ. По силам выталкивания наиболее эффективны Твол, Эмбол-4, и Форсол. Таким образом, из испытываемых смазочных материалов наилучшие результаты показали Эмбол-4, Форсол, КТИОЛ и Твол. Оптимальная вязкость СОТС составляет $(20\text{--}40) \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$.

Таблица 2

Силы выдавливания исходных заготовок и выталкивания из матрицы деформированных образцов при испытаниях СОТС

Наименование применяемых СОТС	Силы					
	P_1 , кН			P_2 , кН		
	min	max	$\bar{x}$	min	max	$\bar{x}$
Укринол 5/5	105	114,5	108	16	20	17,9
СН-М	104	111,5	108,2	18	22	19,3
СН-Ц	105	109	106,7	16	19,5	18,1
Эмобл-4	96,5	103	100,5	17	22	17,4
ХС-170	101	105,5	103,3	16	21,5	18,3
Форсол	98,5	103,5	101,3	17	19	17,6
Игнол	115	123,5	120,3	16,5	23,5	19,2
ХС-163	100	107	103,3	15	22	18
Твол	103,5	115	109,9	10	19,5	16,8
КТИОЛ	103	111,0	107,6	17	19	17,7

При высоких степенях деформирования нержавеющей стали (более 50%) и удельных давлений на инструмент более 1000 МПа без достаточного надежного экранирования поверхностей заготовки и инструмента происходит образование задиров, а иногда залипание заготовки в матрице и в итоге поломка выталкивателя. Склонность нержавеющей стали к налипанию на инструмент вызывает необходимость нанесения перед штамповкой подслозочных покрытий. Поэтому в ходе испытаний осуществлялся поиск эффективного способа подготовки поверхности [11]. При этом исходные заготовки диаметром 11,65 мм из стали 12Х18Н10Т с различными покрытиями (фосфатное, оксидное и медное) деформировались в коническом отверстии с углом рабочего конуса $2\alpha = 30^\circ$ на диаметр 10,78 мм. В качестве СОТС использовался Эмобл-4, который наносился методом окунания. Для каждого вида покрытия использовалось не менее 4 образцов. По усредненным значениям усилий деформирования и выталкивания оценивалась эффективность подслозочного покрытия.

При выполнении данного этапа исследований использовались фосфатное, оксидное и медное покрытия, наносимые на предварительно отрезанные от калиброванного металла заготовки.

Технологический процесс нанесения фосфатного покрытия включал следующие операции:

1. Активация поверхности, то есть обработка в растворе серной кислоты H_2SO_4 (концентрация 23%) при температуре $70^\circ C$ в течение 5 мин.

2. Промывка водой.

3. Фосфатирование в растворе состава: $Zn(H_2PO_4)_2 \cdot 2H_2O$ – 50–70 г/л; $CaCl_2$ – 5–40 г/л;

$FeCl_3$ – 1,0–1,5 г/л, Температура раствора – $80^\circ C$. Продолжительность – 20 мин.

4. Промывка водой.

При нанесении оксидного покрытия использовался раствор следующего состава: щавелевая кислота – 24 г/л; щавелевоокисное железо – 12 г/л; двуххромокислый калий – 6 г/л и поваренная соль – 180 г/л. Температура раствора – 45 – $50^\circ C$. Время выдержки – 15 мин.

Медное покрытие на заготовки наносилось тремя методами: электролитическим, химико-термическим и механическим.

При электролитическом меднении заготовок состав электролита:

$CuSO_4 \cdot 5H_2O$ – 180–220 г/л; H_2SO_4 – 40–50 г/л. Температура электролита – 40 – $50^\circ C$.

Для получения различной толщины покрытия варьировались продолжительность процесса в диапазоне 10–30 мин. и сила тока 1–4 А. При этом наносились покрытия с толщиной от 10 до 20 мкм.

Химико-термическое меднение заготовок из нержавеющей стали осуществлялось по технологии, разработанной специалистами Института электрохимии РАН и УрФУ им. Первого президента РФ Б.Н. Ельцина (г. Екатеринбург) [12]. При этом покрытие наносилось путем погружения заготовок в солевой расплав, имеющий температуру 450 – $470^\circ C$, с выдержкой в течение 5 мин. После меднения заготовки промывались в горячей ($t \geq 60^\circ C$) и холодной воде.

Нанесение медного покрытия механическим способом осуществлялось по технологии, разработанной специалистами Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова [13]. Сущность метода заключается в том, что металлические упругие щетки при их вращении снимают частицы наносимого покрытия со слитка, установленного радиально щетке, и наносят их на поверхность вращающейся заготовки.

Результаты испытаний представлены в табл. 3.

Анализ полученных результатов показывает, что наиболее эффективными покрытиями являются оксидное и медное, нанесенное химико-термическим способом.

На следующем этапе исследований осуществлялся поиск эффективных смазочных материалов зарубежного производства. В лабораторных условиях с использованием испытательных машин с гидравлическим приводом и специального инструмента заготовки из нержавеющей стали подвергались прямому выдавливанию и выталкиванию со скоростью перемещения инструмента 80–100 мм/мин. Записывались графики изменения сил выдавливания и выталкивания, по которым оценивалась эффективность СОТС.

Таблица 3

Силы деформирования P_1 и выталкивания P_2 при редуцировании заготовок из стали I2X18H10T с различными видами покрытий

Тип подготовки поверхности	Усилие					
	P_1 , кН			P_2 , кН		
	min	max	$\bar{X}$	min	max	$\bar{X}$
Электролитическое меднение, $\Delta = 10$ мкм	48,2	49,6	48,76	5,0	5,8	5,4
Электролитическое меднение, $\Delta = 15$ мкм	49,5	52,0	50,5	5,0	9,0	6,2
Электролитическое меднение, $\Delta = 20$ мкм	47,0	53,0	47,55	4,0	6,0	4,6
Механическое меднение щетками	46,0	51,0	48,7	4,8	6,5	5,45
Химико-термическое меднение	45,3	47,3	46,3	5,5	7,0	6,25
Оксалатирование	44,0	46,0	44,95	5,0	6,9	5,95
Фосфатирование	47,0	48,0	47,6	4,0	5,5	4,52

Δ – толщина покрытия.

В условиях АО «Белебеевский завод «Автономаль» проведены испытания импортных СОТС, таких как «HFF-22» фирмы «Файншнайдоль» (Германия), «Илоформ ФН-276» фирмы «Кастрол» (Англия), «PW-1655» фирмы «Сульфохем», «Макко-Экструдойл-51» и «Экструдинг-641» фирмы «Витко Кемикал» (США) на операциях штамповки крепежных изделий и формообразования внутренних резьб, как резанием, так и пластическим деформированием с использованием бесстружечных метчиков. Анализ результатов испытаний показал, что наиболее эффективными смазочными материалами из вышеперечисленных являются «Макко-Экструдойл-51» и «Экструдинг-641», обеспечивающие хорошую технологическую деформируемость, стабильность в течение всего срока эксплуатации, инвариантность к технологическим схемам, степеням и скоростям деформирования и высокую стойкость инструмента. Наиболее близким к ним по эффективности действия оказался смазочный материал «Эмбол-4», но при его использовании в резьбораскатных автоматах отмечался резкий неприятный запах, а масляный туман раздражал слизистую оболочку глаз. Остальные опробованные аналоги не обеспечивали требования технологического процесса по стойкости инструмента.

Специалистами Уфимского государственного авиационного технического университета

выполнены исследования, направленные на разработку отечественных смазочных материалов, не уступающих по технологическим свойствам СОТС «Экструдинг-641». На основе проведения большого комплекса лабораторных физико-химических, трибологических исследований и опытно-промышленных испытаний была разработана композиция «Росойл-ШОК» [14], не уступающая по технологическим свойствам смазочному материалу «Экструдинг-641». В частности, проводились сравнительные испытания эффективности применения СОТС «Экструдинг-641», «Белойл» (ООО «Белойл») и «Росойл-ШОК». При этом осуществлялось прямое выдавливание образцов из стали 08X18H10T (диаметр – 5 мм, длина – 15 мм) со скоростью деформирования 100 мм/мин при различной степени деформации.

На рис. 3 представлены графики изменения усилий прямого выдавливания и выталкивания при использовании СОТС: «Белойл», «Росойл-ШОК» и «Экструдинг-641».

На основании анализа результатов исследования установлено следующее. Применение смазочного материала «Росойл-ШОК» по сравнению «Экструдинг-641» обеспечивает снижение силы выдавливания при степени деформации 20% на 6%, а при $\varepsilon = 50\%$ – на 9%. Силы выталкивания снижаются на 10% при $\varepsilon = 20\%$ и на 15% при $\varepsilon = 50\%$.

На технологическую смазку «Росойл-ШОК» оформлена соответствующая нормативно-техническая документация и получен гигиенический сертификат. На Опытном заводе смазок и оборудования (г. Уфа) освоено серийное производство «Росойл-ШОК». Опыт промышленного использования смазочного материала «Росойл-ШОК» на заводах «Автономаль» (г. Белебей), «Этна» (г. Н. Новгород) и на других машиностроительных и металлургических предприятиях при штамповке крепежных изделий показал их высокую эффективность.

В настоящее время на базе «Росойл-ШОК» созданы новые эффективные технологические смазочные материалы [15], такие как «Росойл-103» с усиленными противозадирными свойствами, «Росойл-105» для одновременного использования в системе смазки оборудования и зоны деформирования, «Росойл-111» с усиленными антикоррозионными свойствами, которые широко используются промышленными предприятиями России и ближнего зарубежья.

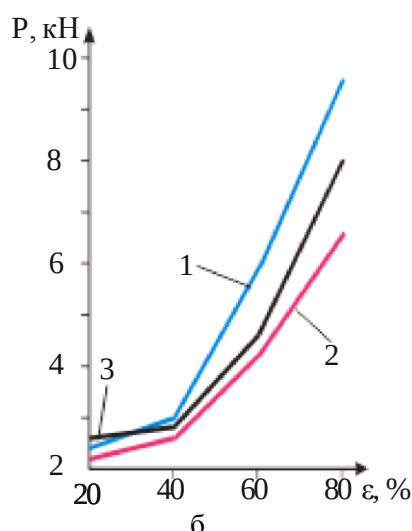
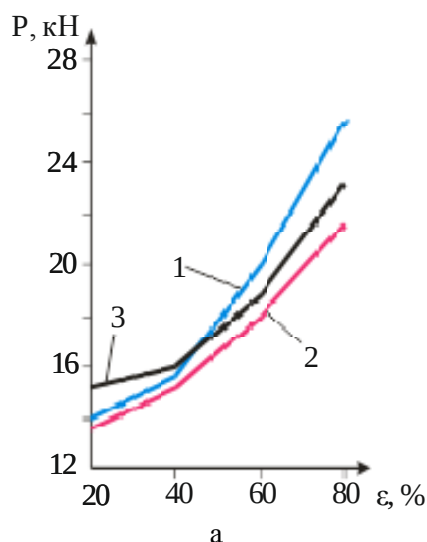


Рис. 3. Влияние степени деформации на усилия прямого выдавливания (а) и выталкивания (б) при использовании СОРТ: 1 – «Белойл»; 2 – «Росойл-ШОК»; 3 – «Экструдинг-641»

Выводы

1. При оценке эффективности смазочных материалов по силам деформирования заготовок в конечном отверстии и их выталкивания из матрицы установлено, что при холодной штамповке крепежных изделий из нержавеющей стали среди традиционных СОРТ наиболее эффективными являются Эмбол-4, Форсол, КТИОЛ и Твол.

2. Штамповка крепежа из нержавеющей сталей невозможна без применения подсмазочных покрытий, среди которых наиболее эффективными являются оксидное и медное, нанесенное химико-термическим способом.

3. Среди современных СОРТ зарубежного производства эффективными смазочными мате-

риалами являются «Макко-Экструдойл-51» и «Экструдинг-641» (ф. «Витко Кемикал», США). Отечественный смазочный материал «Росойл-ШОК» и его модификации по технико-экономическим показателям не уступают лучшим мировым аналогам.

Список литературы

1. Ульянов Е.А. Коррозионностойкие стали и сплавы. М.: Металлургия, 1980. 208 с.
2. Лысенков А.И. Особенности нержавеющей стали и их влияние на качество крепежа // Крепеж, клеи, инструмент. 2015. №2. С. 33–38.
3. Крепежные изделия для современного машиностроения / И.А. Воробьев, С.В. Овчинников, Г.В. Бунатян, Т.Ш. Галиахметов и др. Нижний Новгород: МПК-сервис. 2016. 520 с.
4. Приказ Министерства промышленности и торговли РФ №652 от 31.03.2015 «Об утверждении плана мероприятий по импортозамещению в отрасли черной металлургии Российской Федерации». М., 2015.
5. Мокринский В.И. Производство болтов холодной объемной штамповкой. М.: Металлургия, 1978. 78 с.
6. Мокринский В.И., Железков О.С. Новые прогрессивные виды и технологические процессы изготовления крепежных изделий // Метизное производство. 1990. Вып. 2.
7. Железков О.С., Морозов Н.П., Семашко В.В. Малоотходные технологии изготовления крепежных изделий с головками // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: сб. науч. тр. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2011. С.135–139.
8. Шолом В.Ю., Жернаков В.С., Абрамов А.Н. Методология исследований триботехнических характеристик и выбора смазочных материалов для процессов холодной обработки металлов давлением // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2016. №4. С. 10–15.
9. Навроцкий Г.А., Миропольский Ю.А., Лебедев В.В. Технология объемной штамповки на автоматах. М.: Машиностроение. 1972. 95 с.
10. Абрамов А.Н., Филиппова Н.А., Корытова О.С. Влияние адгезии на величину силы трения при холодной пластической деформации // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2014. №5. С. 42–47.
11. Совершенствование технологии подготовки поверхности для холодного выдавливания сталей / Н.П. Барыкин, А.Н. Абрамов, З.В. Сергеева и др. // Кузнечно-штамповочное производство. 1990. №6. С. 18–20.
12. Губарев А.П., Бутаков С.В., Мальцев Л.В. Холодная объемная штамповка изделий из коррозионностойких сталей // Машиностроитель. 1987. №9. С. 16–18.
13. Анцупов В.П. Теория и практика плакирования изделий

- гибким инструментом. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 1999. 241 с.
14. Пат. 2093547 РФ, МКИ С 10 М 169/04, С10М169/04. Смазка для холодной обработки металлов «Росойл-ШОК» / В.Ю. Шолом, А.Г. Гилев, С.З. Хотько и др.; заявл. 18.05.1995; опубл. 20.10.1997. Бюл. №14.
15. Разработка полифункционального технологического смазочного материала для холодной объемной штамповки / Н.В. Савельева, А.Н. Абрамов, С.А. Саранцева и др. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2014. №5. С. 33–38.

Поступила 25.10.17.

Принята в печать 01.11.17.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-47-54>

SEARCH FOR EFFECTIVE LUBRICANTS AND LUBRICATING COATINGS FOR PRODUCING STAINLESS STEEL FASTENERS BY FORGING

Oleg S. Zhelezkov – D.Sc. (Eng.), Professor

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

Aleksey N. Abramov – D.Sc. (Eng.), Associate Professor

Ufa State Aviation Technical University, Ufa, Russia. E-mail: abramov@rosoil.ru

Timur Sh. Galiakhmetov – Chief Technical Officer

Avtonormal Belebeevsky Plant, Belebey, Bashkortostan, Russia. E-mail: t.galiachmetov@belzan.ru

Abstract

Corrosion resistant fasteners are widely used in nuclear power, oil and gas industries, aircraft and ship building, healthcare, food industry and other sectors. They are mainly austenitic steels that are used for the manufacture of fasteners with high corrosion resistance. In 2014 the Russian Federation shipped 46 % of the fasteners overseas. For the most part these included high-strength products and stainless and heat-resistant steel hardware. The aim of streamlining and expanding the production of stainless steel fasteners is an important task for the domestic industry in terms of import substitution. The objective of this research is to identify efficient lubricants and lubricating coatings that can be used for the production of stainless steel fasteners by press forming. Experimental studies were carried out simulating the processes of direct extrusion and reduction of cylindrical stainless steel workpieces when applying different lubricants and lubricating coatings. The strain applied to the primary workpieces, as well as the force necessary to kick the deformed billet out of the die were defined, and based on the above the quality of the test lubricants and coatings was assessed. It was found that the oxalate coating and the thermochemical copper coating provide the most efficient lubricating coatings. 14 types of lubricants were examined. The following brands proved to be most efficient among conventional lubricants: Embol-4, Forsol, KTIOL and Tvol. The foreign brands of Makko-Exrudol-51 and Extruding-641 Witco Chemical (USA) proved to be efficient too. In terms of cost-to-performance ratio, the Russian lubricant "Rosoil-SHOCK" proves to be competitive on the global market. The lubricant "Rosoil-SHOCK" was given a test run by the fastener manufacturers of Avtonormal (Belebey) and Etna (Nizhniy Novgorod) and proved to be highly efficient.

Keywords: Stainless steels, lubricants, lubricating coating, direct extrusion, reduction, punch, die, ejector, force of deformation, ejection force.

References

1. Ulyanin E.A. Corrosion resistant steels and alloys. Moscow: Metallurgiya, 1980, 208 p. (In Russ.)
2. Lysenko A.I. Properties of stainless steels and their influence on the quality of the fasteners. *Krepezh, klei, instrument* [Fasteners, adhesives, tools]. 2015, no. 2, pp. 33–38. (In Russ.)
3. Vorobiev I.A., Ovchinnikov S.V., Bunatyan G.V., Galiakhmetov T.Sh. et al. Fasteners for today's machinery manufacturers. Nizhny Novgorod: MPK-servis, 2016, 520 p. (In Russ.)
4. Order No. 652 by the Ministry of Industry and Trade of the Russian Federation dated 31st March 2015 "On approval of the import substitution plan for the ferrous metallurgy sector of the Russian Federation". Moscow, 2015.
5. Mokrinsky V.I. Cold forming of bolts. Moscow: Metallurgiya, 1978, 78 p.
6. Mokrinsky V.I., Zhelezkov O.S. New advanced types and processes in the manufacturing of fasteners. *Metiznoe proizvodstvo* [Hardware production]. Moscow: Chermetinformatiya, 1990, vol. 2. (In Russ.)
7. Zhelezkov O.S., Morozov N.P., Semashko V.V. Low-waste technologies for the manufacturing of head bolts. *Modelirovanie i razvitiye protsessov obrabotki metallov davleniem Sb. nauch. tr.* [Simulation and development of metal forming processes. Research papers]. Magnitogorsk, Nosov Magnitogorsk State University, 2011, pp. 135–139. (In Russ.)
8. Sholom V.Yu., Zhemakov V.S., Abramov A.N. The methods of tribological research and selection of lubricants for cold metal

- forming processes. *Kuznechno-shtampovoye proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem* [Die forging. Metal forming]. 2016, no. 4, pp. 10–15. (In Russ.)
9. Navrotsky G.A., Miropolsky Yu.A., Lebedev V.V. The die forging process relying on machines. Moscow: Mashinostroyeniye, 1972, 95 p. (In Russ.)
10. Abramov A.N., Filippova N.A., Korytova O.S. How adhesion changes the friction during a cold forming process. *Kuznechno-shtampovoye proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem* [Die forging. Metal forming]. 2014, no. 5, pp. 42–47. (In Russ.)
11. Barykin N.P., Abramov A.N., Sergeeva Z.V. et al. Improving the surface preparation process for cold extrusion of steels. *Kuznechno-shtampovoye proizvodstvo. [Die forging]*. 1990, no. 6, pp. 18–20.
12. Gubarev A.P., Butakov S.V., Maltsev L.V. Cold die forging of stainless steel products. *Mashinostroyeniye* [Mechanical engineer]. 1987, no. 9, pp. 16–18. (In Russ.)
13. Antsupov V.P. The theory and practice of product cladding with the help of flexible tooling. Magnitogorsk: Nosov Magnitogorsk State Technical University, 1999, 241 p. (In Russ.)
14. Sholom V.Yu., Gilev A.G., Khotko S.Z. et al. *Smazka dlya kholodnoy obrabotki metallov* ["Rosoil - ShOK": A lubricant for cold metal working]. Patent RF, no. 2093547, 1997.
15. Savelyeva N.V., Abramov A.N., Sarantseva S.A. et al. Creating a versatile lubricant for cold die forging. *Kuznechno-shtampovoye proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem* [Die forging. Metal forming]. 2014, no. 5, pp. 33–38. (In Russ.)

Received 25/10/17
Accepted 01/11/17

Образец для цитирования

Железков О.С., Абрамов А.Н., Галиахметов Т.Ш. Поиск эффективных смазочных материалов и подмазочных покрытий для штамповки стержневых крепежных изделий из нержавеющей стали // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №4. С. 47–54. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-47-54>

For citation

Zhelezkov O.S., Abramov A.N., Galiakhmetov T.Sh. Search for effective lubricants and lubricating coatings for producing stainless steel fasteners by forging. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 47–54. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-47-54>

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

УДК 621.778

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-55-64>

ЭЛЕКТРОННО-МИКРОСКОПИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ В ТОНКОЙ ПРОВОЛОКЕ*

Сычков А.Б.¹, Столяров А.Ю.², Камалова Г.Я.¹, Ефимова Ю.Ю.¹, Егорова Л.Ю.³, Гулин А.Е.¹, Степанова А.А.⁴¹ Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия² ООО «Специальные технологии», Магнитогорск, Россия³ Институт физики металлов УрО РАН, Екатеринбург, Россия⁴ ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат», Магнитогорск, Россия

Аннотация

Актуальность: в статье рассмотрена актуальная научно-технологическая задача по особенностям образования структуры поверхностных слоев тонкой холоднодеформированной проволоки вследствие изменения характера деформации при изменении ее диаметра при помощи электронно-микроскопического исследования (ЭМИ). Цель. Проведение исследования особенностей формирования микроструктуры в поверхностных слоях катанки диаметром 5,5 мм, проволоки диаметром 4,2–0,933 мм и установление закономерностей этого формирования. Определение возможности управления процессом структурообразования по сечению проволоки для обеспечения наилучшего комплекса механических и потребительских свойств. **Методы исследования:** в качестве материала исследования применяли катанку диаметром 5,5 мм; проволоку диаметром 4,2 мм и тонкую латунированную проволоку диаметрами 1,75; 1,73; 1,574; 1,325; 1,113; 0,933 мм из стали марки 70 промышленного производства. Исследование проводилось с применением японских просвечивающего, растрового электронных микроскопов (ПЭМ и РЭМ) и микротвердомера. **Результаты исследования:** в результате выявлены приповерхностные локальные участки с наличием вероятно турбулентного характера образования структуры, связанной с наличием в этой зоне сдвиговых напряжений, формирующих наряду с основными сдвиговыми деформациями дополнительную ротационную моду деформации. Ориентировочно установлена глубина залегания от поверхности и протяженность по радиусу таких аномальных участков. Показано, что с увеличением степени холодной деформации возрастает степень как общего упрочнения металла, так и поверхностных участков. Это подтверждается динамикой изменения микротвердости в зависимости от степени деформации при волочении. Так, при малых степенях деформации распределение микротвердости по радиальному направлению от поверхности имеет нестабильный характер, с повышением степени деформации наблюдается отчетливый градиент поведения микротвердости с максимальным ее значением на поверхности в участках аномальной структуры, так как при волочении тонкой проволоки скорость деформации на поверхности выше, чем в объеме металла. С повышением степени деформации возрастает и интенсивность (скорость) роста твердости. Исследована динамика изменения дислокационной структуры металла при деформационном воздействии. Выявлены особенности формирования строения перлитных колоний высокоуглеродистой стали. Полученные знания можно использовать при определении предельной деформируемости катанки и проволоки при волочении с установлением комплекса структурных и качественных параметров тонкой проволоки.

Ключевые слова: холодная деформация, проволока тонких диаметров, сдвиговая деформация, поверхностные турбулизированные участки, прочностные свойства, микротвердость, дислокационная структура, РЭМ, ПЭМ.

Введение

При производстве тонкой проволоки значительно возрастает доля влияния поверхностных явлений в очаге деформации. При этом наблюдается увеличение прочности такой проволоки. Это явление можно пояснить также различием

условий термической обработки, отвода тепла от проволоки при волочении, разностью свойств по сечению для проволоки разного диаметра. Установлено, что проволока тонких диаметров помимо повышения прочности, в большей степени, чем проволока больших диаметров, сохраняет пластические свойства [1–4].

Авторами работ [5–7] показано, что в тонкой стальной проволоке диаметром 0,30–0,10 мм присутствует поверхностный слой глубиной порядка 20–40 мкм, обусловленный дополнительными сдвиговыми деформациями при волочении

* Электронно-микроскопические исследования выполнены в условиях коллективного исследовательского центра НИИ «Наносталей» МГТУ им. Г.И. Носова и Института физики металлов УрО РАН.

© Сычков А.Б., Столяров А.Ю., Камалова Г.Я., Ефимова Ю.Ю., Егорова Л.Ю., Гулин А.Е., Степанова А.А., 2017

проволоки, когда зона поверхностного слоя становится значительной частью общего сечения. Существуют три основные причины возникновения такого поверхностного слоя: механизм быстрого нагрева и закалки, который приводит к образованию продуктов структурных превращений; механизм реакции поверхности с окружающей средой; механизм пластического течения, в результате которого формируется мелкозернистая структура.

В настоящее время нет единой теории, объясняющей возникновение поверхностного слоя и его структурного состояния при процессах обработки металлов давлением. В работе [8] подтверждается наличие такого поверхностного слоя. Однако с точки зрения механики сплошной среды нет оснований считать, что анализируемый слой существует.

В других работах [9, 10] сдвиговая неустойчивость в подповерхностном слое материала рассматривается с позиций гидродинамики. Методами лазерного исследования, оптической и электронной микроскопии анализируется фрагментация поверхностных слоёв износа в трибологических парах.

В работе [11–15] подход к формированию микроструктуры поверхностного слоя материала вследствие трения при обработке металлов давлением основан на использовании коэффициента интенсивности скорости деформации, который контролирует толщину слоя интенсивной пластической деформации (ИПД). В обоих случаях авторами отмечен слой мелких деформированных зёрен, генерируемый на контакте материал-инструмент.

Существенное влияние оказывают неметаллические недеформируемые включения (НВ) на формирование микроструктуры деформированного металла. Так, авторами работ [16–19] рассматривается поведение НВ на различных этапах деформационной обработки сталей при производстве проволоки. Уже при горячей прокатке непрерывно-литой заготовки (НЛЗ) возникающие крутящие (ротационные) напряжения вызывают вращение включений при переходе от одной клетки к другой, что взаимосвязано с вихревым течением аустенитной матрицы в контакте с включением. При дальнейшем волочении образуется характерная волокнистая структура стали. НВ тормозят свободное развитие деформации перлита вблизи включений уже на ранних этапах деформации. В этом случае наблюдается изгиб пластин перлитных колоний и возникают локальные зоны концентрации напряжений, а также участки с развитием неоднородной деформации.

Вышеупомянутые положения тесно связаны

с исследованиями микроструктуры деформируемого материала и, в частности, тонкого поверхностного слоя. Поэтому в настоящей работе проведены исследования особенностей формирования микроструктуры в поверхностных слоях тонкой стальной проволоки.

Материалы этой статьи являются продолжением исследований, проведенных в работах [20, 21] авторами настоящей статьи.

Материал и методы исследования

В качестве материала исследования применяли катанку производства ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат» (ММК) из стали марки 70 диаметром 5,5 мм; проволоку диаметром 4,2 мм – после деформации (41,7% суммарная степень деформации) и тонкую латунированную проволоку диаметрами 1,75; 1,73; 1,574; 1,325; 1,113; 0,933 мм из стали марки 70, предназначенную для производства бортовой проволоки и металлокорда. Современные требования к катанке для производства бортовой проволоки и металлокорда приведены в работах [22, 23].

Производство тонкой проволоки осуществлялось в условиях ООО «Спецтехнологии» (г. Магнитогорск), которое включает в себя следующие технологические операции: подготовка поверхности катанки (травление, нанесение подмазочного слоя) и «грубо-среднее» волочение до диаметра 1,75–1,14 мм; патентирование заготовки в свинцовом расплаве; латунирование проволоочной заготовки; чистовое волочение в проволоку диаметром 0,35–0,15 мм; свивка прядей и кордовых конструкций.

Подготовка исследуемых образцов для светового микроскопа проводилась на линии пробоподготовки фирмы Struers (Дания): отрезной станок – Discotom-6, автоматический пресс для горячей запрессовки образцов – CitoPress-1, шлифовально-полировальный станок – Tegramin-30.

Исследование микроструктуры проводили на растровом электронном микроскопе японской фирмы «JEOL» и просвечивающем электронном микроскопе (ПЭМ) «JEM-200CX». Для исследования микроструктуры из образцов изготавливались шлифы (продольное сечение) с использованием запрессовки в акриловую смолу «Clarofast». Для выявления микроструктуры тонкой проволоки шлифы подвергли химическому травлению в 4%-ном растворе азотной кислоты в этиловом спирте, методом погружения полированной поверхности в ванну с реактивом. Межпластинчатое расстояние определяли при помощи системы автоматизированного анализа изображений SIAMS 700. Тонкие фольги

для ПЭМ анализа были вырезаны из центральных участков образцов и утонялись электролитически. Микроиндентирование латунированной тонкой проволоки проводили на микротвердомере «DUN – 211S SHIMADZU» (Япония) при комнатной температуре и нагрузке 10 мН.

Исследование, результаты, обсуждение

Структурообразование в поверхностных слоях тонкой проволоки

На **рис. 1** представлены микроструктуры тонкой латунированной проволоки разных диаметров исследованные на РЭМ, при увеличении 2000 крат, анализ которых показывает следующее.

В исходном состоянии (после патентирования и латунирования) микроструктура образцов проволоки диаметром 1,75 мм представляет собой дисперсную пластинчатую структуру (сорбит). Размер и форма перлитных колоний не отличаются по сечению образца и состоят из параллельных пластин цементита и феррита. У поверхности наблюдаются прожилки феррита, редко в форме игл видманштетта. Межпластинчатое расстояние ферритных и цементитных пластин исходного образца составляет $\Delta = 0,08$ мкм.

Образцы проволоки № 2 и 3 (диаметр 1,73 и 1,574 мм соответственно) характеризуются некоторым уменьшением межпластинчатого расстояния в колониях, которые благоприятно ориентированы по направлению волочения. Межпластинчатое расстояние уменьшается до $\Delta = 0,07$ мкм. В микроструктуре образца № 3 (относительная степень деформации проволоки после патентирования составляет 19,1%) заметно некоторое изменение морфологии цементита. На данной стадии деформации пластины цементита приобретают волнообразную форму. При этом форма и размер перлитных колоний остаются неизменными по сечению.

На образце № 4, при относительной степени деформации 42,7%, по всему сечению колонии перлита вытягиваются вдоль направления волочения, более интенсивное образование волокнистой структуры характерно для поверхностного слоя. В колониях перлита, ориентированных преимущественно вдоль оси волочения, происходит уменьшение межпластинчатого расстояния до $\Delta = 0,06$ мкм, а в колониях, пластины которых ориентированы нормально к оси волочения, они изгибаются и приобретают волнообразную форму (**рис. 2**).

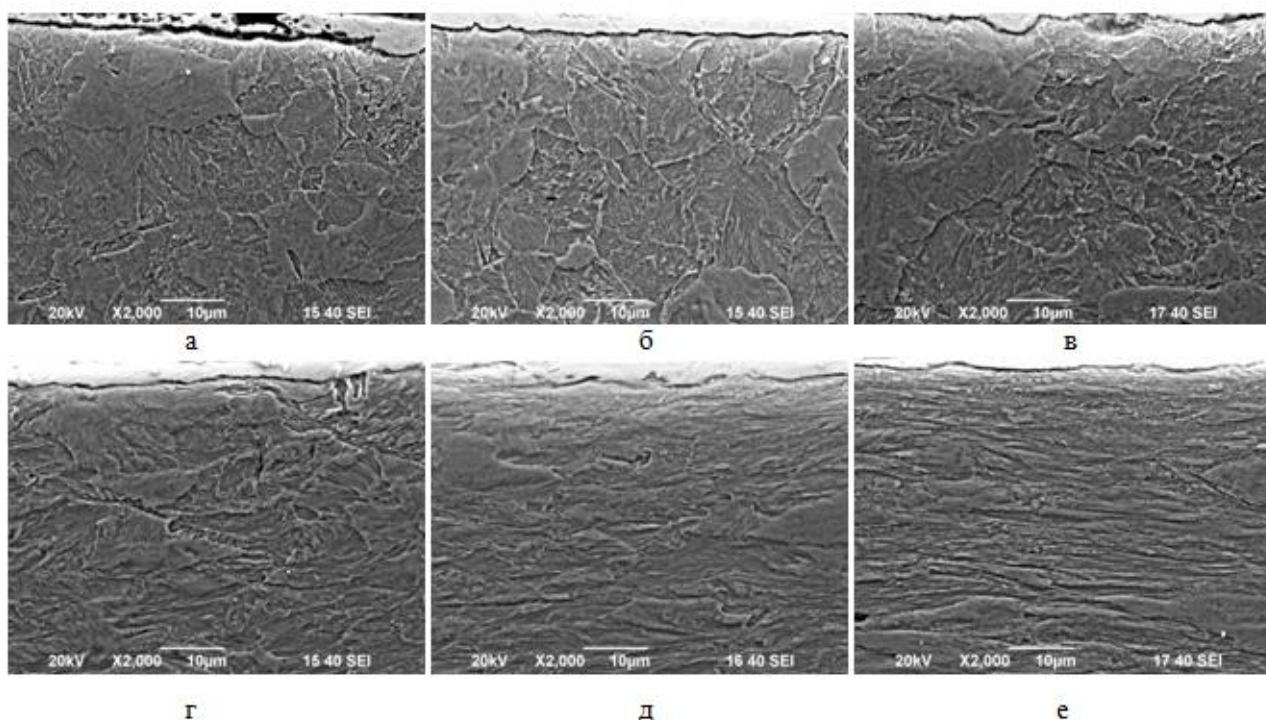


Рис. 1. Микроструктуры образцов (продольное сечение), поверхность: а – №1, диаметр 1,75 мм (относительная степень деформации – $\varepsilon = 0$, патентированная проволоочная заготовка); б – №2, диаметр 1,73 мм ($\varepsilon = 2,3\%$); в – №3, диаметр 1,574 мм ($\varepsilon = 19,1\%$); г – №4, диаметр 1,325 мм ($\varepsilon = 42,7\%$); д – №5, диаметр 1,113 мм ($\varepsilon = 59,6\%$); е – №6, диаметр 0,933 мм ($\varepsilon = 71,6\%$). РЭМ

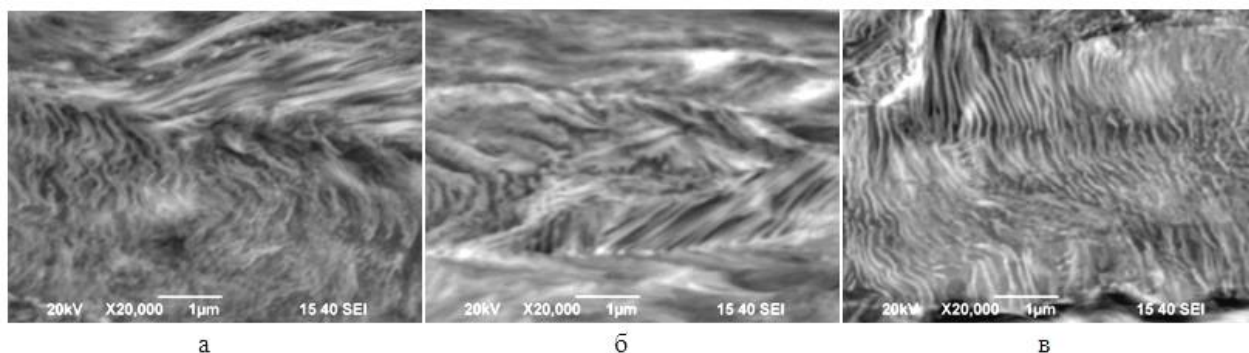


Рис. 2. Микроструктура образца № 4, $\times 20000$: а – поверхность; б – 0,5г; в – центр

На образцах проволоки № 5 и 6 (диаметр 1,113 мм, $\epsilon = 59,6\%$, 0,933 мм и 71,6% соответственно) колонии перлита вытягиваются преимущественно вдоль направления волочения в большей степени и приобретают форму волокон. В колониях, пластины которых ориентированы вдоль оси волочения, межпластинчатое расстояние уменьшается. В колониях, ориентированных нормально по направлению деформации, пластины изгибаются в большей мере. На данных этапах деформации колонии перлита фрагментируются. Кроме того, на образце № 6 в поверхностном слое можно наблюдать участки структуры, где течение металла подобно турбулентному течению жидкости (рис. 3).

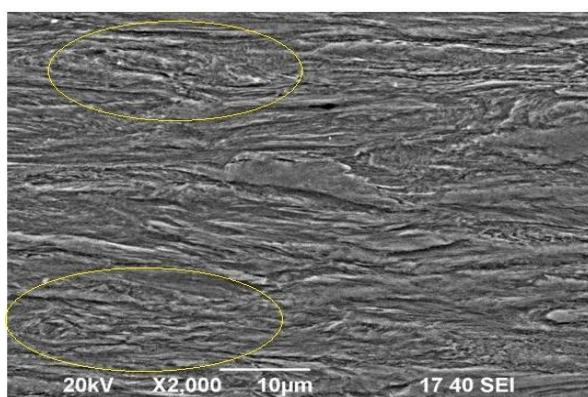


Рис. 3. Микроструктура образца № 6 (поверхность), выделены участки структуры, где течение металла подобно турбулентному течению жидкости, РЭМ

Данное явление также можно наблюдать в некоторых участках образцов, где есть неметаллические включения (рис. 4). При этом пластины перлитных колоний изгибаются и возникают локальные зоны концентрации напряжений, а также участки с развитием неоднородной деформации.

Таким образом, исследование изменения микроструктуры тонкой проволоки при деформационном воздействии позволяет установить, что колонии, которые ориентированы вдоль направления

волочения, деформируются с уменьшением межпластинчатого расстояния, при этом параллельность пластин сохраняется. В колониях, которые ориентированы нормально или под большим углом к оси волочения, пластинчатая форма цемента трансформируется в волнообразную форму, пластины изгибаются и разрушаются, разделяясь на фрагменты. Изменение формы и размера перлитной колонии можно наблюдать, начиная с образца диаметром 1,325 мм (обр. № 4, $\epsilon = 42,7\%$, см. рис. 2), на данном этапе деформации колонии вытягиваются, образуя волокна. При больших степенях деформации в структуре можно наблюдать участки вихреобразного течения металла, подобно течению жидкости.

Видимо, формирование сложного напряженно-деформированного состояния в поверхностных слоях тонкой проволоки можно описать следующей схемой: наряду с главными нормальными напряжениями в этих слоях преобладают дополнительные сдвиговые напряжения, которые приводят к возникновению частичной ротационной пластической деформации – деформации кручения, что приводит к увеличению микротвердости поверхности проволоки. При дальнейшем накоплении энергии деформации и турбулизации поверхностной деформации при уменьшении диаметра проволоки возможно определение уровня предельной деформируемости металла до его разрушения вследствие наклепа.

Изменение микроструктуры проволоки приводит к изменению ее прочностных свойств. Для исследования зависимости механических свойств от степени деформации тонкой проволоки* определили микротвердость металла по Мартенсу [24] на образце №5 (диаметр 1,113 мм) в радиальном направлении от поверхности к центру с шагом 5 мкм с максимальной нагрузкой 10 мН.

* Исследование выполнено в условиях коллективного исследовательского центра НИИ «Наносталей» «МГТУ им. Г.И. Носова».

На **рис. 5** показано распределение микротвёрдости по Мартенсу, выполненное для двадцати измерений на общую глубину 0,01 мм.

Как видно из представленного распределения твёрдости по сечению проволоки диаметром 1,113 мм, в радиальном направлении на поверхности чётко идентифицирован слой повышенной твёрдости глубиной порядка 25 мкм. Увеличение твёрдости позволяет считать, что степень деформации в данном слое значительно выше, чем в остальной части сечения образца. Пониженное единичное значение твёрдости на поверхности образца связано, вероятно, с наличием слоя латуни.

Определенный интерес представляет исследование тонкой микроструктуры проволоки при помощи ПЭМ. Электронно-микроскопическое исследование структуры катанки диаметром 5,5 мм и проволоки диаметром 4,2 мм с применением ПЭМ (**рис. 6**) показало, что структура в исходном горячекатаном состоянии по сечению однородная и

представляет собой ферритокарбидную смесь (перлит) с максимальным межпластинчатым расстоянием порядка 0,2 мкм. В структуре присутствует небольшое количество свободного феррита. При исследовании микроструктуры поверхностных слоев катанки диаметром 5,5 мм на ПЭМ в ферритной составляющей наблюдается повышенная плотность дислокаций (**рис. 6, а**), которые соединяют цементитные пластины. На темнопольном изображении в рефлексе цементита (**рис. 6, б**) видно, что участки однородного контраста цементита недостаточно протяженные, что свидетельствует о несовершенном строении цементитных пластин. На **рис. 6, в** показана перлитная колония, в которой начался процесс растворения цементитных пластин за счет выхода углерода на дислокации.

В осевой зоне катанки диаметром 5,5 мм наблюдаются участки дефектного блочного феррита и участки хрупко разрушенных цементитных пластин перлита (**рис. 7 а, б**).

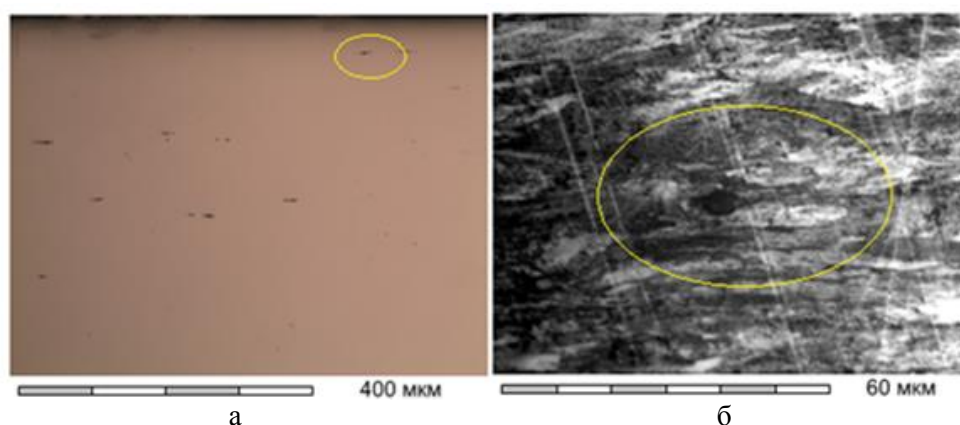


Рис. 4. Образец № 6 (продольное сечение): а – неметаллические включения (нетравленный шлиф) $\times 200$; б – силикат недеформирующийся, $\times 1500$

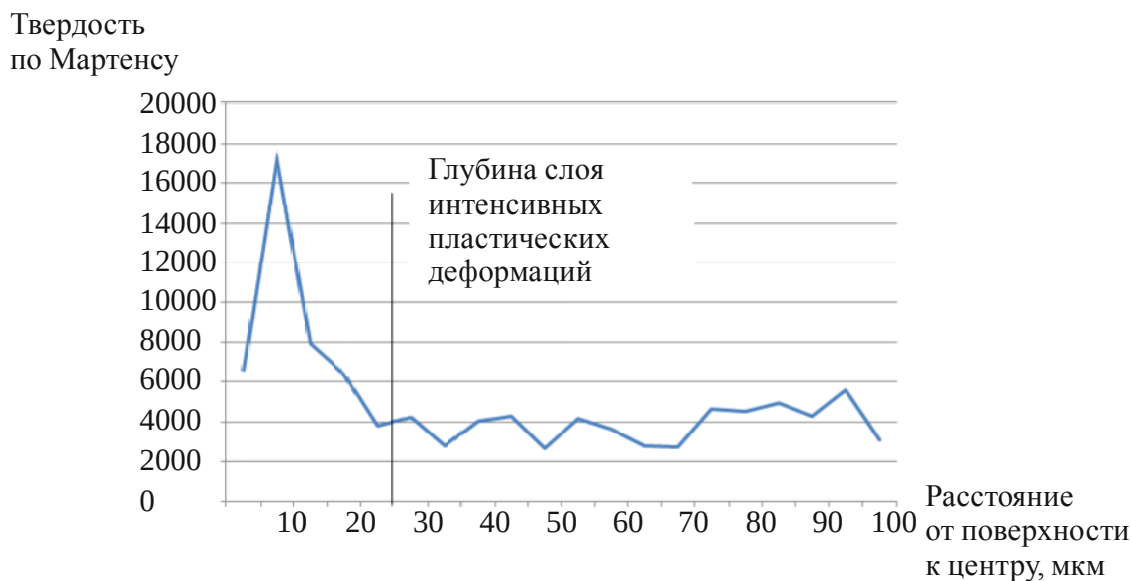


Рис. 5. Распределение микротвёрдости по Мартенсу на образце холоднотравленной проволоки диаметром 1,113 мм в радиальном направлении от поверхности к центру

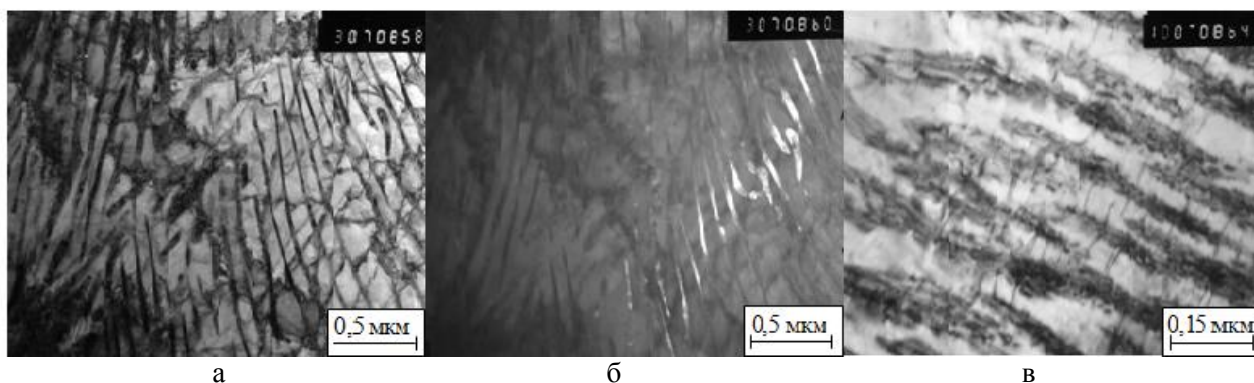


Рис. 6. Структура катанки диаметром 5,5 мм (поверхность): а – светлоспольное изображение; б – темнопольное изображение в рефлекссе цементита; в – светлоспольное изображение

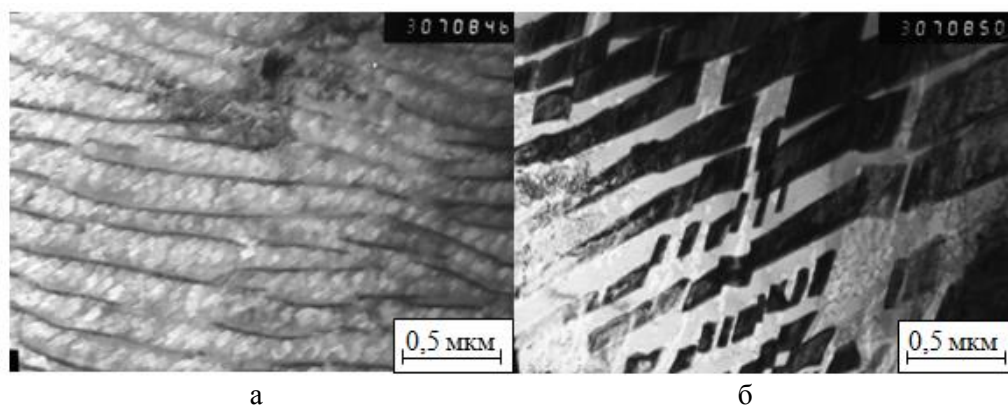


Рис. 7. Структура катанки диаметром 5,5 мм (центр): а – светлоспольное изображение, блочный феррит; б – участок с разрушенными цементитными пластинами

На **рис. 8** представлены структуры образцов проволоки диаметром 4,2 мм – поверхность. Структура однородная и представляет собой тонкопластинчатый перлит. Пластины цементита изгибаются, теряя свою параллельность. При деформации наблюдается смещение и фрагментация цементитных пластин. Этот эффект связан с движением дислокаций. В ферритной составляющей происходит формирование ячеистой дислокационной субструктуры (**рис. 8, а**). Электроннограмма имеет кольцевой характер (**рис. 8, б**).

В центральной части образцов (диаметр 4,2 мм) пластины цементита и феррита, которые имеют волнообразный характер, образуют S – образные полосы сброса (**рис. 9, а**), которые являются зонами локализации пластической деформации в структуре пластинчатого гетерогенного материала. Процесс деформации, локализованной в узких микрообъемах, по мере роста напряжений идет до истощения запаса пластичности этих зон. На определенной стадии деформации в полосах сброса образуются субмикротрещины, которые могут инициировать разрушение прилегающих объемов материала [25]. На данном этапе деформации происходит растворение цементитных пластин (**рис. 9, б**). Также в

структуре центральной части проволоки после деформации наблюдаются участки полностью разрушенного перлита (**рис. 9, в**) и практически кольцевая дифракция.

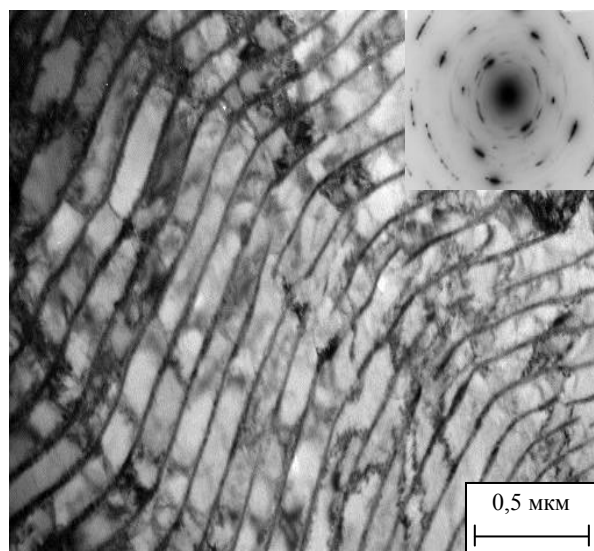
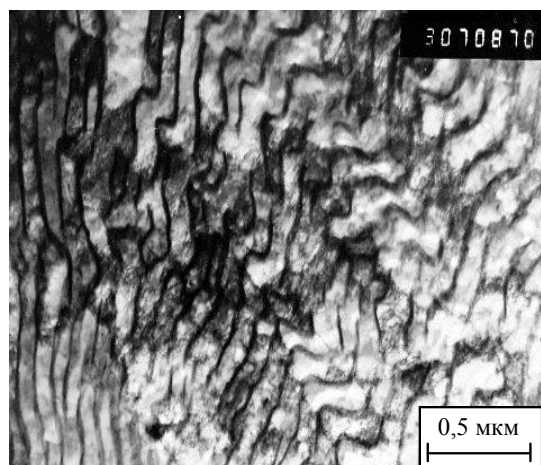
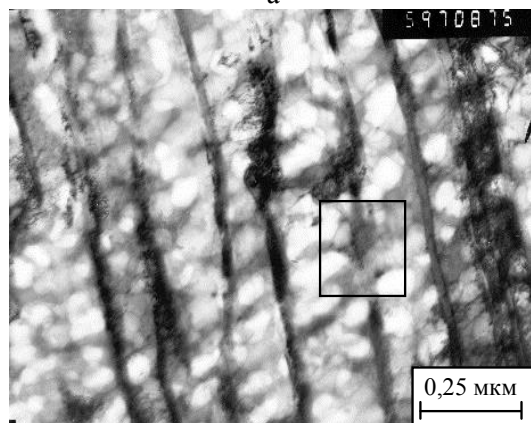


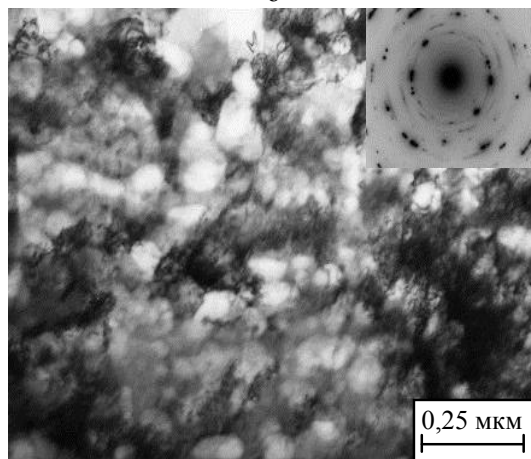
Рис. 8. Структура проволоки диаметром 4,2 мм (поверхность), светлоспольное изображение, электроннограмма



а



б



в

Рис. 9. Структура проволоки диаметром 4,2 мм (центр): а – S-образные полосы сброса; б – темнопольное изображение в рефлексе цементита, выделен участок, где цементит растворился; в – полностью разрушенный перлит, практически кольцевая дифракция от разрушенного перлита

Заключение

Установлено исследованиями посредством РЭМ при увеличениях $\times 2000$, 5000 и 20000 , что в поверхностных слоях проволоки при волочении,

в условиях сдвиговой неустойчивости, возникает локализация деформации, при этом механизм деформации данного поверхностного слоя подобен течению жидкости в виде турбулентного завихрения структурного строения проволоки. Такие участки наблюдаются на некоторой глубине от поверхности – до 25 мкм и протяженность этого слоя составляет примерно ту же величину. При дальнейшем накоплении энергии деформации и изменении характера поверхностной деформации при уменьшении диаметра проволоки возможно определение уровня предельной деформируемости металла до его разрушения вследствие наклепа.

Показано, что изменение структуры сорбита после патентирования и латунирования тонкой проволоки с увеличением степени деформации приводит к следующим особенностям:

- колонии, которые ориентированы вдоль направления волочения, деформируются с уменьшением межпластинчатого расстояния, при этом параллельность пластин сохраняется; в колониях, которые ориентированы нормально или под большим углом к оси волочения, пластинчатая форма цементита трансформируется в волнообразную форму, пластины изгибаются и разрушаются, разделяясь на фрагменты;

- в поверхностных слоях тонкой проволоки наряду с главными напряжениями возникают дополнительные сдвиговые напряжения и деформации, приводящие, возможно, к ротационной моде деформации, что и увеличивает микротвердость поверхности проволоки.

Вышеуказанная динамика изменения структуры при увеличении степени деформации подтверждается проведением измерения микротвердости. Из представленного распределения твёрдости по сечению проволоки диаметром 1,113 мм в радиальном направлении на поверхности чётко идентифицированы участки повышенной твёрдости глубиной порядка 25 мкм. Увеличение твёрдости позволяет считать, что степень деформации в данных поверхностных участках значительно выше, чем в остальной части сечения образца.

ЭМИ на ПЭМ позволяют отметить несколько особенностей структуры катанки и проволоки, а именно:

- строение цементитных пластин недостаточно совершенное, о чем свидетельствуют темнопольные изображения в рефлексе цементита;
- в центральной части образцов наблюдаются участки дефектного блочного феррита;
- в структуре происходит хрупкое разрушение цементитных пластин;

– при дальнейшей деформации катанки происходит образование S – образных полос сброса, которые являются зонами локализации пластической деформации в структуре пластинчатого материала. На определенной стадии деформации в полосах сброса возможно образование субмикротрещин, которые могут инициировать разрушение прилегающих объемов материала.

Список литературы

- Перлин И.Л., Ерманок М.З. Теория волочения. М.: Металлургия, 1971. 448 с.
- Фридман Я.Б. Механические свойства металлов. Ч. 2. М.: Машиностроение, 1974. 368 с.
- Кулеша В.А. Производство микропровода. Магнитогорск: МГТУ, 1999. 114 с.
- Терских С.А., Покачалов В.В., Терских Д.С. Особенности изготовления арматурной проволоки из сорбитизированной катанки с учётом проявления масштабного эффекта // Обработка сплошных и слоистых материалов: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. проф. М.В. Чукина. Магнитогорск: МГТУ, 2008. С. 68–73.
- Kazuki Hosoda. Effect of die semi-angle and multi-pass drawing on additional shear layer / Kazuki Hosoda, Motoo Asakawa, Satoshi Kajino, Y. Maeda // Wire Journal. 2008. November. P. 68–73.
- Столяров А.Ю., Харитонов В.А. Определение глубины слоя дополнительной сдвиговой деформации при волочении тонкой проволоки // Сталь. 2012. №12. С. 45–47.
- Griffiths B.J. Mechanisms of White Layer Generation With Reference to Machining and Deformation Processes / B.J. Griffiths // Transactions of the ASME. 1987. 530/Vol. 109. P. 525–530.
- Износ в парах трения как задача физической мезомеханики / Панин В.Е., А.В. Колубаев, А.И. Слосман и др. // Физическая мезомеханика. Т. 3. № 1. 2000. С. 67–74.
- Тарасов С.Ю., Рубцов В.Е. Сдвиговая неустойчивость в подповерхностном слое материала при трении // Физика твёрдого тела. Т. 53. Вып. 2. 2011. С. 336–340.
- Scale-dependent subsurface deformation of metallic materials in sliding / A. Kolubaev, S. Tarasov, O. Sizova, E. Kolubaev // Tribology International. Vol. 43. 2010. P. 695–699.
- Гольдштейн Р.В., Александров С.Е. Подход к предсказанию формирования микроструктуры материала вблизи поверхностей трения при развитых пластических деформациях // Физическая мезомеханика. Т. 17. №5. 2014. С. 15–20.
- Alexandrov S., Mustafa Y. Singular solutions in viscoplasticity under plane strain conditions // Meccanica. 2013. Vol. 48. P. 2203–2208.
- Generation of a Fine Grain Layer in the Vicinity of Frictional Interfaces in Direct Extrusion of AZ31 Alloy / Sergei Alexandrov, Yeau-Ren Jeng, Yeong-Maw Hwang // Transactions of the ASME. 2015. Vol. 137 (Oct). P. 121003-1-9.
- A numerical method for determining the strain rate intensity factor under plane strain conditions / Sergei Alexandrov, S.Y. Kuo, Y.R. Jeng // Continuum Mech. Thermodyn. 2016. 28. P. 977–992.
- Microstructure Evolution of Friction Boundary Layer During Extrusion of AA 6060 / V. Sanabria, S. Mueller, W. Reimers // Procedia Eng. 81. 2014. P. 586–591.
- Разработка технологии производства чистой по неметаллическим включениям стали в комплексе «дуговая печь - установка ковш-печь – сортовая МНЛЗ» / Р.В. Старов, В.В. Парусов, А.М. Нестеренко, А.Б. Сычков, И.В. Деревянченко, А.В. Кутаков // МНТК. Производство стали в XXI веке. Прогноз, процессы, технология, экология. Киев; Днепропетровск, 2000. С. 167–168.
- Изменение химического состава неметаллических включений на всех этапах производства стали / Р.В. Старов, И.В. Деревянченко, В.В. Парусов, А.Б. Сычков, С.Ю. Жукова, Д.Н. Тогобицкая // Сталь. 2005. № 1. С. 79–82.
- Губенко С.И. Трансформация НВ в стали. М.: Металлургия, 1991. 225 с.
- Губенко С.И. Физика разрушения сталей вблизи неметаллических включений. Днепропетровск: НМетАУ: ИЦ «Системные технологии», 2014. 301 с.
- Структурообразование в поверхностном слое деформированных металлов / А.Б. Сычков, А.Ю. Столяров, С.О. Малашкин, Г.Я. Камалова // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования: материалы 74 МНТК. Т. 1. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2016. С. 109–112.
- Особенности структурообразования в тонкой проволоке / А.Б. Сычков, А.Ю. Столяров, Г.Я. Камалова, Ю.Ю. Ефимова, А.Е. Гулин, В.Н. Селиванов // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т. 15. № 2. С. 75–84. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-2-75-84>.
- Парусов В.В., Сычков А.Б., Парусов Э.В. Теоретические и технологические основы производства высокоэффективных видов катанки. Днепропетровск: АРТ-ПРЕСС, 2012. 376 с.
- Металлургические и металловедческие аспекты производства высокоуглеродистой катанки / А.Б. Сычков, М.А. Жигарев, А.Ю. Столяров, М.А. Шекшеев, С.Ю. Жукова, С.О. Малашкин. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2014. 257 с.
- ISO 14577. Материалы металлические. Определение твердости и других параметров материалов инструментальным методом вдавливания.
- Тушинский Л.И., Батаев А.А., Тихомирова Л.Б. Структура перлита и конструктивная прочность стали. Новосибирск: ВО «Наука»: Сибирская издательская фирма, 1993. 280 с.

Поступила 07.09.17.

Принята в печать 16.10.17.

STUDY OF THE STRUCTURE OF FINE STEEL WIRE BY ELECTRON MICROSCOPY

Aleksandr B. Sychkov – D.Sc. (Eng.), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: absychkov@mail.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-0886-1601>

Aleksey Yu. Stolyarov – Ph.D. (Eng.), Chief Process Engineer

Spetsialnye Tekhnologii LLC, Magnitogorsk, Russia.

Gyuzel' Ya. Kamalova – Postgraduate Student

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: 174kamalova@mail.ru.

Yuliya Yu. Efimova – Ph.D. (Eng.), Associate Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia.

Lada Yu. Egorova – Ph.D. (Eng.), Senior Research Fellow at the Institute

Metal Physics of the Russian Academy of Sciences. Email: egorova@imp.uran.ru

Aleksandr E. Gulin – Ph.D. (Eng.), Senior Lecturer

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia.

Angelina A. Stepanova – Ph.D. (Eng.), Lead Development Engineer

Magnitogorsk Iron and Steel Works PJSC, Science and Technology Centre, Magnitogorsk, Russia.

Abstract

Relevance: This article examines an important problem of the surface layer structure in fine cold-drawn wire and of how it forms as the strain changes with the changing diameter of the wire. The study was performed using electron microscopy. **Objectives:** This research aims to

look at the surface layer microstructure in 5.5mm wire rod and 4.2-0.933 mm wire and define the patterns of the forming microstructure. The authors also aim to determine how the structure forming process can be controlled across the wire section to ensure the best combination of mechanical and performance properties.

Methods Applied: The following materials were used for the purposes of the study: 5.5mm wire rod, 4.2mm wire and fine brass plated wire of the following diameters: 1.75mm; 1.73mm; 1.574mm; 1.325mm; 1.113mm; 0.933mm. All the materials are of the commercial steel grade 70. The study was conducted with the help of the transmission and scanning electron microscopy (TEM and SEM) equipment and a microhardness tester made in Japan. **Findings:** As a

result of the study, a number of sub-surface areas were identified with a presumably turbulent structure, which can be attributed to the shear stresses present in those areas. Such shear stresses, together with the principal shear stresses, form an additional rotational deformation mode. The authors were able to determine the occurrence depth and the radius of such abnormal areas. The authors demonstrate that as the cold strain increases, both the material and the surface areas become harder. This trend is confirmed by how the microhardness changes depending on the degree of strain during a drawing operation. Thus, at lower strains an inconsistent microhardness distribution can be observed in the radial direction. However, as the strain increases, there is clearly observed a microhardness pattern with microhardness being the highest in the surface areas with

the abnormal structure. This can be explained by the fact that when in fine wire drawing the strain rate tends to be higher at the surface than in the wire. As the strain rate rises, the hardness growth rate becomes more intense. The authors looked at how the dislocation structure changes under strain. The structural patterns of the pearlite colonies in high-carbon steel were identified. The knowledge gained can be used to determine maximum deformability of wire rod and wire in a drawing operation while also defining a combination of structural and qualitative characteristics of the fine wire.

Keywords: Cold strain, fine wire, shear strain, perturbed surface areas, strength, microhardness, dislocation structure, SEM, TEM.

References

1. Perlin I.L., Emanok M.Z. The theory of drawing. Moscow: Metallurgiya, 1971, 448 p. (In Russ.)
2. Fridman Ya.B. Mechanical properties of metals. Part 2. Moscow: Mashinostroyeniye, 1974, 368 p. (In Russ.)
3. Kulesha V.A. Production of flywire. Magnitogorsk: Nosov Magnitogorsk State Technical University, 1999, 114 p. (In Russ.)
4. Terskikh S.A., Pokachalov V.V., Terskikh D.S. Manufacturing reinforcing wire out of sorbitized wire rod allowing for the scale effect. *Obrabotka sploshnykh i sloistykh materialov* [Treatment of solid and composite materials: University research papers]. Ed. by prof. M.V. Chukin. Magnitogorsk: NMSTU, 2008, pp. 68–73. (In Russ.)
5. Kazuki Hosoda, Motoo Asakawa, Satoshi Kajino, Y. Maeda Effect of die semi-angle and multi-pass drawing on additional shear layer. *Wire Journal*. 2008, November, pp. 68–73.
6. Stolyarov A.Yu., Kharitonov V.A. Determining the depth of the additional shear strain layer when drawing fine wire. *Stal'* [Steel]. 2012, no. 12, pp. 45–47. (In Russ.)
7. Griffiths B.J. Mechanisms of White Layer Generation With Reference to Machining and Deformation Processes. *Transactions of the ASME*. 1978, Vol. 100, No. 3, pp. 451–458.

- tions of the ASME. 1987, 530. vol. 109, pp. 525–530.
8. Panin V.E., Kolubaev A.V., Slosman A.I. et al. Wear in friction pairs as a problem of physical mesomechanics. *Fizicheskaya mezomekhanika* [Physical mesomechanics]. 2000, vol. 3, no. 1, pp. 67–74.
 9. Tarasov S.Yu., Rubtsov V.E. Shear instability in the subsurface layer caused by friction. *Fizika tverdogo tela* [Solid-State Physics]. 2011, vol. 53, iss. 2, pp. 336–340. (In Russ.)
 10. Kolubaev A., Tarasov S., Sizova O., Kolubaev E. Scale-dependent subsurface deformation of metallic materials in sliding. *Mezhdunarodnaya tribologiya* [Tribology International]. 2010, vol. 43, pp. 695–699.
 11. Goldstein R.V., Alexandrov S.E. An approach to predicting the microstructure of the material in the vicinity of frictional interfaces under developed plastic strain conditions. *Fizicheskaya mezomekhanika* [Physical mesomechanics]. 2014, vol. 17, no. 5, pp. 15–20. (In Russ.)
 12. Alexandrov S., Mustafa Y. Singular solutions in viscoplasticity under plane strain conditions. *Meccanica*. 2013, vol. 48, pp. 2203–2208.
 13. Alexandrov S., Jeng Yeau-Ren, Hwang Yeong-Maw. Generation of a Fine Grain Layer in the Vicinity of Frictional Interfaces in Direct Extrusion of AZ31 Alloy. *Transactions of the ASME*. 2015, vol. 137 (Oct), pp. 121003-1-9.
 14. Alexandrov S., Kuo S.Y., Jeng Y.R. A numerical method for determining the strain rate intensity factor under plane strain conditions. *Continuum Mech. Thermodyn.* 2016, 28, pp. 977–992.
 15. Sanabria V., Mueller S., Reimers W. Microstructure Evolution of Friction Boundary Layer During Extrusion of AA 6060. 2014, *Procedia Eng.* 81 (2014), pp. 586–591.
 16. Starov R.V., Parusov V.V., Nesterenko A.M., Sychkov A.B., Derevyanchenko I.V., Kutakov A.V. Developing a process for the production of steel free from non-metallic inclusions using the complex 'Arc Furnace - Ladle Furnace - Billet Caster'. *Steel production in the 21st century. Forecast, processes, technology, environment*. Kiev-Dneprodzerzhinsk, 2000, pp. 167–168.
 17. Starov R.V., Derevyanchenko I.V., Parusov V.V., Sychkov A.B., Zhukova S.Yu., Togobitskaya D.N. Changing chemical composition of non-metallic inclusions at all stages of steel production. *Stal'* [Steel]. 2005, no. 1, pp. 79–82. (In Russ.)
 18. Gubenko S.I. Transformation of non-metallic inclusions in steel. Moscow: Metallurgiya, 1991, 225 p. (In Russ.)
 19. Gubenko S.I. The physics of the steel destruction in the vicinity of nonmetallic inclusions. Dnepropetrovsk: National Metallurgical Academy of Ukraine. Systemnye Tekhnologii Information Centre, 2014, 301 p.
 20. Sychkov A.B., Stolyarov A.Yu., Malashkin S.O., Kamalova G.Ya. Structurization in the surface layer of deformed metals. *Aktualnye problemy sovremennoy nauki, tekhniki i obrazovaniya. Materialy 74 MNTK. T. 1* [Important problems of modern science, technology and education. Proceedings of the 74th International Science and Technology Conference. Vol. 1]. Magnitogorsk: Publishing House of NMSTU, 2016, pp. 109–112. (In Russ.)
 21. Sychkov A.B., Stolyarov A.Yu., Kamalova G.Ya., Efimova Yu.Yu., Gulina A.E., Selivanov V.N. Structure formation in thin wires. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University], 2017, vol. 15, no. 2, pp. 75–84. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-2-75-84>. (In Russ.)
 22. Parusov V.V., Sychkov A.B., Parusov E.V. *Teoreticheskie i tekhnologicheskie osnovy proizvodstva vysokoeffektivnykh vidov katanki* [The theoretical and technological basis of the production of high-efficiency wire rods]. Dnepropetrovsk: ART-PRESS, 2012, 376 p.
 23. Sychkov A.B., Zhigarev M.A., Stolyarov A.Yu., Shekshееv M.A., Zhukova S.Yu., Malashkin S.O. *Metallurgicheskie i metallovedcheskie aspekty proizvodstva vysokouglerodistykh katanki* [Metallurgical and physicometalurgical aspects of the production of high-carbon wire rod]. Magnitogorsk: Publishing House of Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2014, 257 p. (In Russ.)
 24. ISO 14577. Metallic materials. Determination of hardness and other parameters of materials using indentors. (In Russ.)
 25. Tushinsky L.I., Bataev A.A., Tikhomirova L.B. The pearlite structure and the structural strength of steel. Novosibirsk: Nauka. Siberian Publishing Company, 1993, 280 p. (In Russ.)

Received 07/09/17
Accepted 16/10/17

Образец для цитирования

Электронно-микроскопическое исследование структурообразования в тонкой проволоке / Сычков А.Б., Столяров А.Ю., Камалова Г.Я., Ефимова Ю.Ю., Егорова Л.Ю., Гулин А.Е., Степанова А.А. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №4. С. 55–64. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-55-64>

For citation

Sychkov A.B., Stolyarov A.Yu., Kamalova G.Ya., Efimova Yu.Yu., Egorova L.Yu., Gulina A.E., Stepanova A.A. Study of the structure of fine steel wire by electron microscopy. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 55–64. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-55-64>

НАНОМАТЕРИАЛЫ И НАНОТЕХНОЛОГИИ

УДК 661.655'685

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-65-72>

ОСОБЕННОСТИ ПРОИЗВОДСТВА НАНОДИСПЕРСНОГО ПОРОШКА МОЛИБДЕНА В ПЛАЗМОМЕТАЛЛУРГИЧЕСКОМ РЕАКТОРЕ ПРОМЫШЛЕННОГО УРОВНЯ МОЩНОСТИ

Ширяева Л.С., Руднева В.В., Галевский Г.В.

Сибирский государственный индустриальный университет, Новокузнецк, Россия

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): молибден – тугоплавкий и коррозионностойкий металл, который находит широкое применение в производстве легированных сталей, а также кислотостойких и жаростойких сплавов. При использовании в наносостоянии открываются новые перспективы его применения: получение жаро- и кислотостойких сплавов с повышенными коррозионными и физическими свойствами; производство смазочных составов; в качестве катализатора; производство покрытий и полимеров [1–3]. **Цель работы:** исследование особенностей производства нанодисперсного порошка молибдена в плазмометаллургическом реакторе промышленного уровня мощности. **Используемые методы:** работа выполнена с привлечением современных методов исследования: математического моделирования и термодинамических расчётов, гидродинамического и теплового подобия, зондовой калориметрии и диагностики, химического и физико-химического анализов (рентгенография, спектроскопия в инфракрасной области, хроматография, высокотемпературная импульсная экстракция, термогравиметрия, термодесорбционная масс-спектрометрия, низкотемпературная адсорбция, просвечивающая и растровая электронная микроскопия. **Новизна:** Исследованы теплотехнические, технологические и ресурсные характеристики промышленного плазмометаллургического трёхструйного прямоточного реактора мощностью 150 кВт. **Результаты:** сочетание теплового КПД, требуемой удельной энтальпии плазмообразующего газа и его массового расхода, близкое к оптимальному, достигается при мощности реактора 150 кВт. Среднемассовая температура плазменного потока на длине реактора 12 калибров при теплоизоляции его цилиндром из диоксида циркония толщиной 0,005 м изменяется в пределах 5500–2450 К. Удельная электрическая мощность достигает 1214 МВт/м³. Расчетный ресурс работы электродов составляет для медного анода 4700, вольфрамового катода 111 ч. Прогнозируемое загрязнение карбидов и боридов продуктами эрозии электродов не превышает 0,0001% меди и 0,00002% вольфрама. Установлена возможность получения нанодисперсного порошка молибдена в условиях плазменного потока азота при температуре 5273–2800 К.

Ключевые слова: плазмометаллургический реактор, плазма, нанопорошок, молибден.

Введение

Разработка новых металлических материалов с высокими физическими свойствами, по существу, исчерпала все возможности существовавших до сих пор классических металлургических процессов. Настоящие и будущие требования относительно повышения прочности, коррозионной стойкости, магнитных и электрических свойств и других физических параметров могут быть выполнены путем применения новых нетрадиционных способов производства чистых металлов и сплавов [2]. К таким способам относится плазмометаллургическое получение нанодисперсных порошков (НДП) молибдена. Молибден – тугоплавкий и коррозионностойкий металл, который находит широкое применение в производстве легированных сталей, а также кис-

лотостойких и жаростойких сплавов. При использовании в наносостоянии открываются новые перспективы его применения: получение жаро- и кислотостойких сплавов с повышенными коррозионными и физическими свойствами; производство смазочных составов; в качестве катализатора (в том числе в производстве углеродных нанотрубок); производство покрытий и полимеров [1–3].

В настоящее время в Сибирском государственном индустриальном университете накоплен значительный опыт исследования и эксплуатации трехструйного прямоточного плазменного реактора с работающими на азоте электродуговыми плазмотронами и применения его для синтеза тугоплавких карбидов, боридов, их композиций, обобщенный в работах [4–7]. Так, показано, что оптимальной следует считать конструкцию реактора с равномерным расположением плазмотронов по окружности, с углом наклона плазменных струй

к оси реактора 30–45° и тепловой защитой интенсивно охлаждаемых стенок, обеспечивающую максимальный ресурс работы камеры смешения, высокую равномерность радиального распределения температуры и скорости при минимальных потерях тепловой энергии. Действительно, исследование методом секционного калориметрирования энергетических балансов реакторов с внутренним диаметром 0,046 м и камерами смешения с разным углом наклона плазменных струй показывает [4], что с уменьшением угла наклона плазменных струй к оси реактора с 90 до 30° плотность теплового потока в камере смешения снижается почти в три раза, что в целом положительно сказывается на ресурсе ее работы. Однако наряду с этим в обоих случаях на начальном участке длиной 4–5 калибров тепловой поток к стенкам характеризуется высокой плотностью, что в значительной мере снижает возможности реактора по нагреву и испарению дисперсного сырья.

Снижение тепловых потерь в реакторе достигается при футеровке его канала теплоизоляционным материалом. Применение гарнисажной футеровки из диоксида кремния обеспечивает повышение температуры стенки, величина которой зависит от мощности дугового разряда [4]. Так, при мощности дугового разряда 50 кВт температура стенки на длине 8 калибров изменяется от 1600 до 900 К, при отсутствии тепловой изоляции – от 970 до 400 К. Создание «горячей» стенки способствует снижению в наиболее теплонапряженной зоне реактора плотности теплового потока в среднем на 15–20%, температурного фактора на 100% и повышению среднemasсовой температуры газа-теплоносителя на 13%.

Также исследован теплообмен в канале плазменного реактора при значениях чисел Рейнольдса 700–1500 [4–5], учитывающий эффект вынужденной турбулизации плазменного потока, отток тепла от плазмы к дисперсному сырью, гарниссажеобразование на стенках канала реактора или применение футеровки. Для канала реактора установлена высокая интенсивность теплообмена на начальном участке длиной до 4-х калибров, характерная для турбулентного режима течения, получены критериальные зависимости для расчета коэффициента теплоотдачи для условий ввода сырья в поток.

Однако обобщенные в [4–5] результаты получены для лабораторного плазменного реактора мощностью 30–50 кВт, не содержат проектно-технологических предложений и рекомендаций по выходу на промышленный уровень и полной информации по его теплотехническим и технологическим характеристикам. В связи с этим в настоящей работе решались следующие вопросы:

1) определение для трехструйного реактора

промышленного уровня мощности, конструктивных и теплотехнических условий его достижения;

2) определение среднemasсовой температуры плазменного потока;

3) определение удельной электрической мощности в камере смешения;

4) определение ресурса работы плазмотронов;

5) оценка загрязнения тугоплавких соединений продуктами эрозии электродов плазмотронов.

Определение промышленного уровня мощности трехструйного реактора

При решении этого вопроса учитывались следующие ограничения:

– для эффективной переработки дисперсного сырья удельная энтальпия плазменного потока на входе в реактор должна составлять 7,5–8,5 МДж/кг [4];

– начальная скорость плазменного потока не должна превышать 60–65 м/с [4];

– для генерации плазмы должны использоваться плазмотроны с газовихревой стабилизацией электрической дуги, т.к. установка соленоидов конструктивно и технологически затруднена;

– плазмотроны должны работать на азоте и смеси его с водородом.

Основные рабочие характеристики плазмотронов, потенциально пригодных для трехструйного реактора, приведены в **таблице**. Сравнение характеристик показывает, что наиболее целесообразно использование плазмотронов типа ЭДП-104А и ЭДП-114.

В этих плазмотронах прирост мощности достигается, как правило, за счет увеличения тока дуги и напряжения на ней в условиях одновременного повышения расхода плазмообразующего газа. При этом отмечается вполне понятное технологическое стремление обеспечить работу реактора при минимально допустимом расходе плазмообразующего газа, обычно не превышающем 50–65% от максимально возможного. Это обстоятельство в сочетании с повышенными значениями тока предопределяет снижение теплового коэффициента полезного действия плазмотронов с ростом мощности. На **рис. 1** представлены экспериментально определенные методом секционного калориметрирования значения теплового КПД плазмотронов для реакторов мощностью 30, 50, 80, 120 и 150 кВт с плазмотронами ЭДП-104А и прогнозируемые, рассчитанные в соответствии с рекомендациями [5], значения теплового КПД плазмотронов для реакторов мощностью 200 и 250 кВт с плазмотронами ЭДП-114. Можно видеть, что в области промышленного уровня мощности 150–250 кВт тепловой КПД плазмотронов близок к 0,50. Тре-

буемые для процессов плазмометаллургического производства тугоплавких соединений значения удельной энтальпии достигаются при мощности плазмотронов 80–150 кВт. При этом повышение мощности от 80 до 150 кВт обеспечивает увеличение массы генерируемого газа с требуемым уровнем энтальпии в 2 раза.

Основные рабочие характеристики плазмотронов, потенциально пригодных для трехструйного реактора [6–7]

Характеристика	Тип плазмотронов		
	ЭДП-104А	ЭДП-119	ЭДП-114
Рабочий газ	Азот, смесь азота и водорода	Водород, азот, смесь азота и водорода	Азот, водород, смесь азота и водорода
Расход газа, кг/с	$(1-5)10^{-3}$	$(6-8)10^{-3}$	$(6-8)10^{-3}$
Тепловой КПД	0,5–0,8	0,5–0,7	0,5–0,7
Максимальный ток, А	250	400	400
Максимальное напряжение дуги, В	50	200	200
Максимальная температура нагрева газов, К (азот)	5500	5000	5000
Стабилизация электрической дуги	Газовихревая магнитная	Магнитная	Газовихревая магнитная
Ресурс вольфрамового катода, ч	100	100	100
Ресурс медного анода, ч	500	500	500
Габаритная длина, м	0,21	0,25	0,30
Масса, кг	1,45	4,80	5,50

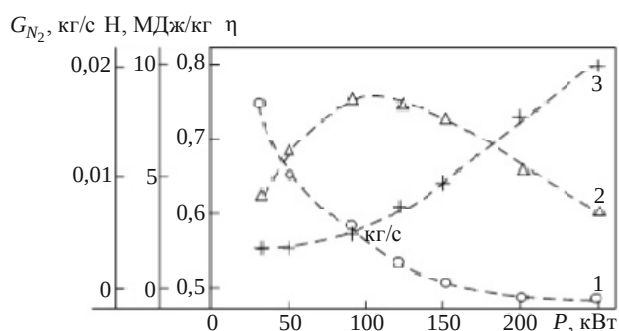


Рис. 1. Зависимость теплового КПД (η , 1), удельной энтальпии плазменного потока на входе в реактор (H , 2), массового расхода плазмообразующего газа (G_{N_2} , 3) от мощности реактора

Таким образом, сочетание теплового КПД, требуемого уровня удельной энтальпии плазмообразующего газа и его массового расхода,

близкое к оптимальному, достигается при мощности реактора 150 кВт. Дальнейшее повышение уровня мощности представляется нецелесообразным, поскольку при возможном конструктивном выборе плазмотронов не обеспечивает требуемой удельной энтальпии плазменного потока.

Определение среднемассовой температуры плазменного потока

Для тепловой защиты стенки канала реактора и снижения размеров пристеночной низкотемпературной зоны канал реактора футеровался цилиндрическими вставками из диоксида циркония с толщиной стенок 0,005 м и наружным диаметром 0,064 м, уменьшающим его диаметр до 0,054 м. Выбор диоксида циркония в качестве теплоизолирующего материала определяется такими его свойствами, как тугоплавкость (температура плавления 2963 К), низкая теплопроводность (коэффициент теплопроводности при температуре 2173 К составляет 0,42–2,63 Вт/(м·К), высокая химическая устойчивость в условиях, реализуемых в плазменном реакторе. С целью экспериментальной оценки эффективности тепловой защиты футеровки из диоксида циркония для футерованного и нефутерованного реактора мощностью 150 кВт при массовом расходе азота 0,009 кг/с методом секционного калориметрирования исследовано продольное распределение теплового потока, среднемассовой температуры и температуры внутренней поверхности футерованной и нефутерованной стенки реактора. Диаметр нефутерованного канала реактора составлял 0,054 м. Тепловой поток в каждой секции определялся по тепловому балансу путем измерения нагрева охлаждающей воды. Погрешность значений, рассчитанных по данным калориметрирования, составляет $\pm 10\%$ и обусловлена погрешностью градуировки расходомеров ($\pm 3\%$), определения теплового потока ($\pm 4\%$) и расчета ($\pm 3\%$). Распределение среднемассовой температуры плазменного потока по длине реактора рассчитывалось по величине среднемассовой энтальпии. При этом энтальпия потока газа на выходе из секции принималась меньшей, чем на входе, на количество энергии, переданной газом к стенкам этой секции. Среднемассовая энтальпия находилась как среднearифметическое от входного и выходного значения энтальпии. Температура внутренней поверхности футеровки и нефутерованной стенки реактора рассчитывалась по экспериментально определенным значениям теплового потока.

Основные результаты исследований пред-

ставлены на **рис. 2** и **3**. Можно видеть, что применение футеровки из диоксида циркония обеспечивает повышение среднemasовой температуры потока и температуры стенки: на длине реактора 12 калибров среднemasовая температура изменяется с 5500 до 3200 К в случае (1), 2650 К в случае (2), а температура стенки изменяется соответственно в пределах 1900–850 и 800–350 К.

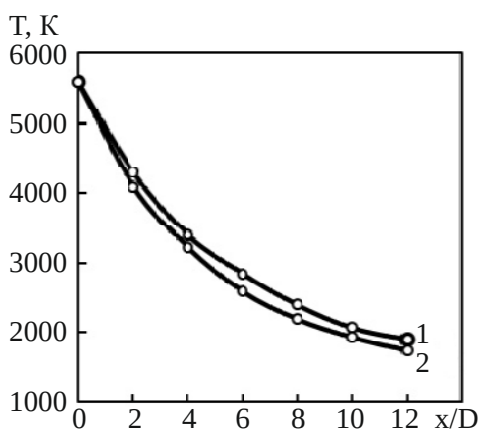


Рис. 2. Продольное распределение среднemasовой температуры для реактора с футеровкой из диоксида циркония (1) и нефутерованного реактора (2)

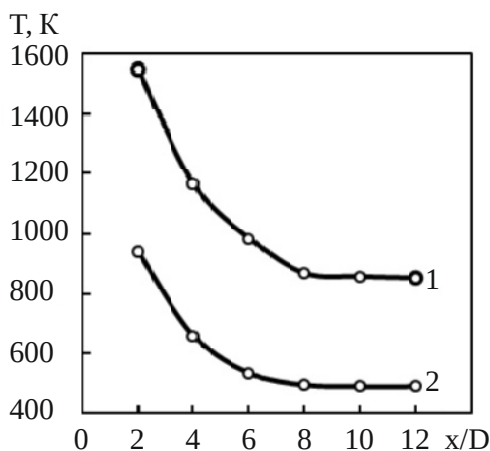


Рис. 3. Продольное распределение температуры внутренней поверхности футеровки из диоксида циркония (1) и нефутерованной стенки реактора (2)

Определение удельной электрической мощности

Удельная электрическая мощность, определяемая как отношение подведенной к реакционной зоне мощности к ее объему, является важнейшей характеристикой современного электротермического оборудования и изменяется в пределах от величины 0,2 МВт/м³, характерной для большинства электропечей, до очень большой

величины – 3750 МВт/м³, свойственной только реакционной камере высокого давления для синтеза алмазов [8–9].

Удельная электрическая мощность определяется по формуле

$$W_{уд} = \frac{P}{V_{р.к}} = \frac{P_0 \cdot \eta}{0,785 \cdot D_p^2 \cdot L_{р.з}}, \quad (1)$$

где $W_{уд}$ – удельная электрическая мощность, МВт/м³; P_0 – суммарная мощность, кВт; D_p – внутренний диаметр канала реактора, м; $L_{р.з}$ – длина реакционной зоны, м; P – мощность, подведенная к камере смешения, кВт; $V_{р.з}$ – объем реакционной зоны, м³; η – тепловой КПД плазмотронов.

Определение ресурса работы плазмотронов

Ресурс работы плазмотрона, определяемый эрозией материалов электродов, является его важнейшей характеристикой. Катодные и анодные пятна электрических дуг на холодных электродах характеризуются чрезвычайно высоким уровнем плотности теплового потока, достигающего 10⁴–10⁵ МВт/м². Такие тепловые нагрузки в стационарном режиме не в состоянии выдержать ни один из известных материалов. Для обеспечения приемлемого уровня эрозии электрода приэлектродные участки дуги перемещают по поверхности электрода воздействием на них аэродинамических или электродинамических сил. При перемещении опорного пятна дуги поверхность электродов подвергается циклическим тепловым ударам, в результате чего возникают трещины материала электродов, что приводит к его механическому разрушению, снижению тепло- и электропроводности. Поэтому скорость эрозии электродов связана с физическими процессами в приэлектродных областях дугового разряда, на поверхности электрода и внутри кристаллической решетки металла, из которого он изготовлен. Она определяется такими нестационарными процессами, как крупно- и мелкомасштабное шунтирование дуги, воздействие на дуговой столб внешнего магнитного поля, аэродинамика потока газа в плазмотроне. Для катода эрозия также зависит от его диаметра и конструктивного исполнения, состава плазмообразующего газа, силы тока, цикличности работы (числа включений плазмотронов), качества теплового контакта поверхностей вольфрамового стержня и медного катододержателя [7]. Эрозия медного анода определяется такими факторами, как условия охлаждения дуги, сила тока, величина магнит-

ной индукции, защита поверхности анода инертным или природным газом [7]. Интегральной характеристикой процессов эрозии электродов, естественно, не раскрывающей в отдельности влияние протекающих микропроцессов, наличия оксидных пленок на поверхности электродов, термонапряжений в металле, особенностей движения опорных пятен дуги, является удельная эрозия, измеряемая в кг/Кл. Величина удельной эрозии вольфрамового катода в азоте при атмосферном давлении, концентрации кислорода до 0,5% и силе тока 250–300 А лежит в пределах $(2-5) \cdot 10^{-12}$ кг/Кл, а при увеличении концентрации кислорода до 1,5% достигает $(2-4) \cdot 10^{-8}$ кг/Кл. Величина удельной эрозии медного цилиндрического анода также в значительной степени определяется присутствием в рабочем газе кислорода. Так, при силе тока 180 А в высокочистом азоте, содержащем около 0,001% кислорода, удельная эрозия оценивается на уровне 10^{-12} – 10^{-11} кг/Кл, а в азоте технической чистоты (кислорода до 0,5%) она возрастает более чем на порядок.

Обычно ресурс работы плазмотрона принимается равным меньшему значению ресурса работы одного из электродов. Экспериментальное определение ресурса работы электродов весьма трудоемко и затратно. В связи с этим ресурс работы анода и катода оценивался расчетным путем. Для этого сложный профиль изношенной части анода в месте привязки электрической дуги за уступом принимается подобным треугольнику (рис. 4, а), а диаметр образующегося в катоде под воздействием дуги кратера – равным диаметру привязки дуги (рис. 4, б).

Объем (м^3) материала анода, удаленного в результате эрозии, определяется по формуле

$$V_a = 0,5\pi l(d+h). \quad (2)$$

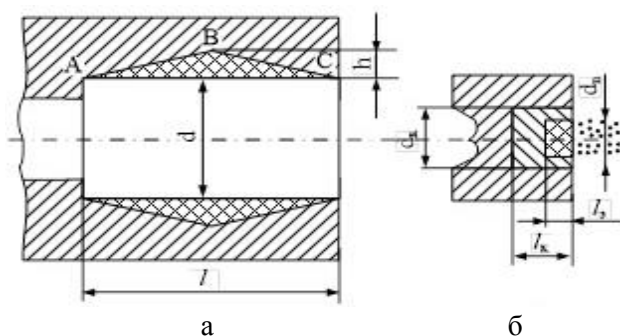


Рис. 4. Геометрические модели для расчёта ресурса анода (а) и катода (б)

Принято, что $l = 5,0 \cdot 10^{-2}$ м; $h = 0,2 \cdot 10^{-2}$ м; $d = 1 \cdot 10^{-2}$ м, тогда

$$V_a = 0,5 \cdot 0,2 \cdot 10^{-2} \cdot 3,14 \cdot 5 \cdot 10^{-2} (1 \cdot 10^{-2} + 0,2 \cdot 10^{-2}) = 1,88 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3.$$

Продолжительность непрерывной работы анода из меди

$$t_a = \frac{\rho_a V_a}{G_a I}, \quad (3)$$

где ρ_a – плотность материала анода, $\rho_a = 8,9 \cdot 10^{-3}$ кг/м³; G_a – удельная эрозия анода, $G_a = 5 \cdot 10^{-12}$ кг/Кл; I – сила тока дуги, A . $I = 200$ А.

$$t = \frac{8,9 \cdot 10^{-3} \cdot 1,88 \cdot 10^{-6}}{5 \cdot 10^{-12} \cdot 200} = 4700 \text{ ч.} \quad (4)$$

Для катода приняты диаметр катодной вольфрамовой вставки равным $d_k = 0,3 \cdot 10^{-2}$ м, длина вставки $l_k \leq d_k$ равной $0,3 \cdot 10^{-2}$ м, допустимая глубина эрозии катода $l_s = 0,3 l_k$. Тогда $l_s = 0,3 \cdot 0,3 \cdot 10^{-2} = 0,1 \cdot 10^{-2}$ м.

Принято, что диаметр образующегося в катоде под воздействием дуги кратера равен диаметру привязки дуги

$$d_n = B \cdot I^{0,5}, \quad (5)$$

где B – коэффициент, равный для азота $1,6 \cdot 10^{-4}$ [7].

$$\text{Тогда } d_n = 2,6 \cdot 10^{-4} \cdot 200^{0,5} = 2,3 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

Объем материала, удаленного в результате эрозии, составит

$$V_s = \frac{\pi d_n^2 \cdot l_s}{4}, \quad (6)$$

$$V_s = 0,42 \cdot 10^{-8} \text{ м}^3.$$

Учитывая, что для вольфрама $\rho_k = 19,34 \cdot 10^3$ кг/м³, и принимая $G_k = 1 \cdot 10^{-12}$ кг/Кл, получим

$$t_k = 4,01 \cdot 10^5 \text{ с} = 111. \quad (7)$$

Таким образом, ресурс непрерывной работы плазмотрона определяется ресурсом работы катода и превышает 100 ч, что соответствует паспортным данным. Однако следует отметить, что принятие значения удельной эрозии для анода и катода соответствует условиям, когда в плазмообразующий газ (азот технической чистоты) добавляется природный газ для связывания кислорода и защиты электродов, что свидетельствует о целесообразности технологической реализации этого способа повышения ресурса работы электродов.

Оценка загрязнения нанодисперсного порошка молибдена продуктами эрозии электродов плазмотрона

В настоящее время в соответствующей технической литературе достаточно распространено мнение о том, что применение электродуговых плазмотронов в плазменных реакторах ограничено из-за сильного загрязнения получаемых материалов продуктами эрозии электродов плазмотронов, т.е. вольфрамом катода и медью анода [10]. В связи с этим проведена оценка возможного загрязнения тугоплавких соединений продуктами эрозии электродов для следующих условий: производительность реактора по молибдену 3,0 кг/ч, удельная эрозия медного анода $5 \cdot 10^{-12}$ кг/Кл, вольфрамового катода $1 \cdot 10^{-12}$ кг/Кл, ресурс работы 4700 и 111 ч для анода и катода соответственно. Тогда масса продуктов эрозии, образовавшихся за 1 ч, составит: для медного анода

$$m_{Cu} = \frac{8,9 \cdot 10^3 \cdot 1,88 \cdot 10^{-6}}{4700} = 3,6 \cdot 10^{-6} \text{ кг};$$

для вольфрамового катода

$$m_w = \frac{19,34 \cdot 10^3 \cdot 0,42 \cdot 10^{-8}}{111} = 7,2 \cdot 10^{-7} \text{ кг},$$

что соответствует содержанию в карбиде

$$\text{меди } \frac{0,0036}{3000 + 0,0036} \cdot 100\% = 0,0001\%,$$

$$\text{вольфрама } \frac{0,00072}{3000 + 0,00072} \cdot 100\% = 0,00002\%.$$

Полученные значения свидетельствуют об отсутствии фактической угрозы для загрязнения нанодисперсного порошка молибдена примесями меди и вольфрама и снижения в связи с этим их потребительских свойств.

Механизм образования НДП молибдена в условиях низкотемпературной плазмы

Технологическая сущность плазмометаллургического производства нанодисперсного порошка заключается в следующем: триоксид молибдена и углеводород вводят в предварительно нагретый до 4273–5273 К инертный газ (азот), процесс восстановления ведут при 2073–2773 К с последующим охлаждением продукта со скоростью 10^4 – 10^5 К/с. Для генерации плазменного потока используют три электродуговых плазмотрона ЭДП-104А, в качестве плазмообразующего газа – азот. Данный способ даёт возможность получать порошок молибдена с размером частиц 30–50 нм.

Для формирования наиболее полного представления о процессах производства нанодисперсного молибдена необходимо определить механизм его образования посредством комплексного исследования, включающего термодинамику плазменного восстановления триоксида молибдена, сам синтез и идентификацию получаемых продуктов. Аналогичный подход при исследовании плазменного синтеза тугоплавких нанодисперсных порошков представлен в работах [5, 7–9]. При термодинамическом анализе восстановления триоксида молибдена пропаном установлено, что образование молибдена возможно в интервале температур 4800–2300 К, причём степень восстановления составляет 100%. Во всём исследуемом интервале температур присутствует СО. Это свидетельствует о том, что восстановление оксида молибдена осуществляется углеродсодержащими продуктами пиролиза пропана. При экспериментальных исследованиях установлено, что продуктом восстановления триоксида молибдена в области температур 5273–2800 К является нанодисперсный порошок молибдена.

Анализируя полученные результаты и морфологические особенности наноразмерных порошков молибдена, осаждаемых в виде частиц шаровидной формы, представляется целесообразным выделить в плазменном потоке пространственно разделённых зон. В первой температурной зоне (5600–5000 К) протекают следующие обеспечивающие формирование реакционной смеси необходимого состава процессы: восстановление триоксида молибдена, пиролиз пропана. Во второй (3000–2800 К) можно предполагать протекание процессов образования нанодисперсного порошка молибдена. Наряду с этим в рассматриваемой зоне на поверхности сформировавшихся наночастиц молибдена активно протекают сорбционные процессы, приводящие к поверхностному насыщению их технологическими газами и газообразными продуктами синтеза.

Заключение

Исследованы теплотехнические, ресурсные и технологические характеристики трехструйного плазменного реактора с каналом диаметром 0,054 м. Установлено, что сочетание теплового КПД, требуемой удельной энтальпии плазмообразующего газа и его массового расхода, близкое к оптимальному, достигается при мощности реактора 150 кВт. Среднемассовая температура плазменного потока на длине реактора 12 калиб-

ров при теплоизоляции его цилиндром из диоксида циркония толщиной 0,005 м изменяется в пределах 5500–2450 К, а температура стенки – 1900–850 К. Удельная электрическая мощность достигает 1214 МВт/м³. Расчетный ресурс работы электродов составляет для медного анода 4700, вольфрамового катода 111 часов. Прогнозируемое загрязнение нанодисперсного порошка молибдена продуктами эрозии электродов не превышает 0,0001% меди и 0,00002% вольфрама.

Определены особенности получения нанодисперсного порошка молибдена в условиях плазменного потока азота при температуре 5273–2800 К. Данный способ даёт возможность получать НДП молибдена с размером частиц 30–50 нм.

Список литературы

1. Зеликман А.Н., Коршунов Б.Г. Металлургия редких металлов. М.: Металлургия, 1991. 432 с.
2. Каламазов Р.У., Цветков Ю.В., Кальков А.А. Высокодисперсные порошки вольфрама и молибдена. М.: Металлургия, 1988. 360 с.
3. Маркетинговое исследование рынка нанопорошков [Электронный ресурс] / Департамент маркетинговых исследований. Москва, 2009. Режим доступа: <http://research-techart.ru/report/nanopowder-market.htm>. Загл. с экрана.
4. Руднева В.В. Исследование и эксплуатация плазменного реактора для нанотехнологий. Сообщение 2. Совершенствование трехструйного плазменного реактора // Вестник горно-металлургической секции РАЕН. Отделение металлургии: сб. науч. тр. Москва, 2006. Вып. 17. С. 22–24.
5. Галевский Г.В., Руднева В.В., Полях О.А. Технология плазмометаллургического производства наноматериалов: учеб. пособие: в 2 т. Т. 1. Основы проектирования плазмометаллургических реакторов и процессов. М.: Флинта: Наука, 2008. 228 с.
6. Плазмотроны. Исследование. Проблемы / М.Ф. Жуков [и др.]. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 1995. 202 с.
7. Shiryayeva L.S. A study on the production of titanium carbide nano-powder in the nanostate and its properties / Shiryayeva L.S., Galevsky G.V., Rudneva V.V., Garbuzova A.K. // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 150 (2016) 012034 doi:10.1088/1757-899X/150/1/012034.
8. Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Ширяева Л.С. Синтез и эволюция дисперсности боридов и карбидов ванадия и хрома в условиях плазменного потока // Изв. вузов. Чёрная металлургия. 2011. №10. С. 12–17.
9. Ноздрин И.В., Ширяева Л.С. Термодинамический анализ процессов плазменного синтеза карбида хрома // Изв. вузов. Чёрная металлургия. 2011. №10. С. 3–7.
10. Feng, P.F. and Cao, W.C. (2016) Properties, Application and Synthesis Methods of Nano-Molybdenum Powder // Journal of Materials Science and Chemical Engineering, 4, 36–44.

Поступила 09.10.17.

Принята в печать 10.11.17.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-65-72>

PRODUCTION OF NANODISPERSED MOLYBDENUM POWDER IN AN INDUSTRIAL PLASMA REACTOR

Lyudmila S. Shiryayeva – Ph.D. (Eng.), Associate Professor
Siberian State Industrial University, Novokuznetsk, Russia. E-mail: kafcmets@sibsiu.ru

Viktoria V. Rudneva – D.Sc. (Eng.), Professor
Siberian State Industrial University, Novokuznetsk, Russia. E-mail: kafcmets@sibsiu.ru

Gennady V. Galevsky - D.Sc. (Eng.), Professor
Siberian State Industrial University, Novokuznetsk, Russia. E-mail: kafcmets@sibsiu.ru

Abstract

Problem Statement (Relevance): Molybdenum is a refractory and corrosion-resistant metal that is widely used in the production of alloyed steels, as well as acid-resistant and heat-resistant alloys. Nano-molybdenum offers an even wider range of applications, which include heat- and acid-resistant alloys with enhanced corrosion and physical properties; lubricants; as a catalyst; coatings and polymers [1-3]. **Objectives:** The authors of this research aim to look at how nanodispersed molybdenum powder can be produced in an industrial plasma reactor. **Methods Applied:** The following state-of-the-art techniques were used for the purposes of this research: mathematical modeling and thermodynamic calculations, hydrodynamic and thermal similarity, calorimetry probe and diagnostics, chemical and physical analyses, X-ray diffraction, infrared spectroscopy, chromatography, high-temperature pulse extraction, thermogravimetry, thermal desorption mass spectrometry, low-temperature adsorption, transmission and scanning electron microscopy.

Originality: The authors studied the thermal, process and performance characteristics of a 150kW industrial three-jet direct-flow plasma reactor. **Findings:** A close-to-optimum combination of the thermal efficiency, the specific enthalpy of the orifice gas and its mass flow rate can be achieved if the reactor power is 150 kW. The bulk temperature of the plasma flow in a plasma reactor of length 12 insulated with a 0.005 m zirconia cylinder varies

ies between 5,500 K and 2,450 K. The specific output reaches 1,214 MW/m³. The design life of the electrodes is 4,700 hours for a copper anode and 111 hours for a tungsten cathode. The expected contamination of carbides and borides with the products of electrode erosion does not exceed 0.0001% of copper and 0.00002% of tungsten. The authors established the possibility of obtaining nanodispersed molybdenum powder in a plasma nitrogen flow in the temperature range of 5,273 K to 2,800 K.

Keywords: Plasma reactor, plasma, nanopowder, molybdenum.

References

1. Zelikman A.N., Korshunov B.G. *Metallurgiya redkikh metallov* [Metallurgy of rare metals]. Moscow: Metallurgiya, 1991, 432 p.
2. Kalamazov R.U., Tsvetkov Yu.V., Kalkov A.A. *Vysokodispersnye poroshki volframa i molibdena* [High-dispersive powders of tungsten and molybdenum]. Moscow: Metallurgiya, 1988, 360 p
3. *Marketingovoe issledovanie rynka nanoporoshkov* [Nanopowder market research]. *Departament marketingovykh issledovaniy* [Marketing research department]. Moscow, 2009. Available at: <http://research-techart.ru/report/nanopowder-market.htm>.
4. Rudneva V.V. The study and operation of a plasma reactor for nanotechnology. Message 2. Optimisation of a three-jet plasma reactor. *Vestnik gornometallurgicheskoy seksii RAEN. Otdelenie metallurgii: sb. nauch. tr.* [Bulletin of the mining and metallurgical section of the Russian Academy of Natural Sciences. Metallurgy Department: Research papers. Novokuznetsk: Moscow, SibSIU, 2006, issue 17, pp. 22-24.
5. Galevsky G.V., Rudneva V.V., Polyakh O.A. *Tekhnologiya plazmometallurgicheskogo proizvodstva nanomaterialov: Ucheb. posobie: v 2 t. T. 1. Osnovy proektirovaniya plazmometallurgicheskikh reaktorov i protsessov* [Production of nanomaterials with the help of the plasma metallurgical process: Learner guide: In 2 volumes. Vol. 1. Plasma reactors and processes: Basics of design. Moscow: Flinta : Nauka, 2008, 228 p.
6. Zhukov M.F. et al. *Plazmotrony. Issledovanie. Problemy* [Plasma torches. Studies. Problems]. Novosibirsk: Publishing House of the Siberian Branch of RAS, 1995, 202 p.
7. Nozdrin I.V., Shiryayeva L.S., Rudnev V.V. Plasma synthesis and physical and chemical certification of chromium nanocarbide. *Izv. Vuzov. Chernaya metallurgiya* [Proceedings of Russian universities. Ferrous metallurgy], 2012, no. 12, pp. 3 – 8.
8. Nozdrin I.V., Galevsky G.V., Shiryayeva L.S. Synthesis and evolution of the dispersion of vanadium and chromium borides and carbides in a plasma flow. *Izv. Vuzov. Chernaya metallurgiya* [Proceedings of Russian universities. Ferrous metallurgy], 2011, no. 10, pp. 12 - 17.
9. Nozdrin I.V., Shiryayeva L.S. Thermodynamic analysis of chromium carbide plasma synthesis processes. *Izv. Vuzov. Chernaya metallurgiya* [Proceedings of Russian universities. Ferrous metallurgy], 2011, no.10, pp. 3-7.
10. Feng, P.F. and Cao, W.C. (2016) Properties, Application and Synthesis Methods of Nano-Molybdenum Powder. *Journal of Materials Science and Chemical Engineering*, 4, 36–44.

Received 09/10/17

Accepted 10/11/17

Образец для цитирования

Ширяева Л.С., Руднева В.В., Галевский Г.В. Особенности производства нанодispersного порошка молибдена в плазмометаллургическом реакторе промышленного уровня мощности // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №4. С. 65–72. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-65-72>

For citation

Shiryayeva L.S., Rudneva V.V., Galevsky G.V. Production of nanodispersed molybdenum powder in an industrial plasma reactor. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 65–72. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-65-72>

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ И ОБОРУДОВАНИЕ

УДК 621.926.22

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-73-80>

ИССЛЕДОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ ПРИВОДНОГО УСТРОЙСТВА ЩЕКОВОЙ ДРОБИЛКИ

Кузбаков Ж.И.¹, Першин Г.Д.², Кольга А.Д.²¹ Актюбинский региональный государственный университет им. К. Жубанова, Актюбе, Казахстан² Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия

Аннотация

Динамическое нагружение приводов машин вызывает колебания, которые могут служить причиной поломок. Опасные колебания могут возникать как при неустановившемся, так и при установившемся движении. При установившемся движении опасные колебания возникают главным образом при наличии периодического силового воздействия на ведущую или ведомую массу в неравновесных системах, к каковым относится щековая дробилка. В машинах циклического нагружения эти нагрузки, особенно при дроблении прочных слитков металла, нередко бывают близки к ударному, что приводит к возникновению в них больших динамических нагрузок. Уровень динамических нагрузок колебательного характера в этих машинах очень высок, что приводит к различным разрушениям и поломкам. Причинами являются перегрузки, усталостные разрушения от периодического действия динамических нагрузок, которые в 2,5–3 раза превышают технологические нагрузки. Исследование колебаний приводных систем сводится к определению частоты собственных колебаний и сравнению ее с частотой действия возмущающей силы. Переход через резонанс должен осуществляться быстро, чтобы деформация f не достигла опасной величины. Действительная угловая скорость должна быть не менее чем на 30% больше или меньше скорости, соответствующей резонансному (критическому) состоянию, например, щековые дробилки традиционной конструкции работают в дорезонансной зоне до $n \approx 300$ об/мин, а ударные щековые дробилки фирмы «Крупп» работают в зарезонансной зоне $n \geq 500$ об/мин и снабжены мощными поглотителями колебаний. Щековая дробилка с простым качанием подвижной щеки, по своей конструкции, с точки зрения динамики, является более совершенной машиной, чем дробилка со сложным качанием щеки. Уменьшению колебаний способствует увеличение жесткости распорной плиты и массы подвижной щеки. На практике это означает, что при необходимости можно увеличить жесткость передней распорной плиты и массу подвижной щеки. Подвижная щека в дробилке с простым качанием является динамическим поглотителем колебаний.

Ключевые слова: динамическое нагружение, колебания, приводное устройство, установившееся движение, резонансная зона, дробление, неравновесная система, динамический поглотитель.

Введение

Технологическое нагружение приводов машин вызывает колебания, которые могут служить причиной поломок. Опасные колебания могут возникать как при неустановившемся, так и при установившемся движении [1–7].

В машинах циклического нагружения эти нагрузки, особенно при дроблении прочных слитков металла, нередко бывают близки к ударному, что приводит к возникновению в них больших динамических нагрузок. Уровень динамических нагрузок колебательного характера в этих машинах очень высок, что приводит к различным разрушениям и поломкам.

Причинами являются перегрузки, усталостные разрушения от периодического действия

динамических нагрузок, которые в 2,5–3 раза превышают технологические нагрузки [8].

Цель работы – исследовать колебания приводного устройства щековой дробилки и причины их возникновения, предложить меры, предотвращающие опасность возникновения резонансных колебаний.

Теория, материалы и методы исследования

Исследование колебаний приводных систем сводится к определению частоты собственных колебаний и сравнению ее с частотой действия возмущающей силы.

Переход через резонанс должен осуществляться быстро, чтобы деформация f не достигла опасной величины. Действительная угловая скорость должна быть не менее чем на 30% больше или меньше скорости, соответствующей резо-

нансному (критическому) состоянию, например, щековые дробилки традиционной конструкции работают в дорезонансной зоне до $n \approx 300$ об/мин, а ударные щековые дробилки фирмы «Крупп» работают в резонансной зоне $n \geq 500$ об/мин и снабжены мощными поглотителями колебаний.

Щековая дробилка с простым качанием подвижной щеки по своей конструкции, с точки зрения динамики, является более совершенной машиной, чем дробилка со сложным качанием щеки.

Уменьшению колебаний способствует увеличение жесткости распорной плиты и массы подвижной щеки. На практике это означает, что при необходимости можно увеличить жесткость передней распорной плиты и массу подвижной щеки. Подвижная щека в дробилке с простым качанием является динамическим поглотителем колебаний.

Приводное устройство щековой дробилки представим в виде приведенных систем с ограниченным числом сосредоточенных масс, а также с распределенными массами.

Рассмотрим щековую дробилку со сложным качанием подвижной щеки и покажем опасность совпадения частот собственных и вынужденных колебаний (рис. 1).

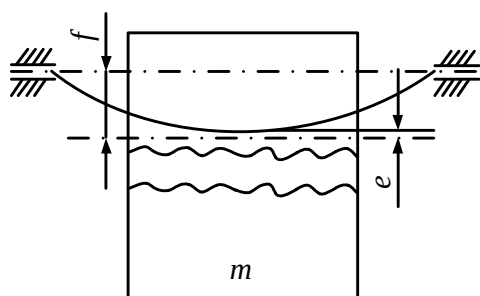


Рис. 1. Схема определения критической скорости эксцентрикового вала с укрепленной на нем массой

Шатун с массой m укреплен на упругом вращающемся валу и центр тяжести ее смещен относительно вала на величину e . Под действием центробежной силы $P_c = m\omega^2 f$ вал будет деформироваться. Упругая сила вала $P_y = c(f - e)$, где c – жесткость вала в месте крепления массы m . При установившемся вращении вала и массы центробежная сила уравнивается упругой силой $P_c = P_y$ или $m\omega^2 f = c(f - e)$. Преобразуя, получаем

$$f = \frac{e}{1 - \frac{m\omega^2}{c}}. \quad (1)$$

Если $\omega^2 = \frac{c}{m}$, то при малом, но конечном

значении e прогиб вала $f \rightarrow \infty$ (т.е. резонанс).

Для крутильных колебаний простейших систем квадрат частоты собственных колебаний равен

$\frac{c_y}{J}$, где c_y – угловая жесткость, J – приведенный момент инерции вращающегося тела. Условие резонанса будет $\omega^2 = \frac{c_y}{J}$. При $\frac{c}{m} > \omega^2$ или

$\frac{c_y}{J\omega^2} > \omega^2$ система работает в дорезонансной зоне,

при $\frac{c}{m} < \omega^2$ или $\frac{c_y}{J\omega^2} < \omega^2$ – в резонансной зоне.

Переход через резонанс должен осуществляться быстро, чтобы деформация f не достигла опасной величины. Действительная угловая скорость должна быть не менее чем на 30% больше или меньше скорости, соответствующей резонансному (критическому) состоянию [9], например, щековые дробилки традиционной конструкции работают в дорезонансной зоне до $n \approx 300$ об/мин, а ударно-щековые дробилки фирмы «Крупп» работают в резонансной зоне $n \geq 500$ об/мин и снабжены мощными поглотителями колебаний.

Величина и характер колебательных нагрузок зависят от динамических параметров упругих систем (жесткости связей и масс), закона изменения технологических нагрузок, от зазоров в узлах соединений деталей (распорных плит и сухарей) и др. [10–14].

Так, колебательная составляющая скорости подвижной щеки при захвате плоского слитка металла зависит от момента дробления динамического момента от сил инерции, от момента инерции шатуна с маховиками. Поскольку амплитуда колебательной составляющей скорости обратно пропорционально моменту инерции массы, шатун всегда приобретает дополнительную колебательную составляющую скорости, несколько раз больше, чем ротор электродвигателя.

Значительное изменение скорости подвижной щеки, вследствие колебаний, может явиться причиной неустойчивого захвата плоского слитка металла с возникновением пробуксовки и вылетом металла из камеры дробления, сгоранием клиновых ремней привода, что и происходит на практике. Кроме того, устойчивые колебания дробильной машины могут являться причиной усталостного разрушения станины и фундамента [15].

Все вышеизложенное подтверждает необходимость определять в приводах машин не только нагрузки в упругих звеньях, но и законы изменения скоростей, ускорений и перемещений звеньев

в переходных режимах, принять меры, обеспечивающие минимальные динамические нагрузки даже при повышенных режимах эксплуатации.

Схему приводного устройства щековой дробилки представим в виде вертикально расположенного весомого вертикального стержня (шатун) с грузом на конце (распорные плиты) и горизонтально расположенного весомого вала (эксцентриковый вал) с двумя массами на концах (маховиками). В первом случае возникают продольные колебания, а во втором – крутильные колебания. Рассмотрим продольные колебания. Шатун дробилки представим в виде стержня, закрепленного одним концом неподвижно, а на другом конце расположен груз Q (рис. 2).

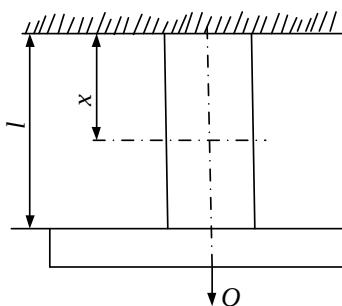


Рис. 2. Схема шатуна с распорными плитами на конце, совершающего продольные колебания

Обозначим через u продольные перемещения произвольного сечения стержня с координатой x от положения равновесия, получим волновое уравнение

$$\frac{d^2 u}{dt^2} = a^2 \frac{d^2 u}{dx^2}. \quad (2)$$

Для сплошного призматического стержня $a = \sqrt{\frac{Eg}{\gamma}}$, где a – скорость распространения упругой волны в стержне. Для элементов постоянного сечения $a = \sqrt{\frac{c\ell g}{q}}$, где c – линейная жесткость; ℓ – длина и q – вес единицы длины элемента. Граничные условия: при $x = 0$ $u = 0$.

При $x = \ell$ $\Omega E \frac{du}{dx} = -\frac{Q}{g} \cdot \frac{d^2 u}{dt^2}$ Решение (2)

найдем в виде

$$u = X (A \sin pt + B \cos pt) \quad (3)$$

где X – нормальная функция только от x ; p – частота одной из главных форм колебаний.

Подставим в уравнение (2)

$$a^2 \frac{d^2 X}{dx^2} + p^2 X = 0, \quad (4)$$

получим решение

$$X = C \sin \frac{px}{a} D \cos \frac{px}{a}. \quad (5)$$

Подставим граничные условия

$$\Omega E \frac{p}{a} \cos \frac{p\ell}{a} = \frac{Q}{g} p^2 \sin \frac{p\ell}{a}, \quad (6)$$

откуда после преобразования получим

$$\frac{q\ell}{Q} = \frac{p\ell}{a} \operatorname{tg} \frac{p\ell}{a}. \quad (7)$$

Формула (7) является частотным уравнением рассматриваемой системы, из которого можно найти значение p .

При малых значениях $\frac{q\ell}{Q}$ можно принять $\operatorname{tg} \frac{p\ell}{a} \approx \frac{p\ell}{a}$. Тогда $\frac{q\ell}{Q} \approx \frac{p^2 \ell^2}{a^2}$. Так как вес стержня (шатунa) значительно превышает вес груза (распорных плит),

$$\frac{p\ell}{a} = \frac{\pi}{2} \text{ или } p = \frac{\pi a}{2\ell}.$$

Заменяя $a = \sqrt{\frac{c\ell g}{q}}$ и обозначая $\frac{q\ell}{g} = m$, получим $p = \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{c}{m}}$.

Таким образом, частота основного тона колебаний стержня в $\frac{\pi}{2}$ раза выше частоты колебаний груза.

Теперь рассмотрим крутильные колебания. Схема приводного устройства представлена на рис. 3.

Горизонтально расположенный стержень (эксцентриковый вал) имеет по концам массы (маховики) с моментами инерции J_1 и J_2 . Угловое перемещение произвольного сечения обозначим ν . Волновое уравнение движения рассматриваемой системы будет

$$\frac{d\nu^2}{dt^2} = a^2 \frac{d\nu^2}{dx^2}, \quad (8)$$

$$a = \sqrt{\frac{Gg}{\gamma}} \text{ или } a = \sqrt{\frac{c\ell^2}{J_0}};$$

где G – модуль упругости второго рода; c – угловая жесткость стержня; J_0 – момент инерции стержня.

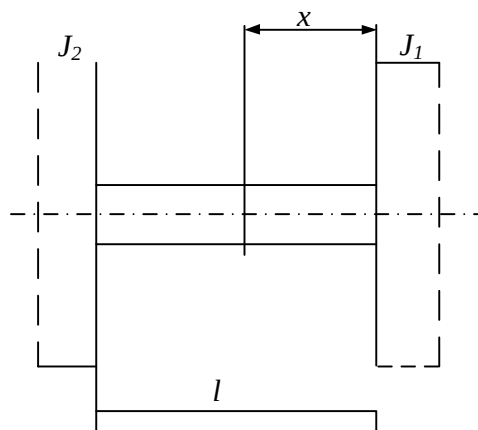


Рис. 3. Схема эксцентрикового вала с двумя массами по концам, совершающего крутильные колебания

Граничными условиями будут при $x = 0$

$$\text{при } x = 0 \quad J_1 \frac{d^2 v}{dt^2} = G_p J_p \frac{d^2 v}{dx^2}; \quad \text{при } x =$$

$$l \quad J_2 \frac{d^2 v}{dt^2} = -G J_p \frac{dv}{dx},$$

где J_p – полярный момент инерции сечения стержня. Решение (8) найдем в виде

$$x = X (A \sin pt + B \cos pt), \quad (9)$$

где X – нормальная функция от x , определяющая форму колебаний системы.

Подставим в уравнение (9)

$$a^2 \frac{d^2 X}{dt^2} + pX = 0, \quad (10)$$

откуда

$$X = C \sin \frac{px}{a} + D \frac{px}{a}. \quad (11)$$

Подставляя граничные условия, получим

$$D p^2 J_1 = C \frac{p}{a} G J_p;$$

$$\begin{aligned} p_2 \left(D \cos \frac{p\ell}{a} + C \sin \frac{p\ell}{a} \right) J_2 = \\ = \frac{p}{a} G J_p \left(-D \sin \frac{p\ell}{a} + \frac{pa J_1}{G J_p} \cos \frac{p\ell}{a} \right), \end{aligned} \quad (12)$$

исключая постоянные интегрирования

$$\begin{aligned} p_2 \left(\cos \frac{p\ell}{a} + \frac{pa J_1}{G J_p} \sin \frac{p\ell}{a} \right) J_2 = \\ = -\frac{p}{a} G J_p \left(\sin \frac{p\ell}{a} + \frac{pa J_1}{G J_p} \cos \frac{p\ell}{a} \right) \end{aligned} \quad (13)$$

или, преобразуя, получим

$$\operatorname{tg} \frac{p\ell}{a} = \frac{\frac{J_1 + J_2}{J_0} \cdot \frac{p\ell}{a}}{\frac{J_1 J_2}{J_0^2} \cdot \frac{p^2 \ell^2}{a^2} - 1}. \quad (14)$$

Откуда определяем частоту p .

При малых значениях J_0 , полагая $\operatorname{tg} \frac{p\ell}{a} = \frac{p\ell}{a}$ и пренебрегая единицей в знаменателе формулы (14), получим

$$a^2 = \frac{c\ell^2}{J_0}, \quad \frac{p^2 \ell^2}{a^2} = \frac{(J_1 + J_2) J_0}{J_1 J_2}.$$

Заменяя $a^2 = \frac{c\ell^2}{J_0}$, найдем

$$p = \sqrt{\frac{(J_1 + J_2) c}{J_1 J_2}}. \quad (15)$$

По формуле (15) можно определить частоту колебаний двухмассовой системы с невесомым упругим звеном.

Одним из путей локализации колебаний является использование демпфирующих устройств. Они бывают двух типов: динамические и использующие внешние силы трения. Рассмотрим принцип действия демпфирующего устройства, т.е. динамического поглотителя колебаний. Для этого представим некоторую движущуюся упругую систему, состоящую из двух масс и не встречающую сопротивления. При этом одна из масс (ведущая) испытывает периодически изменяющуюся нагрузку $P \sin \omega t$, где P – максимальное значение периодической нагрузки; ω – угловая частота нагрузки.

Для того чтобы система сохраняла постоянную скорость, к ведущей массе присоединяем динамический поглотитель колебаний в виде массы с упругой связью. Тогда рассматриваемая система будет состоять из трех масс, соединенных упругими звеньями (рис. 4).

Обозначим: m_3 – масса динамического поглотителя; m_1 и m_2 – приведенные массы ведущего и ведомого элементов; S_1, S_2, S_3 – обобщенные координаты элементов системы.

Кинетическая энергия системы равна

$$T = \frac{m_1}{2} \left(\frac{ds_1}{dt} \right)^2 + \frac{m_2}{2} \left(\frac{ds_2}{dt} \right)^2 + \frac{m_3}{2} \left(\frac{ds_3}{dt} \right)^2,$$

а потенциальная энергия системы

$$\Pi = \frac{(S_1 - S_2)^2}{2} c_1 + \frac{(S_2 - S_3)^2}{2} c_2.$$

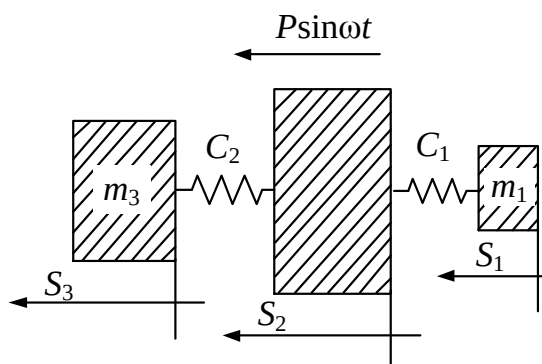


Рис. 4. Схема трехмассовой системы с присоединенным линейным динамическим поглотителем колебаний

Используя уравнения Лагранжа второго рода, получим

$$m_1 \frac{d^2 s_1}{dt^2} + c_1 (s_1 - s_2) = 0; \quad (16)$$

$$m_2 \frac{d^2 s_2}{dt^2} - c_1 (s_1 - s_2) + c_2 (s_2 - s_3) = P \sin \omega t; \quad (17)$$

$$m_3 \frac{d^2 s_3}{dt^2} + c_2 (s_2 - s_3) = 0 \quad (18)$$

Исключая из уравнения (18) S_1 и S_2 и их производные, имеем

$$\frac{d^6 s_3}{dt^6} + a \frac{d^4 s_3}{dt^4} + b \frac{d^2 s_3}{dt^2} = f \sin \omega t, \quad (19)$$

где

$$a = \frac{\left[\frac{m_1}{c_1} (m_2 + m_3) + \frac{m_2}{c_2} (m_1 + m_2) \right] c_1 c_2}{m_1 m_2 m_3};$$

$$b = \frac{(m_1 + m_2 + m_3) c_1 c_2}{m_1 m_2 m_3}; \quad f = \frac{p \left(1 - \frac{\omega^2 m_1}{c_1} \right) c_1 c_2}{m_1 m_2 m_3}.$$

Интегрируем дважды

$$\frac{d^4 s_3}{dt^4} + \frac{d^2 s_3}{dt^2} b s_3 = -\frac{f}{\omega^2} \sin \omega t + E_1 t + F_1, \quad (20)$$

где E_1 и F_1 — постоянные интегрирования.

Общее решение

$$S_3 = A \sin K_1 t + B \cos K_1 t + C \sin K_2 t + D \cos K_2 t - \frac{f \sin \omega t}{\omega^2 (\omega^4 - a \omega^2 + b)} + \frac{E}{b} t + \frac{E_1}{b} \quad (21)$$

или, обозначая $\frac{f}{\omega^2 (\omega^4 - a \omega^2 + b)} = d; \quad \frac{E_1}{b} = E;$

$$\frac{E}{b} = F,$$

$$S_3 = A \sin K_1 t + B \cos K_1 t + D \cos K_2 t - d \sin \omega t + E t + F_1, \quad (22)$$

где $K_{1,2} = \sqrt{\frac{a}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{a}{2}\right)^2 - b}};$ A, B, C, D, E, F —

постоянные интегрирования.

Для определения характера движения ведомой массы можем принять любые реальные начальные условия. Например, при $t = 0$ $S_3 = 0$,

$$\frac{d s_3}{dt} = v, \quad \frac{d^2 s_3}{dt^2} = \frac{d^3 s_3}{dt^3} = \frac{d^4 s_3}{dt^4} = \frac{d^5 s_3}{dt^5} = 0.$$

Подставляя их в (22), найдем

$$A = \frac{d \omega^3 (\omega^2 - K_2^2)}{K_1^3 (K_1^2 - K_2^2)}; \quad B = 0;$$

$$C = \frac{d^3 \omega (\omega^2 - K_1^2)}{K_2^3 (K_1^2 - K_2^2)}; \quad D = 0 \text{ м.}$$

$$E = v - \frac{d \omega^3 [(K_1^2 - K_2^2) - \omega^2]}{K_1^2 K_2^2} + d \omega; \quad F = 0.$$

Тогда

$$S_3 = \frac{d^3 \omega (\omega^2 - K_2^2)}{(K_1^2 - K_2^2)} \left[\frac{\omega^2 - K_2^2}{K_1^3} \sin K_1 t - \frac{\omega^2 - K_1^2}{K_2^3} \sin K_2 t \right] + \frac{d \omega^3 [(K_1^2 - K_2^2) - \omega^2]}{K_1^2 K_2^2} + v t - \frac{d K_1^2}{K_1^2 K_2^2} + d \omega t - d \omega t \quad (23)$$

и скорость движения ведомой массы

$$\begin{aligned} \frac{d^3 s}{dt^3} = & \frac{d^3 \omega (\omega^2 - K_2^2)}{(K_1^2 - K_2^2)} \left[\frac{\omega^2 - K_2^2}{K_1^2} \cos K_1 t - \right. \\ & \left. - \frac{\omega^2 K_1^2}{K_2^2} \cos K_2 t \right] + \\ & + \frac{d \omega^3 [(K_1^2 - K_2^2) - \omega^2]}{K_1^2 K_2^2} + \\ & + d \omega - d \omega \cos \omega t. \end{aligned} \quad (24)$$

Следовательно, чтобы скорость $\frac{ds_3}{dt}$ была постоянна и равнялась x , необходимо $d=0$, т.е.

$$\begin{aligned} d = & \frac{f}{\omega^2 (\omega^4 - a \omega^2 + b)} = \\ & = \frac{P \left(1 - \frac{\omega^2 m_1}{c_1} \right)}{m_1 m_2 m_3 \omega^2 (\omega^4 - a \omega^2 + b)} = 0. \end{aligned}$$

Это возможно при $\tilde{n} = m_1 \omega^2$.

Таким образом, для поглощения колебаний двухмассовой системы достаточно присоединить к ведущей массе третью массу m_3 и жесткость соединительного звена c_3 . Соотношение c_3 , m_3 и частоты вынужденных колебаний ω должно быть

$$\omega = \sqrt{\frac{c_3}{m_3}}, \quad (25)$$

т. е. подвижная щека с передней распорной плитой и есть третье звено с массой m_3 и жесткостью c_3 в щековой дробилке с простым движением подвижной щеки. Для снижения уровня динамических нагрузок применяются и другие меры [15, 16, 18–20].

Выводы

1. Щековая дробилка с простым качанием подвижной щеки, кроме существующих преимуществ по своей конструкции, с точки зрения динамики, является более совершенной машиной, чем дробилка со сложным качанием щеки. Кроме того, из выражения (25) следует, что уменьшению колебаний способствует также увеличение жесткости c_2 и массы m_3 . На практике это означает, что при необходимости можно увеличить жесткость передней распорной плиты и массу подвижной дробящей плиты. Таким образом, подвижная щека

дробилки с простым качанием является динамическим поглотителем колебаний.

2. Чтобы деформация эксцентрикового вала не достигла опасной величины, действительная угловая скорость должна быть не менее чем на 30% больше или меньше скорости, соответствующей критическому (резонансному состоянию).

Список литературы

1. Тимошенко С.П. Колебания в инженерном деле. М.: Физматгиз, 1959.
2. Терских В.П. Расчеты крутильных колебаний силовых установок. М.: Машгиз, 1953. 256 с.
3. Бабаков И.М. Теория колебания. М., 1968. 560 с.
4. Бидерман В.П. Прикладная теория механических колебаний. М.: Высшая школа, 1972. 416 с.
5. Вейц В.Л. Динамика машинных агрегатов. Л.: Машиностроение, 1969. 367 с.
6. Шмидт Г. Параметрические колебания. М.: Мир, 1978. 336 с.
7. Shigley J. E. Dinamic analysis of machines. New York, 1961.
8. Вульфсон И.П. Колебания машин с механизмами циклового действия. Л.: Машиностроение, 1990. 309 с.
9. Юдин К.М. Динамическое исследование модели механизмов с зазорами // Машиноведение. 1971. №2. С. 58–60.
10. Иванов А.П. Динамика систем с механическими соударениями. М.: Международная программа образования, 1997. 336 с.
11. Начаев Р.Ф. Механические процессы с повторными затухающими соударениями. М.: Наука, 1977. 232 с.
12. Клушанцев Б.В., Косарев А.И., Муйземнек Ю.А. Дробилки. Конструкция, расчет, особенности эксплуатации. М.: Машиностроение, 1990. 320 с.
13. Комаров М.С. Динамика механизмов и машин. М.: Машиностроение, 1969. 296 с.
14. Иванченко Ф.К., Красношапка В.А. Динамика металлургических машин. М.: Металлургия, 1983. 295 с.
15. Кузбаков Ж.И. Колебания приводного устройства щековой дробилки и способа их локализации // Вестник машиностроения. 2014. № 9. С. 24–27.
16. Кузбаков Ж.И. Снижение уровня динамических нагрузок на станину щековой дробилки при дроблении высокопрочных материалов // Austrian Journal of Technical and Natural Sciences. Scientific journal, № 1–2, 2015 (Januar-February), Vienna 2015. P. 55–58.
17. Динамика крупных машин / Соколовский В.И., Казак С.А., Кирпичников Б.М., Сустанов М.И. М.: Машиностроение, 1969. 512 с.
18. Кольга А.Д., Айбашев Д.М. Возможности снижения нагрузок в щековых дробилках // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2013. №4. С. 77–80.
19. Дробилка щековая: пат. 144640 РФ МПК ВО2С 1/02 / Кольга А.Д., Айбашев Д.М. Заявл. 16.04.2014; опубл. 27.08.2014. Бюл. №24. 2 с.

20. Кузбаков Ж.И., Франчук В.П., Федоскина Е.В. О применимости энергоэффективного оборудования при производстве ферроматериалов // Труды VIII Междуна-

родной научно-практической конференции «Энергоэффективные и ресурсосберегающие технологии в промышленности». М.: МИСиС, 2016. С. 86–91.

Поступила 21.07.17.

Принята в печать 23.08.17.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-73-80>

STUDY OF THE JAW CRUSHER DRIVE OSCILLATIONS

Zhanabergen I. Kuzbakov – D.Sc. (Eng.), Associate Professor

Zhubanov Aktobe Regional State University, Aktobe, Kazakhstan. E-mail: flora_karim@mail.ru

Gennadyi D. Pershin – D.Sc. (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia.

Anatoly D. Kolga – D.Sc. (Eng.), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: kad-55@magtu.ru. ORCID: 0000-0002-3194-2274

Abstract

Dynamic loading of machine drives produces oscillations which may cause a failure. Dangerous oscillations can occur both in unsteady and steady motion states. In the case of steady motion, dangerous oscillations mainly arise when either the driving mass or the driven mass are subject to regular loads within non-equilibrium systems. A jaw crusher would be an example of a non-equilibrium system. In cyclic loading machines, especially when crushing hard metal ingots, the loads can often be close to impact loads, which creates high dynamic loads in the machines. The level of oscillating loads in these machines is extremely high, which leads to various failures and breakdowns. The causes include overloads and fatigue failures caused by dynamic loads, which can be 2.5 to 3 times higher than the operating loads. To study the oscillations of a drive system one should determine the natural frequency and compare it with the exciting force frequency. To not let the deformation f reach the critical point, the resonance transition should go fast. The actual angular velocity should be at least 30% higher or lower than the speed that corresponds to the resonance (critical) state. For example, traditional jaw crushers run in the pre-resonance zone of up to $n \approx 300$ RPM, whereas the Krupp impact jaw crushers operate in the post-resonance zone of up to $n \geq 500$ RPM and are equipped with powerful vibration absorbers. In terms of dynamics, the jaw crusher with a simple swing jaw is a better machine than a crusher with a complex swing jaw. Greater rigidity of the crusher toggle and a heavier movable jaw can help reduce the oscillations. This practically means that, if necessary, the front toggle can be reinforced and the movable jaw can be made heavier. The movable jaw in a simple swing crusher acts as a dynamic vibration absorber.

Keywords: Dynamic loading, oscillations, actuator, steady motion, resonance zone, crushing, non-equilibrium system, dynamic absorber.

References

1. Timoshenko S.P. *Kolebaniya v inzhenerom dele* [Vibration in engineering]. Moscow, Fizmatgiz, 1959. (In Russ.)
2. Tersikh V.P. *Raschety krutilnykh kolebanij silovykh ustanovok* [The calculations of the torsional vibrations of power plants]. Moscow, Mashgiz, 1953, 256 p. (In Russ.)
3. Babakov I.M. *Teoriya kolebanij* [Theory of vibration]. Moscow, 1968, 560 p. (In Russ.)
4. Biderman V.P. *Prikladnaya teoriya mekhanicheskikh kolebanij* [The applied theory of mechanical vibrations]. Moscow: Vysshaya shkola, 1972, 416 p. (In Russ.)
5. Veits V.L. *Dinamika mashinnykh agregatov* [Machine dynamics]. Leningrad: Mashinostroenie, 1969, 367 p. (In Russ.)
6. Schmidt G. *Parametricheskiye kolebaniya* [Parametric oscillations]. Moscow: Mir, 1978, 336 p. (In Russ.)
7. Shigley J.E. *Dynamic analysis of machines*. New York, 1961.
8. Vulfson I.P. *Kolebaniya mashin s mekhanizmami tsiklovogo dejstviya* [Oscillations of cyclic machines]. Leningrad: Mashinostroenie, 1990, 309 p. (In Russ.)
9. Yudin K.M. Dynamic study of model clearance mechanisms. *Mashinovedenie*, 1971, no. 2, pp. 58–60. (In Russ.)
10. Ivanov A.P. *Dinamika sistem s mekhanicheskimi soudareniyami* [Dynamics of the systems with mechanical collisions]. Moscow: Mezhdunarodnaya programma obrazovaniya, 1997, 336 p. (In Russ.)
11. Nachaev R.F. *Mekhanicheskie processy s povtornymi zatuhayushchimi soudareniyami* [Mechanical processes with repeated attenuated impacts]. Moscow: Nauka, 1977, 232 p. (In Russ.)
12. Klushantsev B.V., Kosarev A.I., Muzemnek Yu.A. *Konstrukciya, raschet, osobennosti ekspluatatsii* [Crushers. Design, calculation, operation]. Moscow: Mashinostroenie, 1990, 320 p. (In Russ.)
13. Komarov M.S. *Dinamika mekhanizmov i mashin* [Dynamics of mechanisms and machines]. Moscow: Mashinostroenie, 1969, 296 p. (In Russ.)
14. Ivanchenko F.K., Krasnoshapka V.A. *Dinamika metallurgi-*

- cheskikh mashin* [Dynamics of metallurgical machines]. Moscow: Metallurgiya, 1983, 295 p. (In Russ.)
15. Kuzbakov Zh.I. The vibration of the jaw crusher drive and ways to isolate it. *Vestnik mashinostroeniya* [Bulletin of Mechanical Engineering]. 2014, no. 9, pp. 24-27. (In Russ.)
 16. Kuzbakov Zh.I. Reducing the dynamic load on the frame of a jaw crusher when working with hard materials. *Austrian Journal of Technical and Natural Sciences. Scientific journal*, no. 1-2, 2015 (January-February), Vienna, 2015, pp. 55-58. (In Russ.)
 17. Sokolovskiy V.I., Kazak S.A., Kirpichnikov B.M., Sustavov M.I. *Dinamika krupnykh mashin* [Dynamics of big machines]. Moscow: Mashinostroenie, 1969, 512 p. (In Russ.)
 18. Kolga A.D., Aybashev D.M. Possible ways to reduce loads in jaw crushers. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. Magnitogorsk, 2013, no. 4, pp. 77-80. (In Russ.)
 19. Kolga A.D., Aybashev D.M. *Drobilka shhekovaya* [Jaw crusher]. Patent RF, no. 144640, 2014.
 20. Kuzbakov Zh.I., Franchuk V.P., Fedoskina E.V. On the applicability of energy-efficient equipment in the production of ferro-materials. *Trudy VIII Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii. Energoeffektivnye i resursosberegayushchie tekhnologii v promyshlennosti* [Proceedings of the VIII International Conference. Energy-efficient and resource-saving technologies in industry]. Moscow: MISIS, 2016, pp. 86-91. (In Russ.)

Received 21/07/17

Accepted 23/08/17

Образец для цитирования

Кузбаков Ж.И., Першин Г.Д., Кольга А.Д. Исследование колебаний приводного устройства щековой дробилки // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №4. С. 73–80. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-73-80>

For citation

Kuzbakov Zh.I., Pershin G.D., Kolga A.D. Study of the jaw crusher drive oscillations. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 73-80. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-73-80>

УДК 621.221

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-81-86>

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМНЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ДАВЛЕНИЕ, РАЗВИВАЕМОЕ ЦЕНТРОБЕЖНОЙ ТУРБОМАШИНОЙ С КОАКСИАЛЬНЫМ РАСПОЛОЖЕНИЕМ РАБОЧИХ КОЛЕС

Подболотов С.В., Кольга А.Д.

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

Аннотация

Постановка задачи (актуальность работы): центробежные турбомашин на сегодняшний момент имеют достаточно широкое распространение во всех отраслях хозяйственной деятельности человека. Большая энергоемкость турбомашин предъявляет высокие требования к их правильной эксплуатации и работе в оптимальном режиме, а также к их экономичности. Анализ работы существующих конструкций турбомашин по-прежнему выявляет недостатки, наличие которых в современных условиях производства является неприемлемым. Данные недостатки выражаются в виде узкого диапазона эффективной работы, пониженной энергоэффективности на нерасчетных режимах и низким значением гидравлического КПД. Существование данных недостатков во многом обусловлено конструктивным исполнением турбомашин, а именно наличием элементов с высокими значениями гидравлических потерь. Повышение энергоэффективности известных конструкций многоступенчатых центробежных турбомашин существующими методами возможно лишь в небольшом диапазоне. Расширение диапазона эффективной работы турбомашин становится возможным в результате разработки альтернативной схемы движения потока, текущего от ступени к ступени без применения систем переводных каналов. В качестве данной альтернативы может стать центробежная турбомашин с коаксиальным расположением рабочих колес. **Цель работы:** установление влияния режимных параметров на развиваемое турбомашинной давление. **Используемые методы:** математический анализ и экспериментальные исследования в лабораторных условиях. **Новизна:** к элементам новизны в данной работе относится предлагаемая конструкция центробежной турбомашин, а именно коаксиальное расположение рабочих колес, где движение потока, текущего от ступени к ступени, осуществляется напрямую, без применения систем переводных каналов и промежуточных направляющих устройств. **Результат:** проведенный математический анализ и экспериментальные исследования позволили получить качественную картину процесса энергообмена между лопатками рабочих колес и потоком текущего. **Практическая значимость:** установление рациональных режимных параметров работы центробежной турбомашин с коаксиальным расположением рабочих колес позволит осуществлять эксплуатацию с высокой долей энергоэффективности.

Ключевые слова: центробежная турбомашин, коаксиальное расположение, напорно-расходная характеристика, энергообмен, режим работы.

Введение

Центробежные турбомашин составляют значительную часть насосных, вентиляторных и компрессорных установок, используемых практически во всех отраслях хозяйственной деятельности человека. Обширная область использования зачастую продиктована их высокой надежностью, простотой конструкции и малой стоимостью.

Совершенствование современных конструкций центробежных турбомашин идет по пути дальнейшего увеличения удельной мощности при одновременном ужесточении требований по энергоэффективности, надежности и ресурсу.

Наряду с поисками путей усовершенствования форм исполнения этих машин, не прекращается поиск методов их расчета, прежде всего расчета характеристик, выражающих закономерности изменения параметров от конструктивного исполнения и режима работы [1].

Однако анализ работы существующих кон-

струкций турбомашин по-прежнему выявляет недостатки, наличие которых в современных условиях производства является неприемлемым. Данные недостатки выражаются в виде узкого диапазона эффективной работы, пониженной энергоэффективности на нерасчетных режимах и низким значением гидравлического КПД.

Существование данных недостатков во многом обусловлено конструктивным исполнением турбомашин, а именно наличием элементов с высокими значениями гидравлических потерь. К таким элементам относятся переводные каналы многоступенчатых конструкций центробежных турбомашин. Доля гидравлических потерь в данных элементах составляет порядка 50% [2,3].

Повышение энергоэффективности известных конструкций многоступенчатых центробежных турбомашин существующими методами возможно лишь в небольшом диапазоне. Расширение диапазона эффективной работы турбомашин становится возможным в результате разработки альтернативной схемы движения потока, текущего от ступени к ступени без применения систем

переводных каналов [4].

В качестве данной альтернативы может стать центробежная турбомашина с коаксиальным расположением рабочих колес [5–7].

Под центробежной турбомашинной с коаксиальным расположением рабочих колес подразумевается такая конструкция, в которой одно рабочее колесо соосно располагается внутри другого (рис. 1).

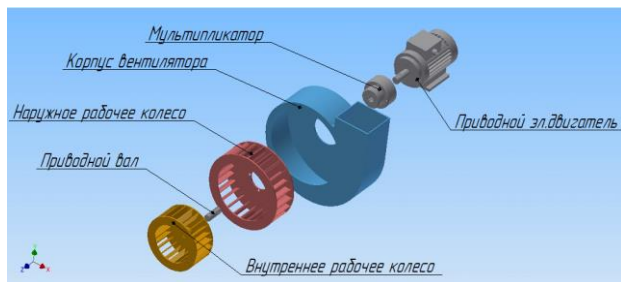


Рис. 1. Центробежная турбомашина с коаксиальным расположением рабочих колес

Движение потока осуществляется напрямую от одного колеса к другому, при этом процесс энергообмена осуществляется на каждом рабочем колесе.

Математические и экспериментальные исследования

Приращение энергии (энергообмен) движущегося потока, текущего на коаксиально расположенных рабочих колесах, становится возможным за счет изменения окружных составляющих абсолютных скоростей входа и выхода, т.е. при закручивании или раскручивании рабочим колесом проходящего через него потока.

Величина энергообмена между лопастями турбомашин и потоком текущего в этом случае выражается величиной теоретического давления (напора). Значение последнего находится из общеизвестного уравнения Эйлера [1]:

$$H = \frac{1}{g}(u_2 c_{u2} \pm u_1 c_{u1}), \quad (1)$$

где u – окружная скорость; c_u – тангенциальная составляющая абсолютной скорости.

Составляющие данного уравнения в свою очередь определяются геометрическими размерами рабочих колес (диаметр, ширина, выходной угол наклона лопаток) и режимными параметрами работы (направлением и скоростью вращения рабочих колес) [8].

Согласно уравнению (1) изменение значений одного из параметров приводит к пропорциональному изменению величины развиваемого давления (напора).

Использование основного уравнения Эйлера при анализе работы центробежных турбомашин подразумевает следующие допущения:

- осреднение по сечению всех параметров потока;
- движение в рабочих колесах принимается одномерным и осесимметричным;
- рабочие колеса имеют бесконечное число тонких лопастей;
- поток текущего не обладает вязкостью, влияние сил трения отсутствует;
- при изучении кинематики потока в коаксиально расположенных рабочих колесах влияние геометрических параметров не рассматривается.

На первом этапе исследований рассматривалось влияние режимных параметров (направления вращения рабочих колес и значение их окружных скоростей вращения).

При исследовании анализировались 2 варианта работы установки:

- вращение колес в одном направлении;
- вращение колес во встречном (противоположном) направлении.

При первом варианте работы турбомашин рабочие колеса вращаются в одну сторону, но с различной угловой скоростью. Построенные параллелограммы скоростей имеют следующий вид (рис. 2).

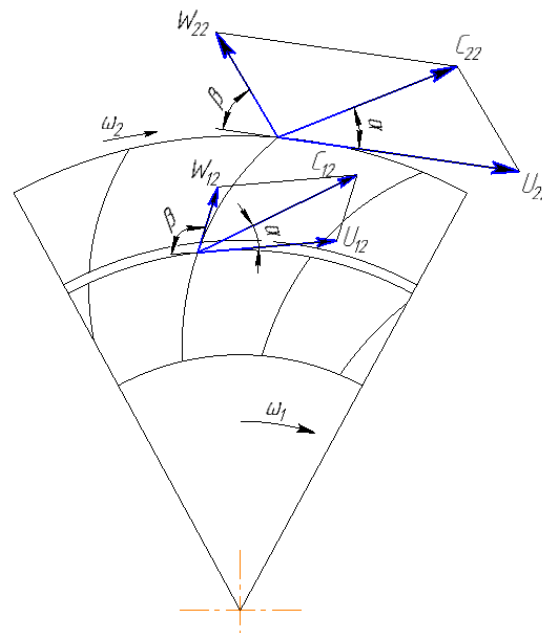


Рис. 2. Кинематика потока при вращении рабочих колес в одном направлении:

ω – угловая скорость; c – абсолютная скорость; w – относительная скорость; u – окружная скорость; α – угол, образованный абсолютной и окружной скоростями; β – угол, образованный окружной и относительной скоростями

Работа турбомашин может осуществляться в следующих режимах:

1 Режим: $\omega_2 > \omega_1$

Угловая скорость вращения ω_2 наружного колеса больше угловой скорости вращения ω_1 внутреннего колеса

$$H = \frac{1}{g}(u_{22}c_{22u} - u_{12}c_{12u}).$$

Увеличение значения угловой скорости наружного рабочего колеса сопровождается увеличением значения c_{22u} – проекции абсолютной скорости на окружную составляющую (закрутку потока), приводит к увеличению значения тангенциальной составляющей абсолютной скорости c_{2r} и расхода Q соответственно (теория подобия). Так как расход текущего через внутреннее рабочее колесо остается неизменным, тогда как на внешнем рабочем колесе он повышается, соответственно внутреннее рабочее колесо будет подтормаживать поток. Полученное несоответствие между расходами рабочих колес приведет в конечном счете к низкой эффективности работы наружного рабочего колеса. Величина развиваемого турбомашинной давления уменьшается.

2 Режим: $\omega_2 = \omega_1$

Угловая скорость вращения ω_2 наружного колеса равна угловой скорости вращения ω_1 внутреннего колеса

$$H = \frac{1}{g}(u_{22}c_{22u} - u_{11}c_{11u}).$$

При работе установки в данном режиме оба колеса работают как одно целое, не оказывая друг на друга воздействия. Величина полного развиваемого давления (напора) соответствует общим габаритным размерам рабочих колес.

3 Режим: $\omega_2 < \omega_1$

Угловая скорость вращения ω_2 наружного колеса меньше угловой скорости вращения ω_1 внутреннего колеса

$$H = \frac{1}{g}(u_{22}c_{22u} - u_{12}c_{12u}).$$

Данный режим является обратным первому режиму, наружное рабочее колесо вращается с меньшей угловой скоростью, чем внутреннее. Повышение значения полного давления достигается за счет увеличения давления, развиваемого внутренним рабочим колесом. Давление, развиваемое наружным колесом, уменьшается по причине увеличения окружной составляющей абсолютной скорости c_{21u} на входе в рабочее колесо [9].

При втором варианте работы установки (рис. 3), принимая вращение наружного рабоче-

го колеса за положительное, окружную скорость внутреннего рабочего колеса следует учитывать с обратным знаком. Поэтому развиваемый турбомашинной теоретический напор должен быть выражен как

$$H = \frac{1}{g}(u_2c_{2u} - (-u_1c_{1u})) = \frac{1}{g}(u_2c_{2u} + u_1c_{1u}).$$

При работе рабочих колес в противоположных направлениях окружные скорости складываются. Величина теоретического напора возрастает пропорционально данному увеличению.

Главным условием работы данной схемы является выполнение условия безударного входа на лопатки внешнего рабочего колеса. Несоблюдение данного условия приведет к резкому увеличению значения гидравлических потерь в наружном рабочем колесе [10].

Для подтверждения данных зависимостей была разработана и изготовлена модель двухступенчатого центробежного вентилятора с коаксиальным расположением рабочих колес.

Экспериментальные напорно-расходные характеристики вентилятора были получены по методике аэродинамических испытаний в соответствии с ГОСТ 10921-90. Стенд для аэродинамических испытаний вентиляторов представляет собой устройство (рис. 4), в котором техническими средствами производятся измерения расхода воздуха и давлений, развиваемых исследуемым вентилятором, а также потребляемой им мощности и частоты вращения рабочих колес.

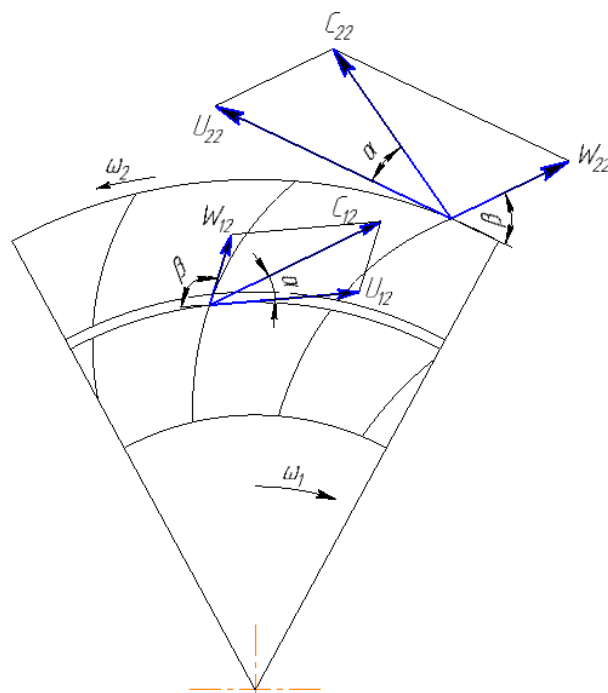


Рис. 3. Кинематика потока при встречном вращении рабочих колес

Режим работы вентилятора при испытании изменялся дросселирующим устройством с рассредоточенным сопротивлением. Встречное вращение обеспечивалось реверсом приводного двигателя внутреннего рабочего колеса.

Полученные напорно-расходные характеристики представлены на рис. 5.

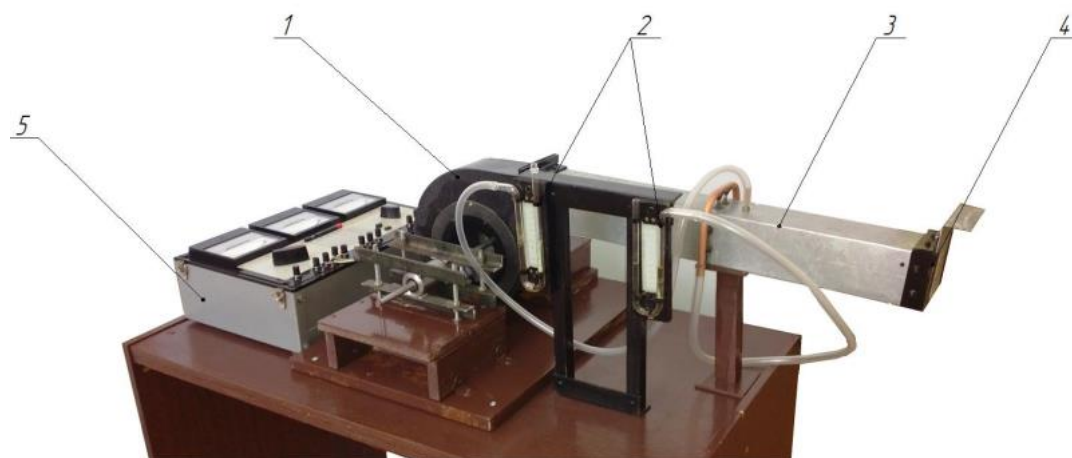


Рис. 4. Внешний вид экспериментальной установки:

1 – исследуемый вентилятор; 2 – U-образные манометры по измерению статического и динамического давлений; 3 – измерительный воздуховод; 4 – дросселирующее устройство; 5 – измерительный комплект K505

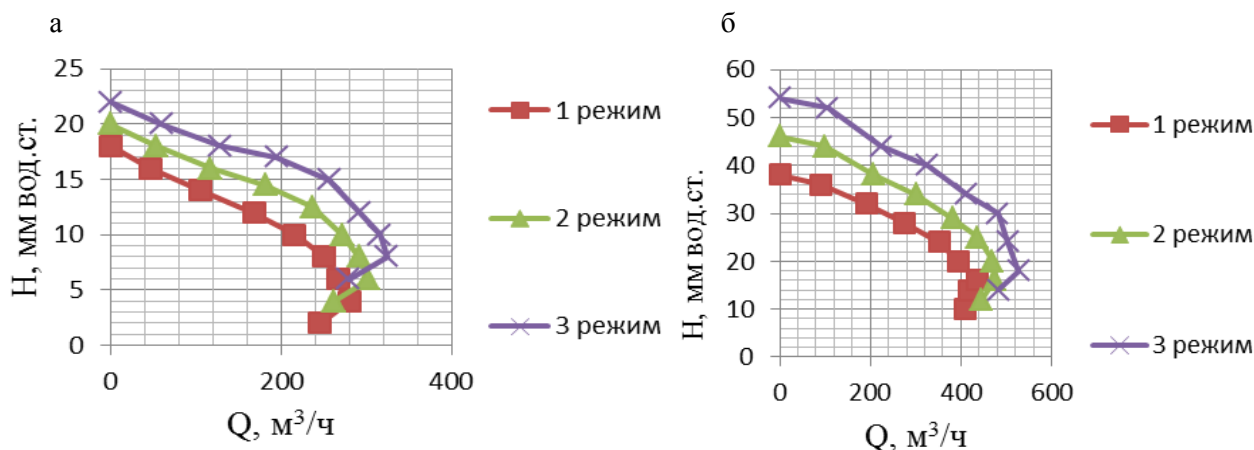


Рис. 5. Экспериментальные напорно-расходные характеристики при вращении рабочих колес в одном направлении (а) и при встречном вращении (б)

Полученные экспериментальные зависимости с достаточной долей сходимости согласуются с результатами проведенных теоретических исследований.

Заключение

Допущения, принятые при рассмотрении работы центробежной турбомашины на основании общеизвестного уравнения Эйлера, позволяют получить качественную картину процесса. Для получения количественной картины необходимо прибегнуть к рассмотрению процесса энергообмена с точки зрения вихревой теории, учитывающей циркуляционное движение потока текучего.

Список литературы

1. Лобанов И.Е. Математическое моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в продольно омываемых пучках труб с поперечными кольцевыми канавками с применением композитной трехслойной модели турбулентного пограничного слоя // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2016. № 1. С. 109–115.
2. Жарковский А.А. Математическое моделирование рабочих процессов в центробежных насосах низкой и средней быстроходности для решения задач автоматизированного проектирования: дис.... д-ра техн. наук / СПбГПУ. СПб., 2003. 568 с.

3. Радиальные и осерадиальные рабочие колеса центробежных компрессоров – преимущества, недостатки, область применения / Ю.Б. Галеркин, А.Ф. Рекстин, К.В. Солдатов и др. // Компрессорная техника и пневматика. 2015. №7. С. 23–32.
4. Подболотов С.В., Кольга А.Д. Центробежный насос со ступенчатым расположением рабочих колес // Актуальные проблемы повышения эффективности и безопасности эксплуатации горно-шахтного и нефтепромыслового оборудования: материалы II Междунар. науч.-практ. конф. Горная электромеханика, 2015. Пермь: Изд-во Перм. нац. исслед. политехн. ун-та, 2015. Т.1. С. 57–62.
5. Жумахов И.М. Насосы, вентиляторы и компрессоры. М.: Углетехиздат, 1958. 619 с.
6. Ломакин А.А. Центробежные и осевые насосы. Л.: Машиностроение, 1966. 365 с.
7. Ковалевская В.И., Бабак Г.А. Пак В.В. Шахтные центробежные вентиляторы. М.: Недра, 1976. 320 с.
8. Englar R. J. Overview of circulation control pneumatic aerodynamics. In: Applications of circulation control technology // Progress in astronautics and aeronautics. Vol. 214, AIAA, 2006, pp. 23–68.
9. Макаров В.Н., Горбунов С.А., Корнилова Т.А. Перспективное направление повышения эффективности вентиляторов местного проветривания // Изв. вузов. Горный журнал. 2013. № 6. С. 124–129.
10. Подболотов С.В., Кольга А.Д. Гидравлические потери в элементах турбомашин // Добыча, обработка и применение природного камня: сб. науч. тр. / под ред. Г.Д. Першина. № 16. Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2016. С. 134–138.

Поступила 04.10.17.

Принята в печать 10.11.17.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-81-86>

HOW OPERATING CONDITIONS CHANGE THE PRESSURE GENERATED BY A RADIAL TURBINE WITH COAXIAL IMPELLERS

Sergey V. Podbolotov – Postgraduate Student

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: Podbolotov_Sergey@mail.ru. ORCID: 0000-0002-7870-7183

Anatoly D. Kolga – D.Sc. (Eng), Professor

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia. E-mail: kad-55@magtu.ru. ORCID: 0000-0002-3194-2274

Abstract

Problem Statement (Relevance): Today, centrifugal turbines are quite commonly used in all business areas. Because of the high power consumption of turbomachinery, it is extremely important to properly operate such machines and choose the most efficient operating modes, as well as the machines offering most energy efficiency. The analysis of the design of existing turbines shows that they still have their shortcomings, which can hardly be acceptable in today's production environments. Such shortcomings include a narrow range of efficient operation, reduced energy efficiency when running in off-design modes and a low hydraulic efficiency. These shortcomings are largely due to the design of the machines, since they have components that are subject to high hydraulic losses. The available methods are not capable to provide any major increase in energy efficiency for the existing makes of a multi-stage centrifugal turbine. It can only be possible to expand the efficiency spectrum of a turbine if an alternative scheme is developed for the fluid flowing from one stage to another, without the use of transfer channels. One of the alternatives includes a centrifugal turbine with coaxial impellers. **Objectives:** The objective of this research is to determine how the operating conditions can impact

the pressure generated by a turbine. **Methods Applied:** A mathematical analysis and an experimental study conducted in the laboratory environment. **Originality:** The originality of this research is in the proposed design of a centrifugal turbine, i.e. the coaxial arrangement of the impellers when the fluid flows directly from one stage to the next one, without transfer channels or intermediate guides. **Findings:** With the help of the mathematical analysis and the experimental study conducted, the authors were able to obtain a clear picture of how the energy exchange takes place between the impeller vanes and the fluid flow. **Practical Relevance:** Due to optimum operating conditions identified for the centrifugal turbine with coaxial impellers, the machine can be operated with a high degree of energy efficiency.

Keywords: Radial turbine, coaxial arrangement, head and rate, energy exchange, operating mode.

References

1. Lobanov I.E. Mathematical modeling of intensified heat transfer taking place in the turbulent flow travelling through longitudinally washed bundles of pipes with transverse annular grooves based on a compound three-layer model of a turbulent boundary layer. *Vestnik Magnitogorskogo gos-*

- darstvennogo tekhnicheskogo universiteta im.G.I. Nosova. [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2016, no. 1, pp. 109–115. (In Russ.)
2. Zharkovskiy A.A. *Matemeticheskoe modelirovaniye rabochikh protsessov v tsentrobezhnykh nasosakh nizkoy i sredney bystrokhodnosti dlya resheniya zadach avtomatizirovannogo proektirovaniya: dis. ... d-ra tekhn. nauk* [Mathematical modeling of the processes taking place in low and medium speed centrifugal pumps for solving computer-aided design problems. Doctoral dissertation]. Saint Petersburg, 2003, 568 p.
3. Galerkin Yu.B., Rekstin A.F., Soldatova K.V. et al. Radial and mixed flow impellers of centrifugal compressors: Advantages, disadvantages, application. *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika* [Compressor engineering and pneumatics]. 2015, no. 7, pp. 23–32. (In Russ.)
4. Podbolotov S.V., Kolga A.D. Multi-stage centrifugal pump. *Aktual'nyye problemy povysheniya effektivnosti i bezopasnosti ekspluatatsii gorno-shakhtnogo i neftepromyslovogo oborudovaniya: materialy II Mezhdunarodnoy. nauch.-prak. konf. Gornaya elektromekhanika* [Current problems of enhancing the efficiency and safety of mine machinery and oil-field equipment: Proceedings of the II International Conference. Mining Electromechanics]. Perm: Publishing House of Perm National Research Polytechnic University, 2015, vol. 1, pp.57–62. (In Russ.)
5. Zhumakhov I.M. *Nasosy, ventilyatory i kompressory* [Pumps, fans and compressors]. Moscow: Ugletekhnizdat, 1958, 619 p. (In Russ.)
6. Lomakin A.A. *Tsentrobezhnyye i osevye nasosy* [Centrifugal and axial pumps]. Leningrad: Mashinostroenie, 1966, 365 p. (In Russ.)
7. Kovalevskaya V.I., Babak G.A., Pak V.V. *Shakhtnyye tsentrobezhnyye ventilyatory* [Centrifugal mine fans]. Moscow: Nedra, 1976, 320 p. (In Russ.)
8. Englar R. J. Overview of circulation control pneumatic aerodynamics. In: Applications of circulation control technology. Progress in astronautics and aeronautics. Vol. 214, AIAA, 2006, pp. 23–68.
9. Makarov V.N., Gorbunov S.A., Kornilova T.A. The perspective task of increasing the efficiency of booster fans. *Izv. vuzov. Gornyy zhurnal* [Proceedings of the Russian universities. Mining Journal]. 2013, no. 6, pp. 124–129. (In Russ.)
10. Podbolotov S.V., Kolga A.D. Hydraulic losses in turbines. *Dobycha, obrabotka i primeneniye prirodnogo kamnya: sb. nauch. tr.* [Extraction, processing and application of natural stone: Research papers]. Magnitogorsk: Publishing House of Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2016, pp. 134–138. (In Russ.)

Received 04/10/17

Accepted 10/11/17

Образец для цитирования

Подболотов С.В., Кольга А.Д. Влияние режимных параметров, на давление развиваемое центробежной турбомашинной с коаксиальным расположением рабочих колес // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №4. С. 81–86. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-81-86>

For citation

Podbolotov S.V., Kolga A.D. How operating conditions change the pressure generated by a radial turbine with coaxial impellers. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 81–86. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-81-86>

НАДЕЖНОСТЬ И ДОЛГОВЕЧНОСТЬ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

UDC 669.1

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-87-93>

TRUE HEARTH LINING WEAR AS BLAST FURNACE CAMPAIGN EXTENSION TOOL

Houde J.-P.¹, Hebel R.¹, de Oliveira A.C.²¹ Paul Wurth Refractory & Engineering, Mainz-Kastel, Germany² Paul Wurth do Brasil, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brasil

Abstract

The Blast Furnace Campaign lifetime is highly depending on the wear progress of the hearth lining. This progress is monitored in general through single and double thermocouples at the cold side of the lining. This type of monitoring becomes ineffective as soon as heat resistance will be formed in the refractory lining. Paul Wurth's monitoring system, consisting of MTP-Sensor and Heat Flux Probes, is able to identify such heat resistances to give a true hearth lining wear. Since last year Paul Wurth is also able to install safely those MTP-Sensor and Heat Flux Probes on running blast furnace without salamander tapping, thanks to a newly developed cooled core drilling device. Blast Furnaces that are equipped with Paul Wurth's monitoring system have optimized their campaign lifetime as they received right information upon the true wear lining such as detection of heat flux transfer failure, detection and monitoring of brittle layer or detection of hot spot.

Keywords: Hearth refractory's wear observation and monitoring; Heat resistance detection; Safe core drilling without salamander tapping; Hot metal resistant sensor probe installation.

1 Introduction

As the hearth refractory lining has a direct influence on the campaign lifetime of a blast furnace, it is of utmost interest monitoring it in a proper matter. The most spread way consists of a temperature difference analysis using twin thermocouples at the cold side of the lining. The input requested parameters are fixed at the beginning of the BF-campaign, like thermal conductivity of the different refractory material, and are taken for granted during the whole campaign lifetime. Unfortunately those input parameters will evolve with the time due to infiltration, to the apparition of heat resistance or of brittle layer formations, leading to wrong hearth lining wear analysis.

In the last decades, Paul Wurth developed its own temperature measuring system called MTP-Sensor Probes, easy to install and breakthrough resistance, allowing the follow up of the input parameters and adjusting its temperature analysis to reach the true hearth lining wear. This system has been implemented successfully in many different blast furnaces and, since last year, the newly developed safety cooling drilling device has permitted the implementation of MTP-Sensor Probes on running blast furnaces without salamander tapping.

The knowledge of the true hearth lining wear, gained by the Paul Wurth's MTP monitoring servicing, has been helpful to detect advanced spot wear, brittle layer formations and to follow up their evolution. Through this tool, blast furnace operators received the

right information to decide upon the blast furnace campaign lifetime and its possible extension.

2 True Hearth Lining Wear

The temperature monitoring of the hearth refractory lining is a worldwide well-known analysis consisting in the measurement of the temperature difference between thermocouples, combined with the knowledge of the thermal conductivity of the refractory material enables, through linear iteration, to determine the hearth lining wear. The **figure 1** shows the wear calculation results of such analysis.

This analysis gives the true hearth lining wear at the beginning of the blast furnace campaign and until no alterations appears inside the hearth lining refractory.

2.1 Influence of Thermal Conductivity

One of the requested input parameters to perform a wear analysis is the thermal conductivity of the different installed refractory material. The Thermocouple (TC) is defined according laboratory testing on new material. The refractory in the hearth is however submitted to external constraints, like alkalis, zinc oxide a.o., which can infiltrate inside the material matrix and modify the thermal conductivity.

The core probe drilling performed by Paul Wurth on running blast furnaces to investigate the thermal conductivity behavior of the refractory material with time reveals a strong modification of the thermal conductivity. **Figure 2** shows the TC modification of a core probe taken in the hearth side wall after ten years of running BF-campaign.

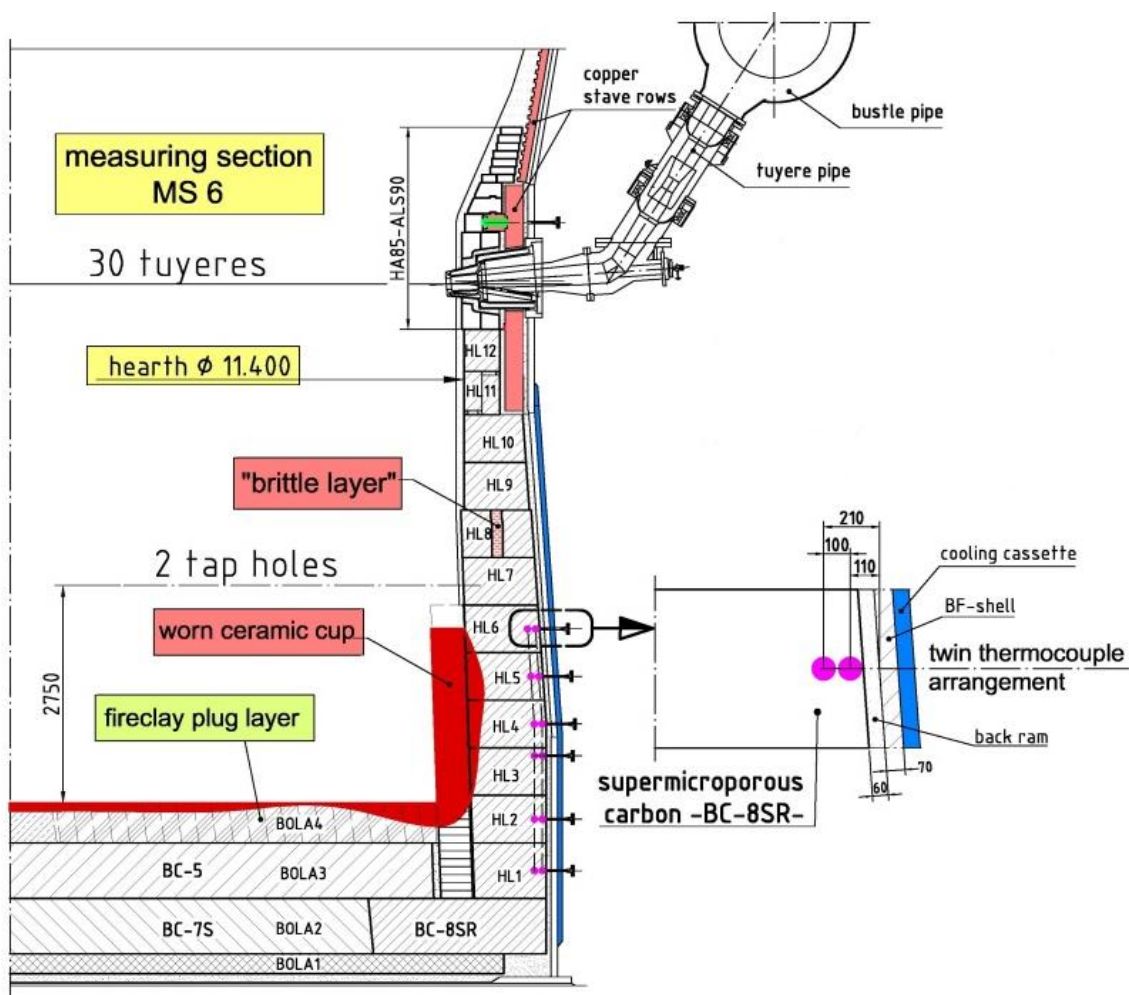


Figure 1. Hearth Lining Wear Analysis Observed by Double Thermocouples

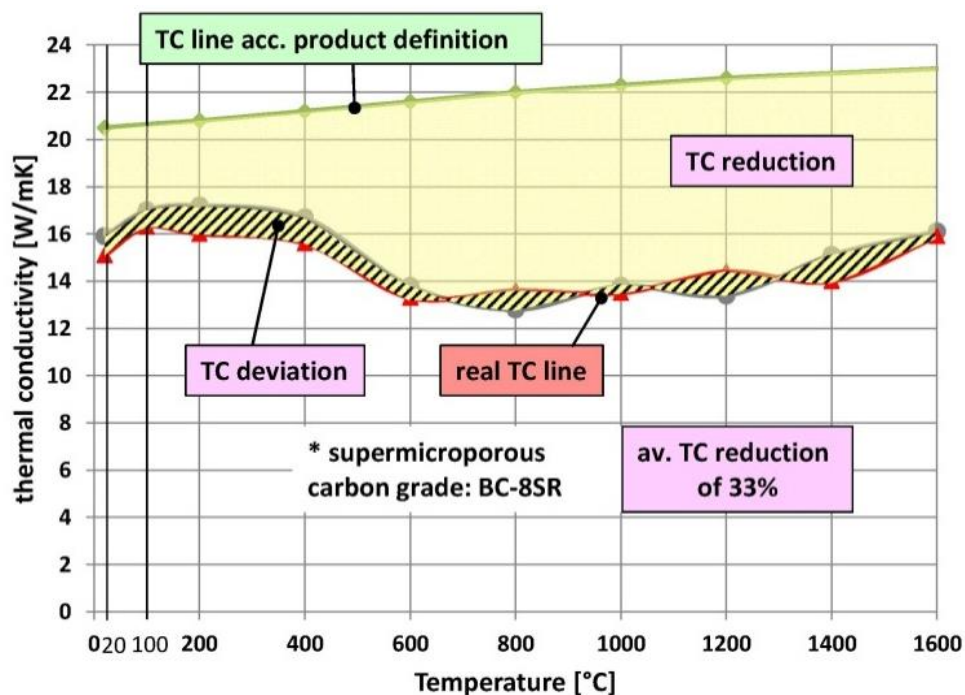


Figure 2. TC Deviation of Carbon Material after 10 Years of Running BF-Campaign

The results show a strong TC reduction of 33% with a minor TC deviation on the real TC line, which is not always the case. Such modification has, of course, a direct impact on wear analysis.

2.2 Influence of Heat Resistances

Additionally to the alkalis and zinc oxide infiltration, which can lead to embrittled lining structures, the hearth refractory is submitted to thermo-mechanical stress and strain that can lead to joint opening or to cracks in the refractory material. Those modifications of the initial lining state, called heat resistances, will disturb the heat transfer. The **figure 3** shows the impact of an undetermined brittle layer on the wear analysis.

It becomes then obvious that the true hearth lin-

ing wear cannot be calculate without the determination of all alterations of the refractory material during the BF-campaign.

3 MTP-Sensor and Heat Flux Probe

In the last decades, Paul Wurth has developed and optimized its MTP-Sensor and Heat Flux Probe to compensate the temperature reading failures and access the true hearth lining wear. The **figure 4** shows schematically a MTP-Sensor and Heat Flux Probe.

The hot metal breakthrough resistant, engineered MTP-Sensor and Heat Flux Probe has become now a well experienced system that can newly be installed on running blast furnace without salamander tapping.

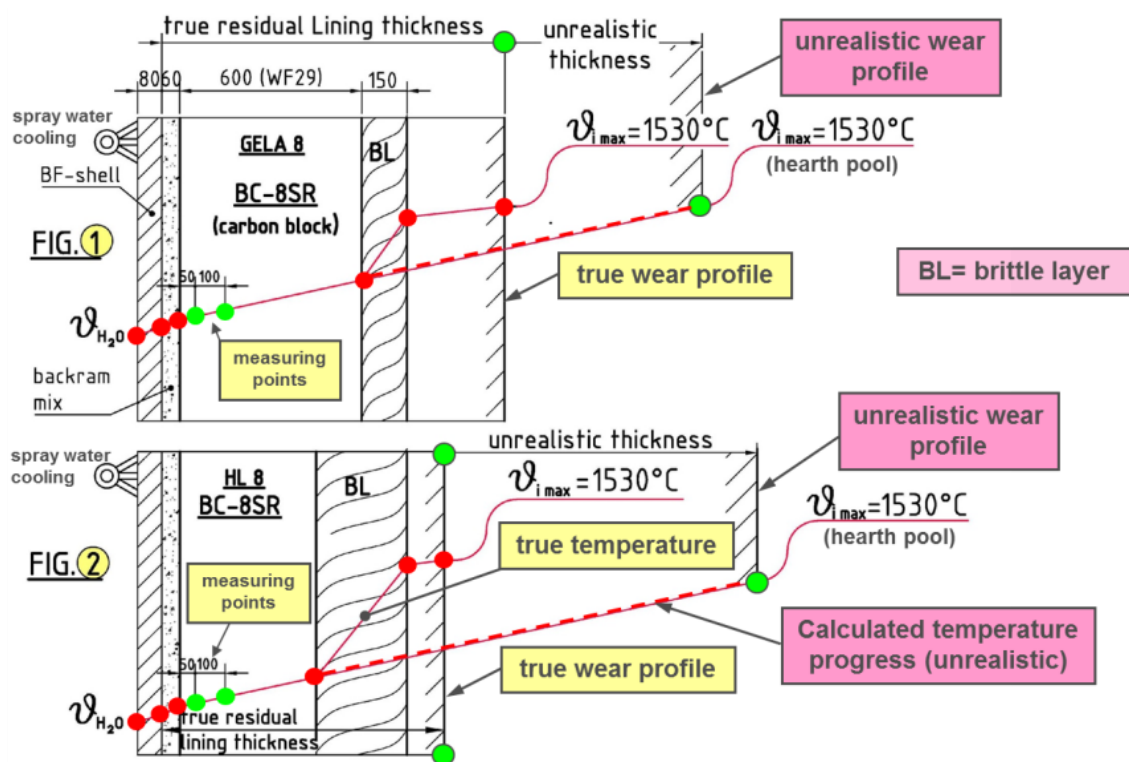


Figure 3. Impact of a Brittle Layer Formation in the Hearth Lining

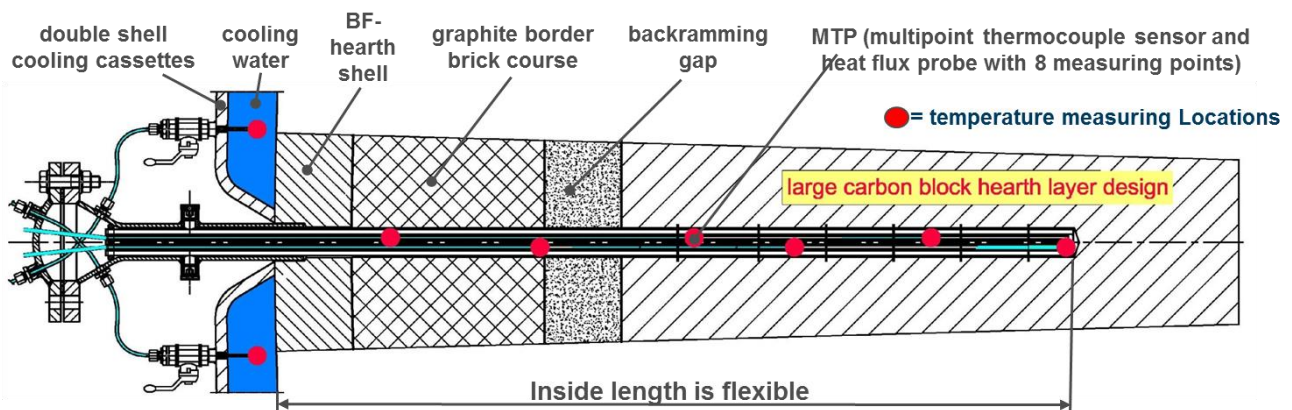


Figure 4. Schematic MTP-Sensor and Heat Flux Probe

3.1 Installation of MTP-Sensor and Heat Flux Probe on Running Blast Furnace

Paul Wurth developed a safety pilot drilling procedure with an extremely chilled cooling and drilling device that permits to drill deep into the residual hearth lining during the whole running campaign.

The efficiency and optimization has been first tested in a special laboratory test rig as shown on **figure 5**.

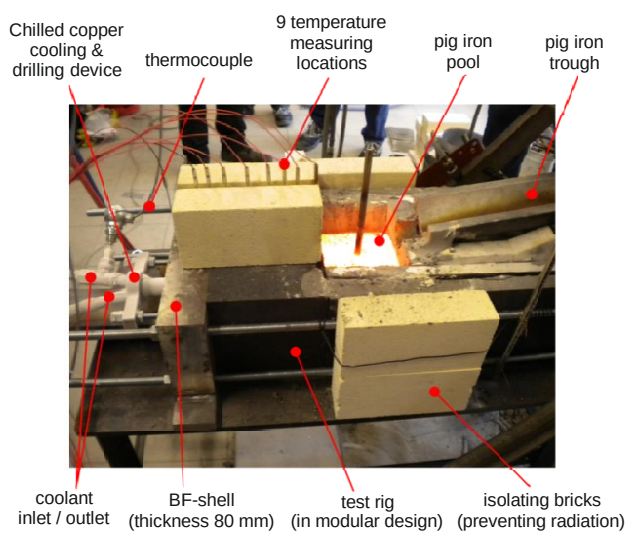


Figure 5. Liquid Pig Iron Test of the Special Cooled Drilling Device

Once optimized, the safety pilot drilling system have been tested on running blast furnaces without salamander tapping as shown on **figure 6**.

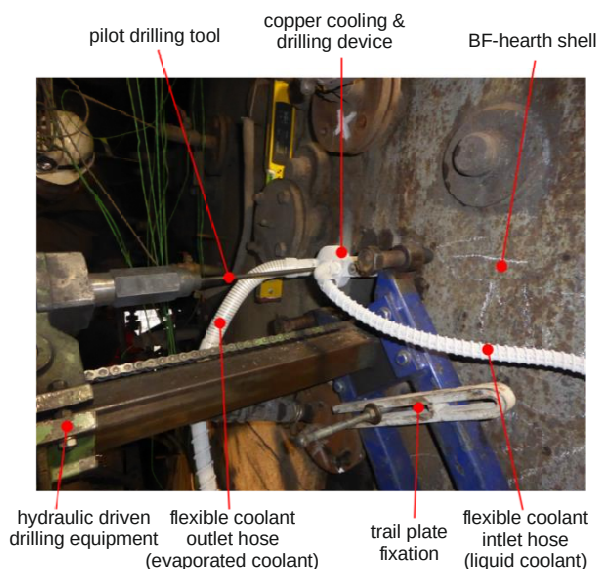


Figure 6. Safety Pilot Drilling Work on BF-Hearth Side Wall

In the meantime, MTP-Sensor and Heat Flux Probes have been successfully installed on four dif-

ferent blast furnaces in Germany without salamander tapping.

4 BF-Campaign Extension Tools

The MTP monitoring and observation management is able to identify the before mentioned alteration of the hearth refractory lining enabling to reach the true hearth lining wear in the measured hearth sections.

4.1 Heat Resistance Management

Additionally to the temperature, the heat flux observation is essential as shown on **figure 7**.

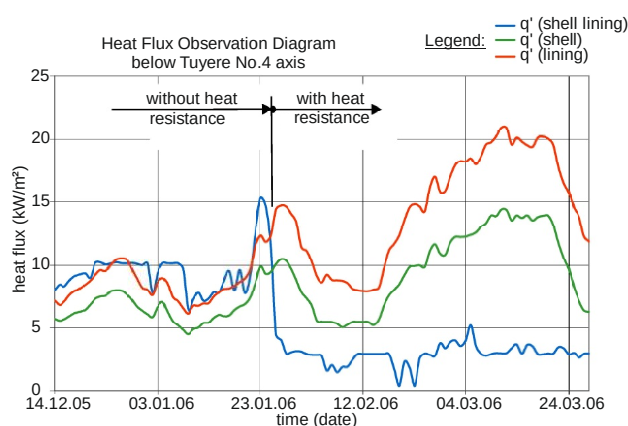


Figure 7. Heat Flux Observation

The evolution of the measured and calculated heat fluxes shows here the detection of a heat resistance formation. Once it has been formed, it is necessary to observe and to follow up the heat resistance. The **figure 8** shows an example of heat resistance observation.

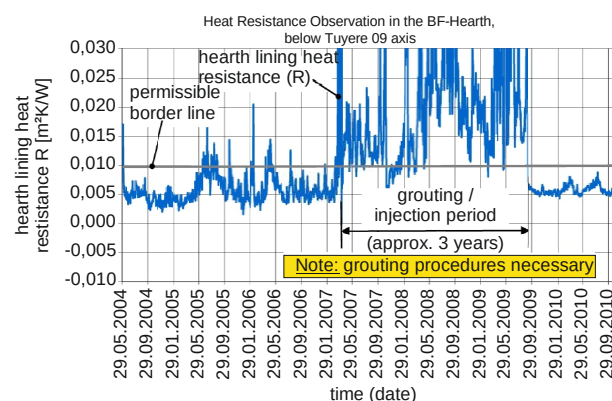


Figure 8. Heat Resistance Observation and its Countermeasure

The observation shows that the heat resistance has exceeded the permissible border and grouting work was necessary. Three years with different grouting actions have been needed to reduce the heat resistance back to an acceptable level.

4.2 Hot Spot Detection

The knowledge of the true hearth lining wear allows to identify hot spot formations early enough to avoid critical residual lining thicknesses or break outs. The **figure 9** shows an example of hot spot detection just before a breakthrough.

Once the hot spot have been detected, it has

been monitored more accurately with a number of additional heat flux probes, stress measuring gauges, TC probes and MTP-probes until the foreseen repair as shown on **figure 10**.

The hearth lining repair shows that it was the right decision. Embrittled structure and brittle layer formation were observed in all hearth side wall layers as shown on **figure 11**.

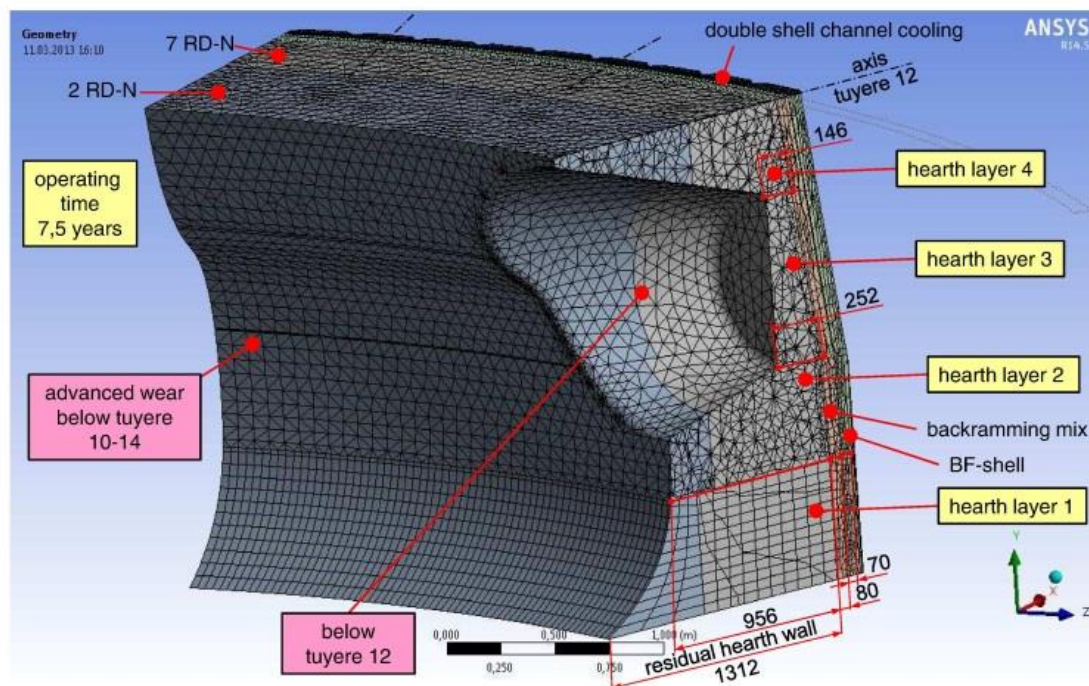


Figure 9. 3D Hot Spot Wear Calculation

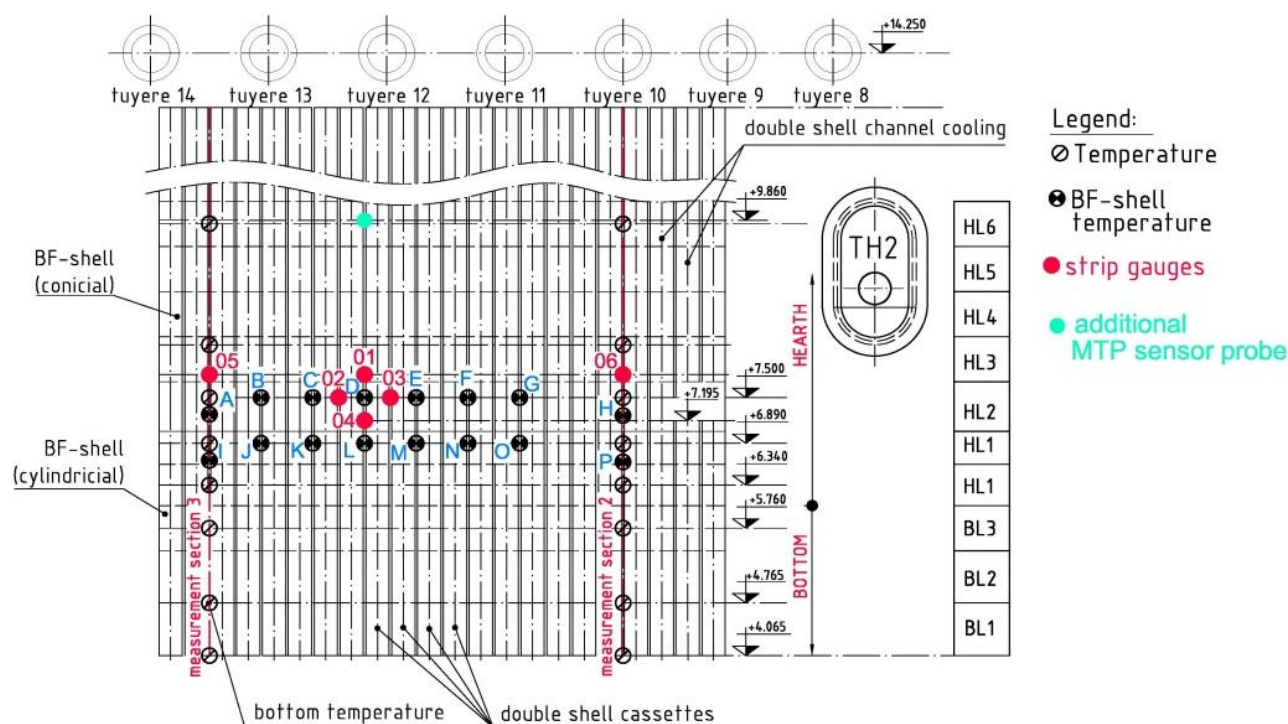


Figure 10. Additional Observation Management of a Hot Spot Formation

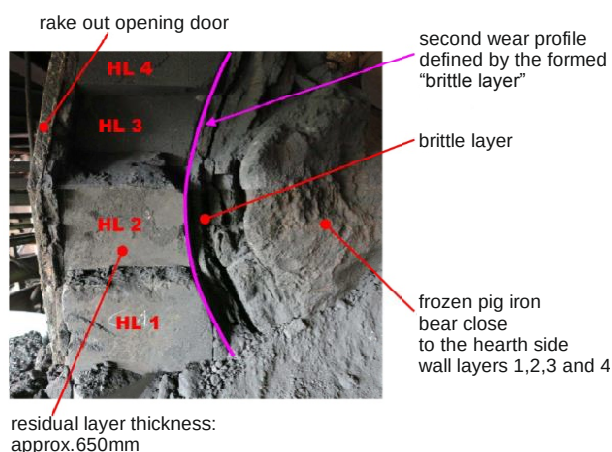


Figure 11. Hearth Side Wall Brittle Layer Formation

4.3 Accession to the True Hearth Lining Wear

The benefit of the PW-knowledge of the true hearth lining wear could be experimented on one of

the running blast furnace that received additional MTP-Sensor and Heat Flux Probes. The installation was done with the safety cooling drilling device. **Figure 12** shows the true hearth lining wear.

Compared to the hearth lining wear calculation performed before the installation of additional MTP-Sensor and Heat Flux Probes, the true hearth lining wear identify the embrittled zone, respectively the brittle layer. The BF condition was therefore worse than expected but an early identification enables the right follow-up.

4.4 Brittle Layer Management

Once a brittle layer has been identified, it's progress towards the BF-shell have to be observed and followed up. The **figure 13** shows the spreading behavior observation of the embrittled zone.

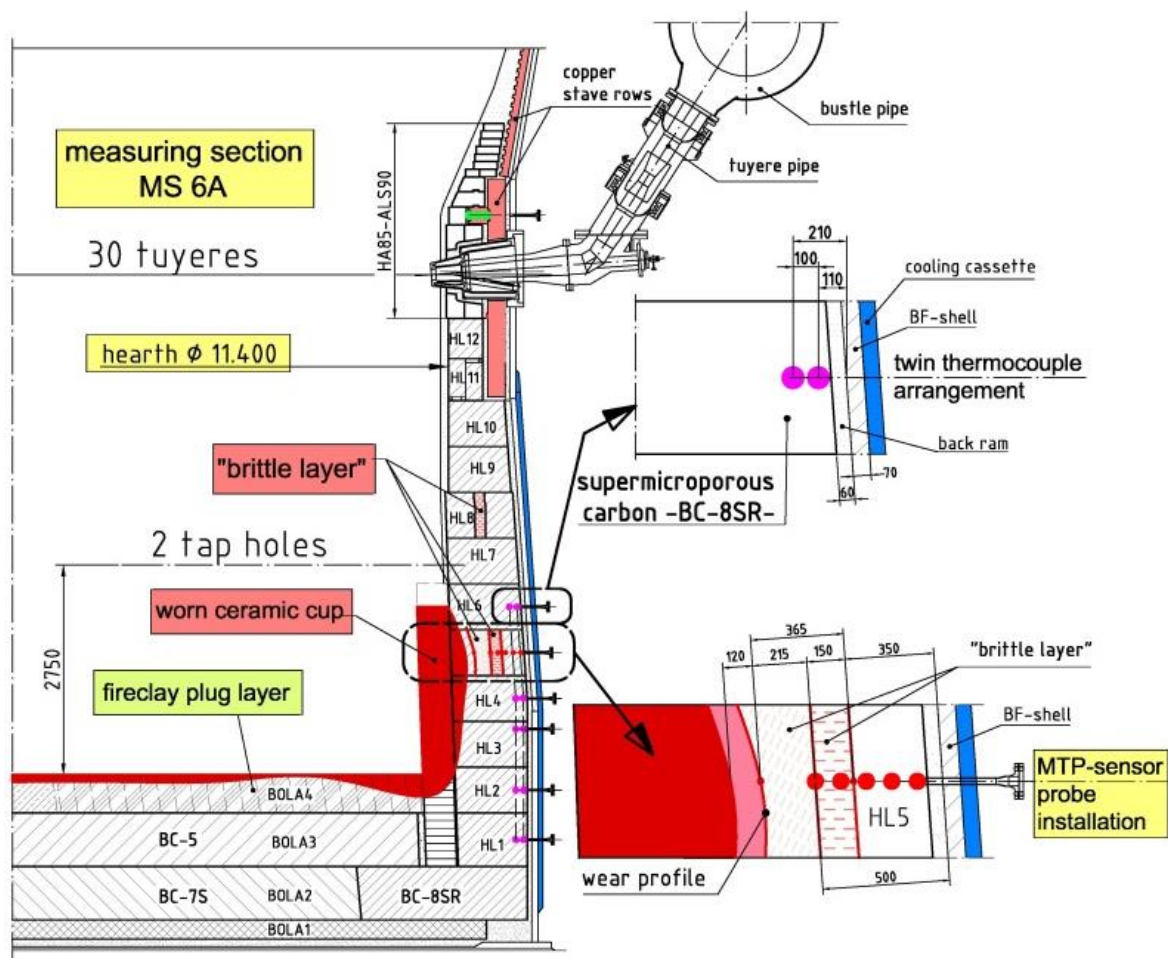


Figure 12. True Hearth Lining Wear

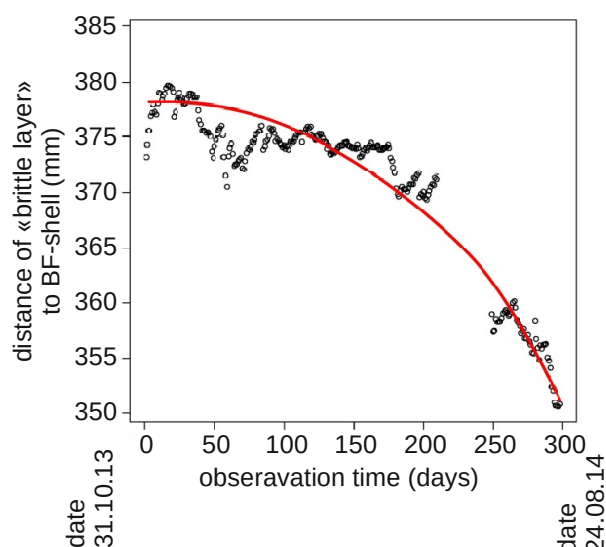


Figure 13. Spreading Behavior of an Embrittled Zone

The observed spreading rate of the embrittled zone towards the BF-shell was approximately 30mm/year. This observation enables to validate the BF-campaign extension as foreseen.

4 Conclusion

The wear progress management based on the usual single and double thermocouple monitoring system can only give good result at the beginning of the BF campaign as far as the hearth lining refractory material has not been modified, assuming that the thermocouples worked correctly. The true hearth lining wear can only be reached if all type of alterations towards the hearth refractory material have been taken into account, such as heat resistance formation, thermal conductivity modification or brittle layer formation.

The newly developed safety pilot drilling work enables the installation of the now well experienced MTP-Sensor and Heat Flux Probes, on running blast furnaces without salamander tapping. This procedure has been successfully executed on four different German blast furnaces in the meantime.

The MTP monitoring and observation system is able to reach the true hearth lining wear and provide useful information such as detection of heat resistance, detection of hot spot, detection of embrittlement structures, which is an helpful tool to make a decision upon the expected BF campaign and its possible lifetime extension.

Поступила 20.07.17.

Принята в печать 23.08.17.

INFORMATION ABOUT THE PAPER IN ENGLISH

<https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-87-93>

РЕАЛЬНЫЙ РАЗГАР ФУТЕРОВКИ КАК ИНСТРУМЕНТ ПРОДЛЕНИЯ КАМПАНИИ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

Удэ Ж.-Ф.¹, Хебель Р.¹, де Оливейра А.К.²

¹ Paul Wurth Refractory & Engineering, Майнц-Кастель, Германия

² Paul Wurth do Brasil, Белу-Оризонти, Минас-Жерайс, Бразилия

Аннотация

Кампания доменной печи в большой степени зависит от степени износа футеровки. Контроль развития степени износа осуществляется, как правило, с помощью одинарных и двойных термопар на холодной стороне футеровки. Этот тип контроля становится неэффективным, как только в футеровке образуются тепловые барьеры (тепловые сопротивления). Система мониторинга компании Paul Wurth, состоящая из Многоточечных Термопар – Зондов теплового потока (МТЗ), способна определить такого рода тепловые сопротивления и фактическую степень разгара футеровки. С 2016 года Paul Wurth также может безопасно устанавливать Многоточечные Термопары -

Зонды теплового потока на работающей доменной печи без выпуска козла, благодаря недавно разработанной охлаждаемой установке кернового бурения. На доменных печах, оборудованных системой мониторинга Paul Wurth, персонал получает возможность оптимизировать кампанию печи до ремонта, опираясь на необходимую для этого информацию по реальной степени износа футеровки, такую как наличие тепловых барьеров, обнаружение и мониторинг зоны охрупчивания и контроль зон перегрева.

Ключевые слова: отслеживание и мониторинг износа футеровки горна; обнаружение тепловых барьеров; безопасное керновое бурение без выпуска козла; установка датчика зонда в условиях контакта с чугуном.

Received 20/07/17

Accepted 23/08/17

Образец для цитирования

Удэ Ж.-Ф., Хебель Р., де Оливейра А.К. Реальный разгар футеровки как инструмент продления кампании доменной печи // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2017. Т.15. №4. С. 87–93. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-87-93>

For citation

Houde J.-P., Hebel R., de Oliveira A.C. True hearth lining wear as blast furnace campaign extension tool. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2017, vol. 15, no. 4, pp. 87–93. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2017-15-4-87-93>

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Абрамов Алексей Николаевич – д-р техн. наук, доц. кафедры материаловедения и физики металлов, ФГБОУ ВО «Уфимский государственный авиационный технический университет», Уфа, Башкортостан, Россия. Тел.: (347)273-61-66. E-mail: abramov@rosol.ru

Галевский Геннадий Владиславович – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой металлургии цветных металлов и химической технологии, Сибирский государственный индустриальный университет, Новокузнецк, Россия. E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

Галиахметов Тимур Шамилевич – директор по техническому развитию, ОАО «Белебеевский завод «Автономаль», Белебей, Башкортостан, Россия. Тел.: (34786)6-18-00. E-mail: t.galiachmetov@belzan.ru

Герасименко Татьяна Евгеньевна – канд. техн. наук, доц., ФГБОУ ВО «Северо-Кавказский горно-металлургический институт (государственный технологический университет)», Владикавказ, Россия. E-mail: gerasimenko_74@mail.ru

Горбатова Елена Александровна – д-р геол.-мин. наук, зам. зав. минералогического отдела, Всероссийский институт минерального сырья им. Н.М. Федоровского, Москва, Россия. E-mail: lena_gorbatova@mail.ru

Гулин Александр Евгеньевич – канд. техн. наук, ст. преп. кафедры ТОМ, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-7722-4112>.

Евдокимов Сергей Иванович – канд. техн. наук, доц. кафедры «Обогащение полезных ископаемых», ФГБОУ ВО «Северо-Кавказский горно-металлургический институт (государственный технологический университет)», Владикавказ, Россия. Тел.: 8 (8672) 40-73-34. E-mail: eva-ser@mail.ru

Егорова Лада Юрьевна – канд. техн. наук, ст. науч. сотр., Институт физики металлов УрО РАН, Екатеринбург, Россия. Email: egorova@imp.uran.ru

Емельяненко Елена Алексеевна – канд. техн. наук, доц. кафедры геологии, маркшейдерского дела и обогащения полезных ископаемых, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: emv31@mail.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-9021-7726>.

Ефимова Юлия Юрьевна – канд. техн. наук, доц. кафедры ТОМ, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-2729-8156>.

Железков Олег Сергеевич – д-р техн. наук, проф. кафедры механики, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. Тел.: (3519) 29-84-27. E-mail: ferumoff@mail.ru

Исагулов Аристотель Зейнуллинович – д-р техн. наук, проф., первый проректор, Карагандинский государственный технический университет, Караганда, Республика Казахстан. E-mail: a.isagulov@kstu.kz. ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-2174-9072>.

Камалова Гюзель Ягафаровна – аспирант кафедры ТМиП, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: 174kamalova@mail.ru

Катышев Павел Викторович – инженер кафедры «Открытые горные работы», Сибирский федеральный университет, Красноярск, Россия. E-mail: BestPavel1989@mail.ru

Кисляков Виктор Евгеньевич – д-р техн. наук, проф., Сибирский федеральный университет, Красноярск, Россия. E-mail: VKislyakov@sfu-kras.ru

Ковалёва Татьяна Викторовна – магистр, докторант, Карагандинский государственный технический университет, Караганда, Республика Казахстан. E-mail: sagilit@mail.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-1186-1805>.

Кольга Анатолий Дмитриевич – д-р техн. наук, проф., ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: kad-55@magtu.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-3194-2274>.

Королев Алексей Анатольевич – главный инженер АО «Уралэлектромедь», Верхняя Пышма, Россия. E-mail: A.Korolev@elem.ru

Краюхин Сергей Александрович – канд. техн. наук, начальник Исследовательского центра АО «Уралэлектромедь», Верхняя Пышма, Россия. E-mail: A.Krauhin@elem.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-1388-4661>.

Кузбаков Жанаберген Иманкулович – д-р техн. наук, доц. кафедры «Металлургия», РГП на ПХВ «Актюбинский региональный государственный университет им. К. Жубанова», Актобе, Казахстан. E-mail: agu_metallurgy@mail.ru

Куликов Виталий Юрьевич – канд. техн. наук, проф., гл. науч. сотр., Карагандинский государственный технический университет, Караганда, Республика Казахстан. E-mail: mlpikm@mail.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6191-8569>.

Лебедев Алексей Николаевич – аспирант, мл. науч. сотрудник, Всероссийский институт минерального сырья им. Н.М. Федоровского, Москва, Россия. E-mail: indoneziyec@mail.ru

Мальцев Геннадий Иванович – д-р техн. наук, с.н.с., главный специалист Исследовательского центра АО «Уралэлектромедь», Верхняя Пышма, Россия. E-mail: mgi@elem.ru

Нафиков Равиль Зиннурович – аспирант, Сибирский федеральный университет, Красноярск, Россия. E-mail: Ravik_177@mail.ru

Ожогина Елена Германовна – д-р геол.-мин. наук, зав. минералогическим отделом, Всероссийский институт минерального сырья им. Н.М. Федоровского, Москва, Россия. E-mail: vims-ozhogina@mail.ru

де Оливейра Андрэ Кабраль – специалист по ремонту металлургического оборудования, диплом по специальности «Системный анализ и информационные технологии», координатор отдела маркетинга и продаж, Paul Wurth do Brasil, Белу-Оризонти, Минас-Жерайс, Бразилия.

Першин Геннадий Дальтонович – д-р техн. наук, проф. кафедры горных машин и транспортно-технологических комплексов, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия.

Подбологов Сергей Владимирович – аспирант, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: Podbolotov_Sergey@mail.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-7870-7183>.

Руднева Виктория Владимировна – д-р техн. наук, проф. кафедры металлургии цветных металлов и химической технологии, Сибирский государственный индустриальный университет, Новокузнецк, Россия. E-mail: kafcmet@sibsiu.ru

Селиванов Валентин Николаевич – канд. техн. наук, профессор кафедры технологий металлургии и литейных процессов, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: mcm@magtu.ru

Степанова Ангелина Александровна – канд. техн. наук, ведущий инженер группы по развитию, НТЦ, ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат», Магнитогорск, Россия.

Столяров Алексей Юрьевич – канд. техн. наук, гл. технолог ООО «Специальные технологии», Магнитогорск, Россия. E-mail: ays@special-teh.ru

Сычков Александр Борисович – д-р техн. наук, доц., проф. кафедры ТМиП, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: absyckov@mail.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-0886-1601>.

Удэ Жан-Филипп – обладатель магистерской степени в области химии, руководитель подразделения доменного производства и прямого восстановления, Paul Wurth Refractory & Engineering, Майнц-Кастель, Германия.

Харченко Александр Сергеевич – канд. техн. наук, доцент кафедры технологий металлургии и литейных процессов, ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия. E-mail: as.mgtu@mail.ru

Хебель Рудольф – инженер-механик, консультант подразделения доменного производства и прямого восстановления, Paul Wurth Refractory & Engineering, Майнц-Кастель, Германия.

Ширяева Людмила Сергеевна – канд. техн. наук, доц. кафедры металлургии цветных металлов и химической технологии, Сибирский государственный индустриальный университет, Новокузнецк, Россия. E-mail: kafcmet@sibsiu.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-3241-7428>

Щербакowa Елена Петровна – канд. техн. наук, ст. науч. сотр., Карагандинский государственный технический университет, Караганда, Республика Казахстан. E-mail: sherbakova_1984@mail.ru. ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6678-6673>.

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 A4.

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 нередактируемом (*.jpg; качество не менее 300 dpi). В тексте статьи должны быть подрисовочные подписи в местах размещения рисунков. В конце подписи к рисунку точка не ставится. Например:

Рис. 4. Расчётная зависимость $\chi(t) = I_m/I_{n0}$ 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.