

ИЗВЕСТИЯ

ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ

Том 62 Номер 4 2019



• МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

Повышение качества литого цилиндрического слитка вакуумно-индукционной выплавки из сплава INCONEL 718 в условиях ПАО «РУСПОЛИМЕТ»

Аэродинамика струй, взаимодействующих с плоской поверхностью

Исследование напряжений в бойках различной конструкции установки непрерывного литья и деформации при получении листов из стали для сварных труб

• МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Исследование влияния макро- и микроструктуры стальных помольных шаров на их ударную стойкость

Исследование сопротивления ползучести феррито-мартенситной стали 16X12МВСФБР (ЭП-823)

• НАУКА ПРОИЗВОДСТВУ

Повышение стабильности напряженного состояния проволоки от действия противонапряжения при непостоянном коэффициенте трения

МИНИСТЕРСТВО НАУКИ И ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ РФ

ИЗВЕСТИЯ

ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ

№ 4, 2019

Издается с января 1958 г. ежемесячно

Том 62

ИЗВЕСТИЯ

ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ

Главный редактор: ЛЕОНТЬЕВ Л.И.
(Российская Академия Наук, г. Москва)

Заместитель главного редактора: ПРОТОПОПОВ Е.В.
(Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

Заместитель ответственного секретаря: БАЩЕНКО Л.П.
(Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

Члены редакционной коллегии:

АЛЕШИН Н.П. (Российская Академия Наук, г. Москва)

АСТАХОВ М.В. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

АШИХМИН Г.В. (ОАО «Институт Цветмет-обработка», г. Москва)

БАЙСАНОВ С.О. (Химико-металлургический институт им. Ж.Абишева, г. Караганда, Республика Казахстан)

БЕЛОВ В.Д. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

БРОДОВ А.А., редактор раздела «**Экономическая эффективность металлургического производства**» (ФГУП «ЦНИИчермет им. И.П. Бардина», г. Москва)

ВОЛЫНКИНА Е.П. (Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

ГЛЕЗЕР А.М. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

ГОРБАТЮК С.М. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

ГРИГОРОВИЧ К.В., редактор раздела «**Металлургические технологии**» (Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, г. Москва)

ГРОМОВ В.Е. (Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

ДМИТРИЕВ А.Н. (Институт металлургии УрО РАН, г. Екатеринбург)

ДУБ А.В. (ЗАО «Наука и инновации», г. Москва)

ЗИНГЕР Р.Ф. (Институт Фридриха-Александра, Германия)

ЗИНИГРАД М. (Институт Ариэля, Израиль)

ЗОЛОТУХИН В.И. (Тулский государственный университет, г. Тула)

КОЛМАКОВ А.Г. (Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, г. Москва)

КОЛОКОЛЬЦЕВ В.М. (Магнитогорский государственный технический университет, г. Магнитогорск)

КОСТИНА М.В. (Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, г. Москва)

КОСЫРЕВ К.Л. (АО «НПО «ЦНИИТМаш», г. Москва)

КУРГАНОВА Ю.А. (МГТУ им. Н.Э. Баумана, г. Москва)

КУРНОСОВ В.В. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

ЛАЗУТКИН С.С. (ГК «МетПром», г. Москва)

ЛИНН Х. (ООО «Линн Хаи Терм», Германия)

ЛЫСАК В.И. (Волгоградский государственный технический университет, г. Волгоград)

МЫШЛЯЕВ Л.П. (Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

НИКУЛИН С.А. (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

ОСТРОВСКИЙ О.И. (Университет Нового Южного Уэльса, Сидней, Австралия)

ПОДГОРОДЕЦКИЙ Г.С., редактор раздела «**Ресурсосбережение в черной металлургии**» (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

ПЫШМИНЦЕВ И.Ю., редактор раздела «**Инновации в металлургическом промышленном и лабораторном оборудовании, технологиях и материалах**» (Российский научно-исследовательский институт трубной промышленности, г. Челябинск)

РАШЕВ Ц.В., редактор раздела «**Стали особого назначения**» (Академия наук Болгарии, Болгария)

РУДСКОЙ А.И. (Санкт-Петербургский Политехнический Университет Петра Великого, г. Санкт-Петербург)

СИВАК Б.А. (АО АХК «ВНИИМЕТМАШ», г. Москва)

СИМОНЯН Л.М., редактор раздела «**Экология и рациональное природопользование**» (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

СМИРНОВ Л.А. (ОАО «Уральский институт металлов», г. Екатеринбург)

СОЛОДОВ С.В., редактор раздела «**Информационные технологии и автоматизация в черной металлургии**» (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

СПИРИН Н.А. (Уральский федеральный университет, г. Екатеринбург)

ТАНГ ГУОИ (Институт перспективных материалов университета Циньхуа, г. Шеньжень, Китай)

ТЕМУЛЯНЦЕВ М.В. (Сибирский государственный индустриальный университет, г. Новокузнецк)

ФИЛОНОВ М.Р., редактор раздела «**Материаловедение**» (Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

ШЕШУКОВ О.Ю. (Уральский федеральный университет, г. Екатеринбург)

ШПАЙДЕЛЬ М.О. (Швейцарская академия материаловедения, Швейцария)

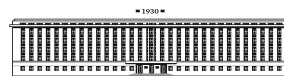
ЮРЬЕВ А.Б. (АО «ЕВРАЗ ЗСМК», г. Новокузнецк)

ЮСУПОВ В.С. (Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, г. Москва)

Учредители:



Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»



Сибирский государственный индустриальный университет

Настоящий номер журнала подготовлен к печати
Сибирским государственным индустриальным университетом

Адреса редакции:

119991, Москва, Ленинский пр-т, д. 4
Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»,
Тел.: (495) 638-44-11, (499) 236-14-27
E-mail: fermet.misis@mail.ru, ferrous@sisis.ru
www.fermet.misis.ru

654007, Новокузнецк, 7,
Кемеровской обл., ул. Кирова, д. 42
Сибирский государственный индустриальный университет,
Тел.: (3843) 74-86-28
E-mail: redjizvz@sibsiu.ru

Журнал «Известия ВУЗов. Черная металлургия» по решению ВАК входит в «Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученой степени доктора и кандидата наук».

Журнал «Известия ВУЗов. Черная металлургия» индексируется в международной базе данных Scopus.

Журнал «Известия ВУЗов. Черная металлургия» зарегистрирован Федеральной службой по надзору в сфере связи и массовых коммуникаций ПИ № ФС77-35456

IZVESTIYA

VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA

IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY

Editor-in-Chief: LEONT'EV L.I.
(Russian Academy of Sciences, Moscow)

Deputy Editor-in-Chief: PROTOPOPOV E.V.
(Siberian State Industrial University, Novokuznetsk)

Deputy Coordinating Editor: BASHCHENKO L.P.
(Siberian State Industrial University, Novokuznetsk)

Editorial Board:

N.P. ALESHIN (Russian Academy of Sciences, Moscow)
G.V. ASHIKHMIN (JSC "Institute
Tsvetmetobrabotka", Moscow)

M.V. ASTAKHOV (National Research Technological
University "MISIS", Moscow)

S.O. BAISANOV (Abishev Chemical-Metallurgical
Institute, Karaganda, Republic of Kazakhstan)

V.D. BELOV (National Research Technological
University "MISIS", Moscow)

A.A. BRODOV, Editor of the section "**Economic
efficiency of metallurgical production**" (IP Bardin
Central Research Institute for Ferrous Metallurgy,
Moscow)

A.N. DMITRIEV (Institute of Metallurgy, Ural
Branch of the Russian Academy of Sciences, Ural Federal
University, Ekaterinburg)

A.V. DUB (JSC "Science and Innovations", Moscow)

M.R. FILONOV, Editor of the section "**Material
science**" (National Research Technological University
"MISIS", Moscow)

A.M. GLEZER (National Research Technological
University "MISIS", Moscow)

S.M. GORBATYUK (National Research Technological
University "MISIS", Moscow)

K.V. GRIGOROVICH, Editor of the section "**Metallur-
gical Technologies**" (Baikov Institute of Metallurgy and
Materials Science of RAS, Moscow)

V.E. GROMOV (Siberian State Industrial University,
Novokuznetsk)

A.G. KOLMAKOV (Baikov Institute of Metallurgy and
Materials Science of RAS, Moscow)

V.M. KOLOKOL'TSEV (Magnitogorsk State Technical
University, Magnitogorsk)

M.V. KOSTINA (Baikov Institute of Metallurgy and
Materials Science of RAS, Moscow)

K.L. KOSYREV (JSC "NPO "TSNIITMash", Moscow)

YU.A. KURGANOVA (Bauman Moscow State
Technical University, Moscow)

V.V. KURNOSOV (National Research Technological
University "MISIS", Moscow)

S.S. LAZUTKIN (Group of Companies "MetProm",
Moscow)

H. LINN (Linn High Therm GmbH, Hirschbach,
Germany)

V.I. LYSAK (Volgograd State Technical University,
Volgograd)

L.P. MYSHLYAEV (Siberian State Industrial
University, Novokuznetsk)

S.A. NIKULIN (National Research Technological
University "MISIS", Moscow)

O.I. OSTROVSKI (University of New South Wales,
Sydney, Australia)

G.S. PODGORODETSKII, Editor of the section
"**Resources Saving in Ferrous Metallurgy**" (National
Research Technological University "MISIS", Moscow)

I.YU. PYSHMINTSEV, Editor of the section
"**Innovations in metallurgical industrial and
laboratory equipment, technologies and materials**"
(Russian Research Institute of the Pipe Industry,
Chelyabinsk)

TS.V. RASHEV, Editor of the section "**Superduty steel**"
(Bulgarian Academy of Sciences, Bulgaria)

A.I. RUDSKOI (Peter the Great Saint-Petersburg
Polytechnic University, Saint-Petersburg)

O.YU. SHESHUKOV (Ural Federal University,
Ekaterinburg)

L.M. SIMONYAN, Editor of the section "**Ecology
Rational Use of Natural Resources**" (National Research
Technological University "MISIS", Moscow)

R.F. SINGER (Friedrich-Alexander University,
Germany)

B.A. SIVAK (VNIIMETMASH Holding Company,
Moscow)

L.A. SMIRNOV (OJSC "Ural Institute of Metals",
Ekaterinburg)

S.V. SOLODOV, Editor of the section "**Information
Technologies and Automatic Control in Ferrous
Metallurgy**" (National Research Technological University
"MISIS", Moscow)

M. SPEIDEL (Swiss Academy of Materials, Switzerland)

N.A. SPIRIN (Ural Federal University, Ekaterinburg)

TANG GUOI (Institute of Advanced Materials of
Tsinghua University, Shenzhen, China)

M.V. TEMLYANTSEV (Siberian State Industrial
University, Novokuznetsk)

E.P. VOLYNKINA (Siberian State Industrial
University, Novokuznetsk)

A.B. YUR'EV (OJSC "ZSMK", Novokuznetsk)

V.S. YUSUPOV (Baikov Institute of Metallurgy and
Materials Science of RAS, Moscow)

M. ZINIGRAD (Ariel University, Israel)

V.I. ZOLOTUKHIN (Tula State University, Tula)

Founders:



National Research Technological University "MISIS"



Siberian State Industrial University

This issue of the journal was prepared by
Siberian State Industrial University

Editorial Addresses:

119991, Moscow, Leninskii prosp., 4
National Research Technological University "MISIS",
Tel.: +7 (495) 638-44-11, +7 (499) 236-14-27
E-mail: fermet.misis@mail.ru, ferrous@sisu.ru
www.fermet.misis.ru

654007, Novokuznetsk, Kemerovo region,
Kirova str., 42
Siberian State Industrial University,
Tel.: +7 (3843) 74-86-28
E-mail: redjizvz@sibsiu.ru

Journal "Izvestiya VUZov. Chernaya Metallurgiya = Izvestiya. Ferrous metallurgy" is included in the "List of the leading peer-reviewed scientific journals and publications, in which should be published major scientific results of dissertations for the degree of doctor and candidate of sciences" by the decision of the Higher Attestation Commission.

The journal "Izvestiya VUZov. Chernaya Metallurgiya = Izvestiya. Ferrous metallurgy" is indexed in Scopus.

Journal "Izvestiya VUZov. Chernaya Metallurgiya = Izvestiya. Ferrous metallurgy" is registered
in Federal Service for Supervision in the Sphere of Mass Communications **PI number FS77-35456**

СОДЕРЖАНИЕ

МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

- Демченко А.И., Корзун Е.Л., Чернышов Е.А. Повышение качества литого цилиндрического слитка вакуумно-индукционной выплавки из сплава Inconel 718 в условиях ПАО «РУСПОЛИМЕТ» 257
- Прибытков И.А., Кондрашенко С.И. Аэродинамика струй, взаимодействующих с плоской поверхностью 263
- Лехов О.С., Михалев А.В., Шевелев М.М. Исследование напряжений в бойках различной конструкции установки непрерывного литья и деформации при получении листов из стали для сварных труб 270

ЭКОЛОГИЯ И РАЦИОНАЛЬНОЕ ПРИРОДОПОЛЬЗОВАНИЕ

- Лебедев А.Б., Утков В.А., Гутема Е.М. Взаимодействие расплавленного доменного шлака с твердой фазой красного шлама 276

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

- Уманский А.А., Головатенко А.В., Осколкова Т.Н., Симачев А.С., Щукин А.Г. Исследование влияния макро- и микроструктуры стальных помольных шаров на их ударную стойкость 283
- Беломытцев М.Ю., Моляров В.Г. Исследование сопротивления ползучести феррито-мартенситной стали 16X12MBCФБР (ЭП-823) 290

ИННОВАЦИИ В МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОМ ПРОМЫШЛЕННОМ И ЛАБОРАТОРНОМ ОБОРУДОВАНИИ, ТЕХНОЛОГИЯХ И МАТЕРИАЛАХ

- Никитин А.Г., Епифанцев Ю.А., Медведева К.С., Герике П.Б. Силовой анализ процесса разрушения хрупких материалов в одновалковой дробильной машине с упором на вальке 303

НАУКА ПРОИЗВОДСТВУ

- Бычков И.В., Дворников Л.Т., Жуков И.А. К исследованию кинематики металлургических ножниц с параллельными ножами 308
- Гурьянов Г.Н., Калугина О.Б. Повышение стабильности напряженного состояния проволоки от действия противонапряжения при непостоянном коэффициенте трения 315

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И АВТОМАТИЗАЦИЯ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

- Федосенков Д.Б., Симикина А.А., Кулаков С.М., Федосенков Б.А. Время-частотные распределения класса Коэна измерительных сигналов как средство мониторинга технологических процессов 324

ОТКЛИКИ И РЕЦЕНЗИИ

- Спирин Н.А., Темлянец М.В. Рецензия на рукопись книги «Регенеративная горелка». Справочное издание в 2 томах. Том 1 / Г.М. Дружинин, И.М. Дистергефт, под общ. ред. д-ра техн. наук, проф. Г.М. Дружинина. – Екатеринбург, 1127 стр. 330

CONTENTS

METALLURGICAL TECHNOLOGIES

- A.I. Demchenko, E.L. Korzun, E.A. Chernyshov Quality improvement of cast cylindrical bar of vacuum induction melting from Inconel 718 alloy at PJSC "RUSPOLIMET" 257
- I.A. Pribytkov, S.I. Kondrashenko Aerodynamics of jets interacting with a flat surface 263
- O.S. Lekhov, A.V. Mikhalev, M.M. Shevelev Stresses in anvils of various construction of continuous casting and deformation plant at production of sheets from steel for welded pipes 270

ECOLOGY AND RATIONAL USE OF NATURAL RESOURCES

- A.B. Lebedev, V.A. Utkov, E.M. Gutema Interaction of molten slag with solid phase of red sludge 276

MATERIAL SCIENCE

- A.A. Umanskii, A.V. Golovatenko, T.N. Oskolkova, A.S. Simachev, A.G. Shchukin Influence of macro- and microstructure of steel grinding balls on their impact resistance 283
- M.Yu. Belomytsev, V.G. Molyarov Creep resistance of ferritic-martensitic steel 16Cr12MoWSiVNbB (EP-823) 290

INNOVATIONS IN METALLURGICAL INDUSTRIAL AND LABORATORY EQUIPMENT, TECHNOLOGIES AND MATERIALS

- A.G. Nikitin, Yu.A. Epifantsev, K.S. Medvedeva, P.B. Gerike Power analysis of the process of brittle materials destruction in universal crushing machine with roll locker 303

SCIENCE APPLICATIONS

- I.V. Bychkov, L.T. Dvornikov, I.A. Zhukov Kinematics of metallurgical cutters with parallel blades 308
- G.N. Gur'yanov, O.B. Kalugina Increase of wire stress stability depending on anti-tension action when friction coefficient is inconstant 315

INFORMATION TECHNOLOGIES AND AUTOMATIC CONTROL IN FERROUS METALLURGY

- D.B. Fedosenkov, A.A. Simikova, S.M. Kulakov, B.A. Fedosenkov Cohen's class time-frequency distributions for measurement signals as a means of monitoring technological processes 324

RESPONSES, REVIEWS

- N.A. Spirin, M.V. Temlyantsev Review on a manuscript of the book "Regenerative burner" of the authors G.M. Druzhinin and I.M. Destergeft. Reference book in 2 vols. Vol. 1. Ekaterinburg, 1127 p. 330

УДК 621.74

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА ЛИТОГО ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО СЛИТКА ВАКУУМНО-ИНДУКЦИОННОЙ ВЫПЛАВКИ ИЗ СПЛАВА INCONEL 718 В УСЛОВИЯХ ПАО «РУСПОЛИМЕТ»

Демченко А.И.¹, мастер основного производства (a.demchenko@ruspolimet.ru)

Корзун Е.Л.¹, к.т.н., доцент, начальник отдела НИОКР (e.korzun@ruspolimet.ru)

*Чернышов Е.А.², д.т.н., профессор кафедры «Металлургические технологии
и оборудование» (nil_st@nntu.ru)*

¹ ПАО «Русполимет»

(607018, Россия, Нижегородская обл., Кулебаки, ул. Восстания, 1)

² Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева

(603155, Россия, Нижний Новгород, ул. Минина, 24)

Аннотация. Выполнен анализ технологических процессов выплавки и разливки цилиндрических слитков из сплава Inconel 718, полученных в вакуумно-индукционной печи (ВИП) на ПАО «Русполимет». Показано, что существующая технология не обеспечивает получения плотного слитка требуемого качества из-за наличия пористости в осевой зоне, а также ликвации на макроуровне таких элементов, как хром, никель, ниобий. Полученные результаты показали необходимость проведения корректировки параметров разливки и затвердевания слитков ВИП из сплава Inconel 718, не изменяя основных технических параметров производства (тип печи – вакуумно-индукционная печь ВИП емкостью 3 т; материал футеровки печи – керамика на основе оксида алюминия Al_2O_3 ; тип изложницы – цилиндрическая изложница под слиток диам. 410 мм, диаметр кристаллизатора для вакуумно-дугового переплава – 450 мм), чтобы получить качественный плотный слиток. С использованием программы Thermo-Calc (версия 2017a) уточнены температуры солидус для равновесного процесса затвердевания и для неравновесного процесса, которые составили 1211 и 1091 °С соответственно. На основании полученных результатов с помощью системы компьютерного моделирования литейных процессов (СКМ ЛП) скорректированы скорость разливки путем уменьшения диаметра разливочного стакана с 32 до 28 мм и температура разливки с 1470 до 1460 °С. По скорректированной технологии выплавлена партия слитков. Из слитка первой партии отобраны поперечные темплеты для определения химического состава и продольные – для проведения металлографического анализа. Выполненные металлографические исследования свидетельствуют о снижении пористости осевой зоны слитка и уменьшении ликвации на макроуровне. На основании полученных результатов предложено внести в технологию разливки соответствующие изменения. Показано, что компьютерное моделирование металлургических процессов разливки и кристаллизации металла дает возможность разработать технологию, позволяющую получить качественный слиток уже на первом переделе, избежав при этом появление продукции, не удовлетворяющей требованиям заказчика.

Ключевые слова: никелевый жаропрочный сплав Inconel 718, вакуумно-индукционная печь, разливка, цилиндрический слиток, макроструктура, пористость, температура разливки.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-257-262

ВВЕДЕНИЕ

В последнее время в мире наблюдается рост потребности в жаропрочных сплавах на хромоникелевой основе, изделия из которых обладают сопротивлением к высокотемпературной коррозии и используются при производстве деталей турбинных двигателей для самолетов и других отраслей в нефтяной, химической и атомной промышленности [1, 2]. Существующая технология получения слитков из сплава Inconel 718 базируется на выплавке в вакуумно-индукционной печи (ВИП) [3] с последующим переплавом в вакуумно-дуговой (ВДП) или электрошлаковой (ЭШП) печах [4, 5]. Причинами широкого распространения сплава Inconel 718 являются его хорошая свариваемость, устойчивость к трещинообразованию при высоких температурах [6], хорошая обрабатываемость и высокие механические свойства [4]. При этом осно-

вы качества металла закладываются уже на стадии его выплавки, где основными критериями получения качественных слитков выступают однородность химического состава металла и макроструктура слитков, которые и определяют свойства металла. Сортаментом продукции из сплава Inconel 718, получаемым в ВИП ПАО «Русполимет», являются цилиндрические слитки диам. от 285 до 600 мм, предназначенные для последующего переплава в ЭШП или ВДП.

СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА

Высокие механические свойства сплава Inconel 718 достигается [7] за счет легирующих элементов, таких как хром, молибден, вольфрам, ниобий, алюминий и титан, а также микролегирующих присадок, таких как бор, углерод, магний. В работах [1, 8] показано, что ввод бора в небольшом (тысячные доли процента)

количестве приводит к существенным изменениям свариваемости и механических свойств. Несмотря на понимание исследователями влияния каждого легирующего элемента на свойства сплава в отдельности, имеется немного данных об их взаимодействии при одновременном использовании. Поэтому концентрация этих элементов должна находиться в узком (селективном) диапазоне. Единственным агрегатом, позволяющим предотвратить взаимодействие расплава с атмосферой воздуха и обеспечить стабильность химического состава, является ВИП [7]. Имеются данные [9] о возможности испарения примесей цветных металлов из жидкого расплава, таких как свинец, висмут, теллур, селен, медь и других.

В работах [3, 7, 10] выполнен анализ применяемых огнеупоров в ВИП для выплавки жаропрочных сплавов. Показано, что наиболее оптимальной является футеровка на основе оксида алюминия Al_2O_3 , которая позволяет минимизировать химические реакции восстановления материала активными компонентами расплава. Кроме того, ее высокая огнеупорность позволяет провести перегрев расплава, который снижает вредное влияния примесей [11], вносимых вследствие повторных вовлечений отходов сплава.

Для рафинирования расплава от неметаллических включений разливка металла производится через промежуточный ковш, содержащий фильтры и перегородки, позволяющие уловить включения размером более 15 мкм. Выбор режима разливки металла является ключевым в получении плотного однородного слитка хорошего качества [12, 13].

В зависимости от вида конечной продукции и требуемого качества металла, на сегодняшний день переплав слитков-ВИП (расходуемых электродов) производится в ВДП либо в ЭШП [4, 7]. При электрошлаковом переплаве происходит очистка расплава от неметаллических включений благодаря увеличению удельной площади взаимодействия расплавленного металла с рафинирующим шлаком по сравнению с агрегатом печь-ковш, а также обеспечивается направленная кристаллизация слитка, способствующая получению более плотной структуры. Процесс вакуумно-дугового переплава способствует частичному удалению примесей цветных металлов и растворенных газов, а также частичному снижению ликвации в слитке и снижению количества неметаллических включений. Для достижения повышенных служебных свойств металла перед вакуумно-дуговым переплавом иногда проводят [7] электрошлаковый переплав – так называемый триплекс процесс.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

Слитки-ВИП (расходуемые электроды) из сплава Inconel 718 выплавляли в вакуумно-индукционных печах, разливку проводили по двум вариантам технологии (см. ниже) через специальный промежуточный

ковш [14], футерованный керамикой с содержанием оксида алюминия Al_2O_3 более 85 %. Ниже приведены основные параметры разливки и охлаждения слитков-ВИП (расходуемых электродов) из сплава Inconel 718 диам. 410 мм:

Вариант технологии	1	2
Линейная скорость разливки, мм/мин	920	805
Время охлаждения слитка в аргоне, мин	30	30
Время охлаждения слитка на воздухе, мин	90	135
Температура разливки, °C	1470	1460

Для оценки формирования структуры слитка отобрали продольные темплеты (рис. 1). Выполненный металлографический анализ показал наличие либо осевой пористости [15] и V-образной неоднородности характерной для удлиненных слитков [16], вызванной первичной ликвацией [17], либо газовых пузырей (предположительно азота), механизм образования которых описан в работе [18].

Для оценки развития ликвационных процессов отобрали поперечные темплеты из-под прибыльной части слитка в соответствии с нормативными документами ПАО «Русполимет». Наблюдали отклонение по содержанию некоторых элементов от значений в конечной пробе жидкого металла, отобранной перед началом разливки (см. таблицу). Отклонений по содержанию таких элементов, как сера, фосфор и углерод не наблюдали.

Известно, что в сплаве Inconel 718 возможно развитие ликвации ниобия [9, 19] и бора [8]. В то же время недостаточно данных о ликвации хрома, никеля, молибдена. Мы предположили, что в нашем случае ликвация рассматриваемых элементов связана с параметрами разливки.

Полученные слитки подвергали абразивной зачистке поверхности, а далее переплавляли на ВДП-2,5 в кристаллизатор диам. 450 мм. При вакуумно-дуговом переплаве слитков-ВИП (расходуемых электродов) наблюдали нестабильность переплава, характеризующуюся колебаниями силы тока и напряжения, косвенно



Рис. 1. Макроструктура слитка ВИП из сплава Inconel 718, разлитого по варианту 1

Fig. 1. Macrostructure of VIM bar from the Inconel 718 alloy, casted according to the variant 1

Средние отклонения химического состава от целевых значений в пределах одного поперечного темплета

Average deviations of the chemical composition from the target values within a single transverse template

Показатель	Легирующий элемент						
	Cr	Ni	Mo	Al	Ti	Nb	B
Среднее относительное отклонение от значений конечной пробы, % (по массе)	0,40	0,70	0,20	0,05	0,10	0,25	0,002
Погрешность определения содержания элементов, % (по массе)	0,15	0,30	0,10	0,03	0,05	0,12	0,001

связанных с наличием пор в электроде (рис. 2), а также падениями уровня вакуума.

Полученные результаты показали необходимость проведения корректировки параметров разливки и затвердевания слитков в ВИП из сплава Inconel 718.

Одним из эффективных методов определения этих параметров является компьютерное моделирование с использованием программного пакета Thermo-Calc (версия 2017a). Поскольку решающее значение на формирование физической неоднородности слитка оказывает разность температур ликвидус и солидус, а также перепад температур в двухфазной области [20, 21], уточнены температуры солидус для равновесного процесса затвердевания и для неравновесного процесса (который учитывает обогащение жидкой фазы на фронте кристаллизации такими элементами, как углерод, азот, бор), которые составили 1211 и 1091 °C соответственно.

С целью снижения осевой пористости и уменьшения химической неоднородности металла проведено компьютерное моделирование процесса разлива и за-

твердевания слитка, на основании результатов которого были скорректированы скорость разливки путем уменьшения диаметра разливочного стакана с 32 до 28 мм и температуры разливки на 10 °С.

Моделирование проводили с помощью системы компьютерного моделирования литейных процессов (СКМ ЛП), которая использует для решения поставленной задачи метод конечных элементов. Для этого объем трехмерной математической модели разбивается на конечное количество подобластей (элементов). В каждом из элементов произвольно выбирается вид аппроксимирующей функции, причем значение функции на границах элементов заранее неизвестно и является ее решением. Итоговым результатом расчета является трехмерное представление отливки (слитка, формы и т.п.) с отображением температурных полей, доли жидкой фазы, значением усадки в зависимости от времени заливки. Программа учитывает снижение температуры солидус, рассчитанной в программе ThermoCalc (версия 2017a), в процессе кристаллизации слитка, что происходит за счет изменения химического состава.

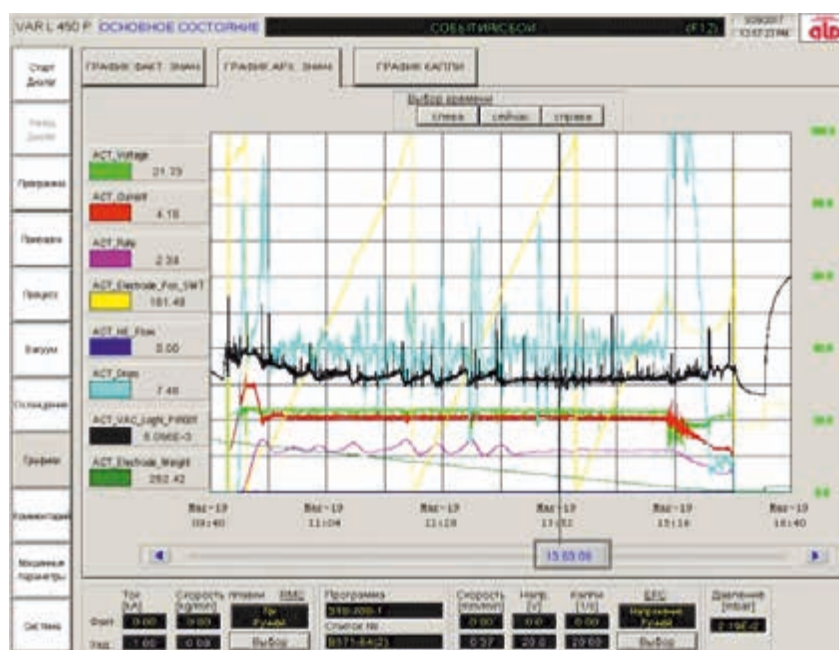


Рис. 2. Компьютерный вид диаграммы переплава расходующего электрода из сплава Inconel 718, разлитого по варианту 1

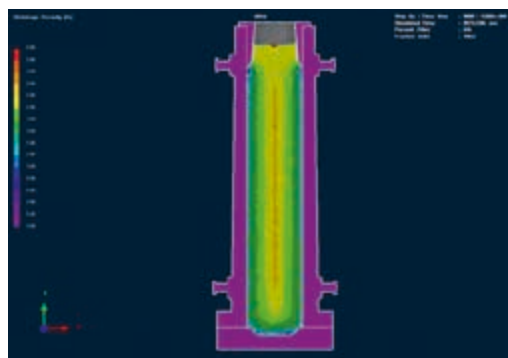
Fig. 2. Diagram of remelting of consumable electrode from the Inconel 718 alloy, casted according to the variant 1

ва в сторону снижения количества тугоплавких компонентов. Результаты моделирования формирования структуры слитков, рассчитанные для двух вариантов технологии, представлены на рис. 3. Слиток, отлитый по первому варианту технологии, имеет в продольном сечении несколько зон с различной пористостью, а слиток, разлитый по второму варианту технологии, имеет зону с характерной для цилиндрического слитка пористостью в центральной части.

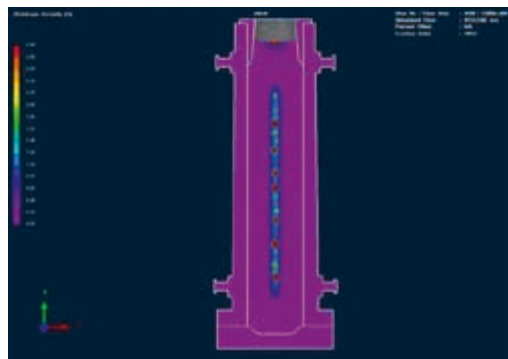
ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

В соответствии с результатами, полученными в процессе компьютерного моделирования, были скорректированы параметры разливки и затвердевания слитков (снижены скорость разливки с 920 до 805 мм/мин и температура разливки на 10 °С, увеличено время охлаждения слитка на воздухе с 90 до 135 мин) и выплавлена партия слитков по измененным параметрам. От одного из слитков отобрали продольные темплеты (рис. 4).

Как видно (рис. 4), в осевой зоне слитка, отлитого по варианту 2 после корректировки параметров разливки, почти полностью отсутствует осевая неоднородность, что свидетельствует о корректности выбранных параметров.



а



б

Рис. 3. Результаты моделирования процесса формирования структуры слитков Inconel 718, разлитых по вариантам 1 (а) и 2 (б)

Fig. 3. Results of the modeling of structure forming of the Inconel 718 bars, casted according to the variants 1 (a) and 2 (b)



Рис. 4. Макроструктура слитка Inconel 718, разлитого по варианту 2

Fig. 4. Macrostructure of the Inconel 718 bar, casted according to variant 2

Были отобраны поперечные темплеты для определения химического состава сплава. Наблюдали снижение ликвации, проявившееся в уменьшении относительного отклонения содержания легирующих элементов от значений в конечной пробе жидкого металла. Средние отклонения химического состава от целевых значений в пределах одного поперечного темплета для слитков, разлитых по второму варианту технологии, представлены ниже:

Легирующий элемент	Среднее относительное отклонение от значений конечной пробы, % (по массе)
Cr	0,250
Ni	0,400
Mo	0,100
Al	0,050
Ti	0,050
Nb	0,150
B	0,001

Выводы

Расчетным путем с использованием компьютерной программы Thermo-Calc (версия 2017a) определены температуры солидус для процессов равновесного и неравновесного затвердеваний, которые составили 1211 и 1091 °С соответственно. Это позволило снизить температуру разливки металла с 1470 до 1460 °С. На основании результатов компьютерного моделирования произведена корректировка скорости разливки путем уменьшения диаметра сталеразливочного стакана с 32 до 28 мм, что позволило снизить ликвацию и осевую пористость. Показано, что слитки-ВИП (расходуемые электроды), разлитые по скорректированным на основании результатов компьютерного моделирования параметрам (скорости и температуры разливки), имеют более плотную структуру, что привело к стабилизации процесса ВДП.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Xiao L., Chen D.L., Chaturvedi M.C. Effect of Boron on the Low-Cycle Fatigue Behavior and Deformation Structure of Inconel 718 at 650 °C // *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2004. November. Vol. 35. Issue 11. P. 3477 – 3487.
2. Eich A., Franz H., Scholz H., Kemmer H., Brückmann G. Gaseous Treatment in Vacuum Induction Degassing (VID) unit for low carbon alloys. 1st International Conference on Ingot Casting, Rolling and Forging, 2012. P. 1 – 6.
3. Choudhury A., Kemmer H., Donachie M., Donachie S., Erickson G.L. Vacuum Induction Melting // *ASM Handbook*. Vol. 15. Handbook Committee, 2008. Vol. 15. P. 1 – 8.
4. Edward A. Loria. Recent Developments in the Progress of Superalloy 718 // *JOM*. 1992. June. P. 33 – 36.
5. Bartosinski M., Magee John H., Friedrich B. Improving the chemical homogeneity of austenitic and martensitic stainless steels during nitrogen alloying in the pressure electro slag remelting (PESR) process [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://www.metallurgie.rwthachen.de/old/images/pages/publikationen/aertosinskima_id_4297.pdf. (дата обращения: 03.05.2018 г.).
6. Kronovsky G.A., Sieslak M.J., Headley T.J., Romig A.D., Hammett Jr., Hammett W.F. Inconel 718: A solidification diagram // *Metallurgical Transactions A*. 1989. Vol. 20. Issue 10. P. 2149 – 2158.
7. Alok Choudhury. State of the Art of Superalloy Production for Aerospace and Other Application Using VIM/VAR or VIM/ESR // *ISIJ International*. 1992. Vol. 32. No. 5. P. 563 – 574.
8. Talukder Alam, Peter J. Felfer, Mahesh Chaturvedi, Leigh T. Stephenson, Matthew R. Kilburn, Julie M. Cairney. Segregation of B, P, and C in the Ni-Based Superalloy, Inconel 718 // *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2012. Vol. 43A. P. 2183 – 2191.
9. Каблов Е.Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей. – М.: МИСИС, 2001. – 632 с.
10. Линчевский Б.В. Вакуумная индукционная плавка. – М.: Металлургия, 1975. – 240 с.
11. Баум Б.А., Ларионов В.Н., Коваленко Л.В., Тягунов Г.В., Кулешова Е.А., Барышев Е.Е., Третьякова Е.Е., Колотухин Э.В. Ресурсосбережение и улучшение служебных характеристик отливок из жаропрочных никелевых сплавов посредством высокотемпературной обработки расплавов [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://viam.ru/public/files/1991/1991-200908.pdf>. (дата обращения: 03.05.2018 г.).
12. Ефимов В.А. Теоретические основы разливки стали. – Киев: Изд-во Академии наук Украинской ССР, 1960. – 180 с.
13. Ероных С.П., Быковских С.В. Разливка стали: технология, оборудование. – Киев: Техника, 2003. – 216 с.
14. INTECO special melting technologies GmbH. Справочник по эксплуатации. 8600 Bruck an der Mur AUSTRIA. – 660 с.
15. Liu W.C., Yao M., Chen Z.L., Wang S.G. Niobium segregation in Inconel 718 // *Journal of Materials Science*. 1999. Vol. 34. Issue 11. P. 2583 – 2586.
16. Швед Ф.И. Слиток вакуумного дугового переплава. – Челябинск: ООО Изд-во Татьяны Лурье, 2009. – 428 с.
17. Дефекты стали / Под ред. С.М. Новокщеновой, М.И. Виноград. – М.: Металлургия, 1984. – 199 с.
18. Галкин А.Н. Исследование влияния теплофизических условий затвердевания и формы слитка для полых заготовок на его строение и распределение неметаллических включений: автореф. дис. ... канд. тех. наук: 05.16.02. – Волгоград, 2015. – 18 с.
19. Капуткина Е.А. Атлас дефектов стали / Под ред. М.Л. Бернштейна. – М.: Металлургия, 1979. – 188 с.
20. Зубарев К.А., Котельников Г.И., Титова К.О., Семин А.Е., Михайлов М.А. Прогнозирование температуры ликвидус сложнолегированных сплавов на основе никеля // *Изв. вуз. Черная металлургия*. 2016. Т. 59. № 9. С. 644 – 649.
21. Валуев Д.В. Разливка и кристаллизация стали и сплавов. – Томск: изд. Томского политехнического университета, 2009. – 235 с.

Поступила в редакцию 22 февраля 2018 г.

После доработки 12 сентября 2018 г.

Принята к публикации 25 января 2019 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2019. Vol. 62. No. 4, pp. 257–262.

QUALITY IMPROVEMENT OF CAST CYLINDRICAL BAR OF VACUUM INDUCTION MELTING FROM INCONEL 718 ALLOY AT PJSC “RUSPOLIMET”

A.I. Demchenko¹, E.L. Korzun¹, E.A. Chernyshov²

¹JSC “Ruspolimet”, Kulebaki, Nizhny Novgorod Region, Russia

²Nizhny Novgorod State Technical University named after R.E. Alexeev, Nizhny Novgorod, Russia

Abstract. The analysis of technological processes of smelting and casting of cylindrical bars from Inconel 718 alloy, obtained in a vacuum induction furnace at PJSC “Ruspolimet”, was performed. The existing technology does not ensure the production of a sound bar of the required quality due to the presence of porosity in the axial zone, and also due to liquation at the macro level of elements such as chromium, nickel, niobium. The results have shown the need to adjust the parameters of casting and solidification of bars from the Inconel 718 alloy. The task to get high-quality sound bar was set without changing the main technical parameters of production, namely: type of furnace – vacuum induction furnace with capacity of 3 tons; material of the furnace lining – ceramics based on aluminum oxide Al_2O_3 ; type of the casting mold – cylindrical mold for bar diameter of 410 mm; diameter of crystallizer for vacuum-arc remelting – 450 mm. With the use of the Thermo-Calc program (version 2017a), the solidus temperatures for the equilibrium solidification process and for the non-equilibrium process were clarified, which were 1211 °C and 1091 °C, respectively. Based on the results obtained, the casting speed (SCM LP) system

corrects casting speed by reducing the diameter of the casting nozzle from 32 to 28 mm and casting temperature by reducing it from 1470 to 1460 °C. According to the corrected technology, a batch of bars has been smelted. From the bar of the first batch, transverse templates were selected to determine the chemical composition and longitudinal templates for metallographic analysis. Metallographic studies have been carried out that suggest a decrease in porosity of axial zone of the bar and a decrease in phase separation at the macro level. Based on the results obtained, the authors proposed to introduce appropriate changes in casting technology. It is shown that computer modeling of metallurgical processes of metal casting and crystallization allows developing a technology of obtaining a high-quality bar already at the first redistribution, while avoiding appearance of products that do not meet customer requirements.

Keywords: nickel heat-resistant alloy Inconel 718, vacuum induction furnace, casting, cylindrical bar, macrostructure, porosity, casting temperature.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-257-262

REFERENCES

1. Xiao L., Chen D.L., Chaturvedi M.C. Effect of boron on the low-cycle fatigue behavior and deformation structure of Inconel 718 at

- 650 °C. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2004, November, vol. 35, no. 1, pp. 3477–3487.
2. Eich A., Franz H., Scholz H., Kemmer H., Brückmann G. Gaseous treatment in vacuum induction degassing (VID) unit for low carbon alloys. *1st International Conference on Ingot Casting, Rolling and Forging*, 2012, pp. 1–6.
3. Choudhury A., Kemmer H., Donachie M., Donachie S., Erickson G.L. Vacuum induction melting. *ASM Handbook*. Vol. 15. Handbook Committee, 2008, pp. 1–8.
4. Edward A. Loria. Recent developments in the progress of Superalloy 718. *JOM*. 1992, June, pp. 33–36.
5. Bartosinski M., Magee John H., Friedrich B. *Improving the chemical homogeneity of austenitic and martensitic stainless steels during nitrogen alloying in the pressure electro slag remelting (PESR) process*. Electronic resource. Available at URL: http://www.metallurgie.rwthachen.de/old/images/pages/publikationen/aertosinsmae_id_4297.pdf. (Accessed 03.05.2018).
6. Kronovsky G.A., Sieslak M.J., Headley T.J., Romig A.D., Hammetter Jr., Hammetter W.F. Inconel 718: A solidification diagram. *Metallurgical Transactions A*. 1989, vol. 20. Issue 10, pp. 2149–2158.
7. Alok Choudhury. State of the art of superalloy production for aerospace and other application using VIM/VAR or VIM/ESR. *ISIJ International*. 1992, vol. 32, no. 5, pp. 563–574.
8. Talukder Alam, Peter J. Felfer, Mahesh Chaturvedi, Leigh T. Stephenson, Matthew R. Kilburn, Julie M. Cairney. Segregation of B, P, and C in the Ni-based superalloy, Inconel 718. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2012, vol. 43A, pp. 2183–2191.
9. Kablov E.N. *Litye lopatki gazoturbinnnykh dvigatelei* [Cast blades of gas turbine engines]. Moscow: MISSIS, 2001, 632 p. (In Russ.).
10. Linchevskii B.V. *Vakuumnaya induktsionnaya plavka* [Vacuum induction melting]. Moscow: Metallurgiya, 1975, 240 p. (In Russ.).
11. Baum B.A., Larionov V.N., Kovalenko L.V., Tyagunov G.V., Kuleshova E.A., Baryshev E.E., Tret'yakova E.E., Kolotukhin E.V. *Resursosberezhenie i uluchshenie sluzhebnykh kharakteristik otливok iz zharoprochnykh nikel'nykh splavov posredstvom vysokotemperaturnoi obrabotki rasplavov* [Resource saving and improvement of service properties of castings of heat-resistant nickel alloys by means of high-temperature treatment of alloys] Electronic resource. Available at URL: <https://viam.ru/public/files/1991/1991-200908.pdf>. (Accessed 03.05.2018). (In Russ.).
12. Efimov V.A. *Teoreticheskie osnovy razlivki stali* [Theoretical foundations of steel casting]. Kiev: Izd-vo Akademii nauk Ukrainsoi SSR, 1960, 180 p. (In Russ.).
13. Eron'ko S.P., Bykovskikh S.V. *Razlivka stali: tekhnologiya, oborudovanie* [Steel casting: technology, equipment]. Kiev: Tekhnika, 2003, 216 p. (In Russ.).
14. *INTECO special melting technologies GmbH. Operation Guide*. 8600 Bruck an der Mur AUSTRIA, 660 p.
15. Liu W.C., Yao M., Chen Z.L., Wang S.G. Niobium segregation in Inconel 718. *Journal of Materials Science*. 1999, vol. 34, no. 11, pp. 2583–2586.
16. Shved F.I. *Slitok vakuumnogo dugovogo pereplava* [Bar of vacuum arc remelting]. Chelyabinsk: OOO "Izd-vo Tat'yany Lur'e", 2009, 428 p. (In Russ.).
17. *Defekty stali* [Steel defects]. Novokshchenova S.M., Vinograd M.I. eds. Moscow: Metallurgiya, 1984, 199 p. (In Russ.).
18. Galkin A.N. *Issledovanie vliyaniya teplofizicheskikh uslovii zatverdevaniya i formy slitka dlya polykh zagotovok na ego stroenie i raspredelenie nemetallicheskh vklyuchenii: Avtoref. dis. ... kand. tekhn. nauk: 05.16.02* [Investigation of the influence of thermophysical conditions of solidification and bar shape for hollow billets on its structure and distribution of non-metallic inclusions: Extended Abstract of Cand. Sci. Diss.]. Volgograd, 2015, 18 p. (In Russ.).
19. Kaputkina E.A. *Atlas defektov stali* [Atlas of steel defects]. Bernshtein M.L. ed. Moscow: Metallurgiya, 1979, 188 p. (In Russ.).
20. Zubarev K.A., Kotelnikov G.I., Titova K.O., Semin A.E., Mikhailov M.A. Prediction of liquidus temperature of nickel-based complex alloyed steels. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2016, vol. 59, no. 9, pp. 644–649. (In Russ.).
21. Valuev D.V. *Razlivka i kristallizatsiya stali i splavov* [Casting and crystallization of steel and alloys]. Tomsk: izd. Tomskogo politekhnicheskogo universiteta, 2009, 235 p. (In Russ.).

Information about the authors:

A.I. Demchenko, Master of main Production
(a.demchenko@ruspolumet.ru)

E.N. Korzun, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor, Head of R & D Department (e.korzun@ruspolumet.ru)

E.A. Chernyshov, Dr. Sci. Eng, Professor of the Chair "Metallurgical Technology and Equipment" (nil_st@nntu.ru)

Received February 22, 2018

Revised September 12, 2018

Accepted January 25, 2019

УДК 669.02/09:533.6

АЭРОДИНАМИКА СТРУЙ, ВЗАИМОДЕЙСТВУЮЩИХ С ПЛОСКОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

*Прибытков И.А., к.т.н., профессор кафедры энергоэффективных и ресурсосберегающих
промышленных технологий (temp@isis.ru)*

*Кондрашенко С.И., ассистент кафедры энергоэффективных и ресурсосберегающих
промышленных технологий (stas.misis@yandex.ru)*

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»
(119049, Россия, Москва, Ленинский пр., 4)

Аннотация. Проведено исследование особенностей развития одиночной свободной струи высокотемпературного азота при взаимодействии с плоской поверхностью. Расчет процесса теплообмена при нагреве атакующими струями весьма трудно реализовать аналитически в силу сложности газодинамических процессов, протекающих как в одиночной струе, так и в системе струй, взаимодействующих с металлом. Сложности расчета усугубляются тем, что струя как таковая при взаимодействии с поверхностью исчезает. С поверхностью взаимодействует настильный (веерный) поток, форма, аэродинамические свойства и тепловое состояние которого резко отличаются от таковых для первоначальной струи. Исследования проводились на основании численного моделирования в версии программно-вычислительного комплекса для мультифизического моделирования FloEFD, основанного на решении уравнений газодинамики и теплообмена. Решаемая система уравнений состояла из уравнения Навье-Стокса, уравнений энергии и неразрывности и была дополнена $k-\epsilon$ моделью турбулентности. Разработана трехмерная модель для моделирования, заданы необходимые свойства, начальные и граничные условия. При исследовании аэродинамики одиночной высокотемпературной струи, взаимодействующей с поверхностью, основными определяющими величинами являлись: скорость истечения азота из сопла U_0 , температура азота T , внутренний диаметр сопла d_0 , расстояние от среза сопла до поверхности h , расстояние от критической точки (точки пересечения оси струи с поверхностью) по радиусу потока r . Представлены данные уменьшения скорости газа по мере развития струи из-за потери начальной энергии на вовлечение в движение неподвижного окружающего газа. Исследования показали, что увеличение начальной скорости истечения газа приближает к поверхности область более высоких скоростей как в самой струе, так и в веерном потоке. Этот фактор способствует интенсификации теплообмена. Кроме того, высокие скорости увеличивают общую толщину веерного потока и снижают толщину гидродинамического пограничного слоя, которая возрастает по мере удаления от критической точки.

Ключевые слова: струйный нагрев, струи, веерный поток, конвективный нагрев, численное моделирование, поля скоростей.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-263-269

ВВЕДЕНИЕ

Струйный конвективный нагрев является весьма перспективным способом организации процесса передачи теплоты от газообразного теплоносителя к нагреваемым изделиям. Его использование имеет целый ряд преимуществ по сравнению с другими схемами организации движения газообразного теплоносителя относительно поверхности нагреваемого изделия: высокая интенсивность теплообменного процесса, снижение времени нагрева, уменьшение габаритов нагревательных устройств и затрат на их строительство, облегчение условий работы теплового ограждения этих устройств, возможность создания малоинерционного перехода с одного температурного режима на другой и др. [1 – 5].

Применение высокоскоростных и высокотемпературных горелок (скоростных горелок) рекуперативного и регенеративного типов в нагревательных печах прокатного производства заводов черной металлургии позволило, в частности, снизить угар металла в процессе

нагрева, сократить затраты топливно-энергетических ресурсов и повысить качество нагрева металла [6 – 8].

Вместе с тем струйный конвективный нагрев имеет объективные недостатки: локальность подвода теплоты, опасность перегрева металла, иногда более разветвленную сеть трубопроводов. Однако итоговое сравнение преимуществ и недостатков использования струйного конвективного нагрева указывает на перспективность его применения. К тому же даже для нагрева массивных в тепловом отношении тел разработаны способы снижения и минимизации отрицательного воздействия локальности подвода теплоты [9 – 13].

Из достаточно большого перечня схем струйного конвективного нагрева можно выделить нагрев атакующими (ударными) струями [14], основной особенностью которого является выраженная направленность высокотемпературных и высокоскоростных струй на поверхность нагреваемого металла. В этом случае струи теплоносителя могут выполнять и роль турбулизатора потока греющих газов, движущихся параллельно поверхности.

Расчет процесса теплообмена при нагреве атакующими струями весьма трудно реализовать аналитически в силу сложности газодинамических процессов, протекающих как в одиночной струе, так и в системе струй, взаимодействующих с металлом. Сложности расчета усугубляются еще и тем, что струя как таковая при взаимодействии с поверхностью исчезает. С поверхностью взаимодействует настильный (веерный) поток, форма, аэродинамические свойства и тепловое состояние которого резко отличаются от таковых для первоначальной струи. Как и в случае движения неограниченного потока вдоль плоской поверхности вблизи последней образуется гидродинамический пограничный слой. Однако структура течения в веерном потоке принципиально иная.

Веерный поток, распространяющийся в пространстве с неподвижной средой, должен иметь две границы с нулевой скоростью (рис. 1).

Вблизи поверхности формируется гидродинамический пограничный слой $\delta(x)$, однако величина скорости в нем изменяется от нуля на поверхности до некоторого максимального значения. За пределами границы $\delta(x)$ скорость уменьшается снова до нулевого значения (точка Б), выше которой находится неподвижная среда [15–18]. Толщина веерного потока между точками А и Б характеризуется тем, что, во-первых, она изменяется вниз по течению, во-вторых, в ее пределах происходит перестройка профиля скорости движения газа. Совершенно ясно, что такая структура течения имеет место в области уже сформировавшегося веерного потока. Картина течения является более сложной в переходной области от струйного течения к веерному потоку.

Рассмотренные отличия позволяют сделать по крайней мере два вывода: 1 – расчет конвективной теплоотдачи при взаимодействии струи с граничной поверхностью представляется более сложным; 2 – методика расчета конвективной теплоотдачи в этом случае должна базироваться на факторах (режим движения, толщина гидродинамического и теплового пограничных

слоев и др.), характерных именно для веерного потока. Аналитический расчет характерных для веерного потока величин не представляется возможным из-за сложности характера течения, поэтому актуальной задачей является исследование аэродинамики и теплового состояния газа внутри веерного потока.

Целью настоящей работы является исследование скоростных полей веерного потока численным методом решения основных дифференциальных уравнений движения реальной жидкости с использованием программного комплекса [19, 20]. Расчеты проводили для случая истечения одиночной струи нагретого азота, направленной по нормали к плоской поверхности, величина площади которой существенно превосходит начальную площадь поперечного сечения струи на срезе сопла.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ И РЕЗУЛЬТАТЫ

Основными определяющими величинами являлись: скорость истечения азота из сопла U_0 , температура азота T , внутренний диаметр сопла d_0 , расстояние от среза сопла до поверхности h , расстояние от критической точки (точки пересечения оси струи с поверхностью) по радиусу потока R .

Ниже приведены некоторые результаты решения сформулированной задачи. На рис. 2 в качестве примера представлены структура течения струи азота при взаимодействии с поверхностью и поля скоростей для случая: $U_0 = 30$ м/с, $T = 700$ °С, $d_0 = 0,05$ м при относительном расстоянии $h/d_0 = 10$ и температуре окружающей среды 20 °С.

Наблюдаются (рис. 2, а) две области течения газа: область струйного течения и область веерного потока. Толщина веерного потока меньше диаметра струи на всем расстоянии от среза сопла до поверхности. Скорость газа уменьшается по мере развития струи из-за потери начальной энергии на вовлечение в движение неподвижного окружающего газа. Отчетливо видна область начального участка струи (рис. 2, а), в которой сохраняется наибольшая скорость движения азота. По

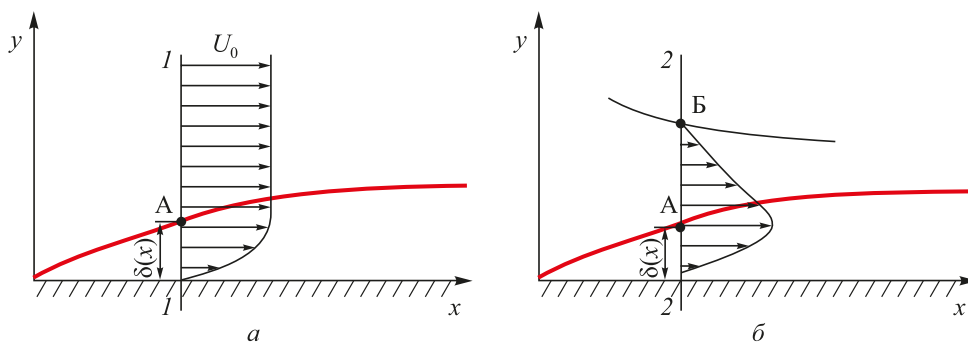


Рис. 1. Структура гидродинамического пограничного слоя:
а – поток бесконечен в направлении координаты y ; б – веерный поток

Fig. 1. Structure of the hydrodynamic boundary layer:
а – the flow is infinite in direction of y coordinate; б – fan flow

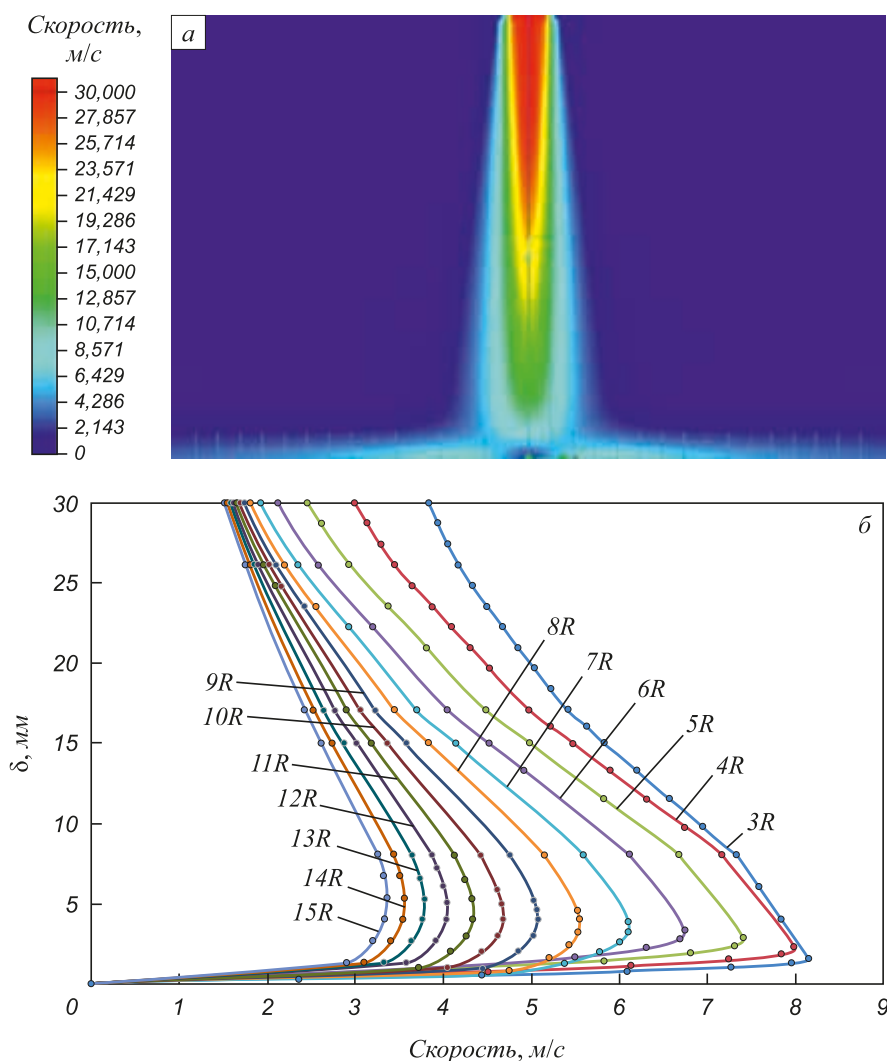


Рис. 2. Структура течения струи азота при взаимодействии с поверхностью (а) и распределение действительной скорости в веерном потоке (б)

Fig. 2. Structure of the nitrogen jet flow during interaction with the surface (a) and distribution of actual velocity in the fan flow (b)

мере растекания веерного потока скорость газа снижается. Следует отметить, что при выбранных условиях скорость веерного потока существенно ниже начальной скорости истечения газа из сопла, что должно отразиться на интенсивности конвективной теплоотдачи. На рис. 2, б представлены кривые распределения скорости газа по толщине веерного потока при различных значениях текущего радиуса потока. Следует отметить, что все кривые имеют максимум, расположенный вблизи поверхности. Расстояние максимума от поверхности вглубь веерного потока при каждом значении текущего радиуса характеризует толщину собственно гидродинамического пограничного слоя, вне пределов которого расположена основная область веерного потока с более низким темпом изменения скорости. Толщина гидродинамического пограничного слоя при выбранных условиях весьма мала, толщина же основного веерного потока соизмерима с внутренним диаметром сопла.

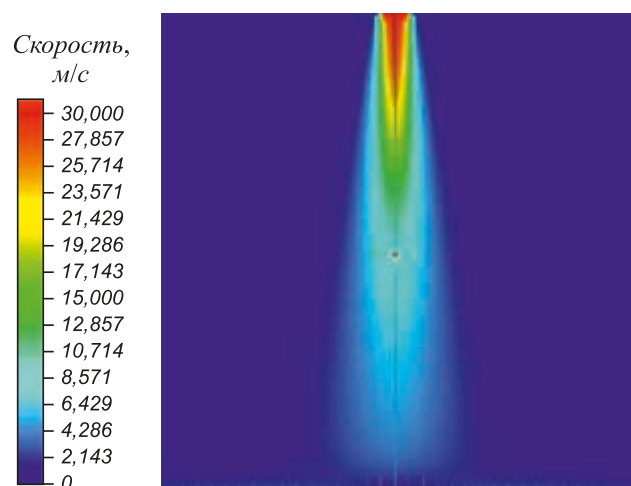


Рис. 3. Структура течения струи азота при взаимодействии с поверхностью при $U_0 = 30$ м/с, $T = 700$ °C, $d_0 = 0,05$ м, $h/d_0 = 25$

Fig. 3. Structure of the nitrogen jet flow during interaction with the surface at $U_0 = 30$ m/s, $T = 700$ °C, $d_0 = 0.05$ m, $h/d_0 = 25$

Увеличение относительного расстояния от среза сопла изменяет картину течения. На рис. 3 при $h/d_0 = 25$ видно, что струя распространяется практически как свободная, веерный поток не имеет выраженного характера.

Картина развития течения при более высокой скорости показана на рис. 4 ($h/d_0 = 10$; $U_0 = 100$ м/с, $T = 700$ °С). Увеличение начальной скорости истечения газа приближает к поверхности область более высоких скоростей как в самой струе, так и в веерном потоке. Кроме того, высокие скорости (рис. 4, б) увеличивают общую толщину веерного потока и снижают толщину гидродинамического пограничного слоя, которая возрастает по мере удаления от критической точки.

С точки зрения интенсификации конвективной теплоотдачи рациональнее иметь в зоне пристеночного движения повышенные скорости.

На рис. 5 показана структура течения и поля скоростей при $h/d_0 = 5$, то есть в конце начального участка струи. Видно, что высокие скорости течения наблюдаются и в области критической точки.

Выводы

Аэродинамика веерного потока принципиально отличается от таковой в струе после ее встречи с плоской поверхностью. Расчет конвективной теплоотдачи при струйном конвективном нагреве должен базироваться на факторах, характерных для веерного потока

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Асатуров В.Н., Краснокутский П.Г., Берковская П.С. Скоростной струйный нагрев металла. – Киев: Техника, 1984. – 120 с.
2. Абрамович Г.Н. Теория турбулентных струй. – М.: ЭКОЛИТ, 2011. – 720 с.
3. Тимошпольский В.И., Трусова И.А., Ратников П.Э. Возможности применения струйного нагрева металла перед прокаткой // Литье и металлургия. 2007. № 2. С. 63 – 66.
4. Polat S., Huang B., Mujumdar A.S., Douglas W.J.M. Numerical flow and heat transfer under impinging jets // Annual Review of Numerical Fluid Mechanics and Heat Transfer. 1989. No. 2. P. 157 – 197.
5. Асатуров В.Н. Интенсификация тепловой работы нагревательных печей. – В кн.: Материалы 2-й международной кон-

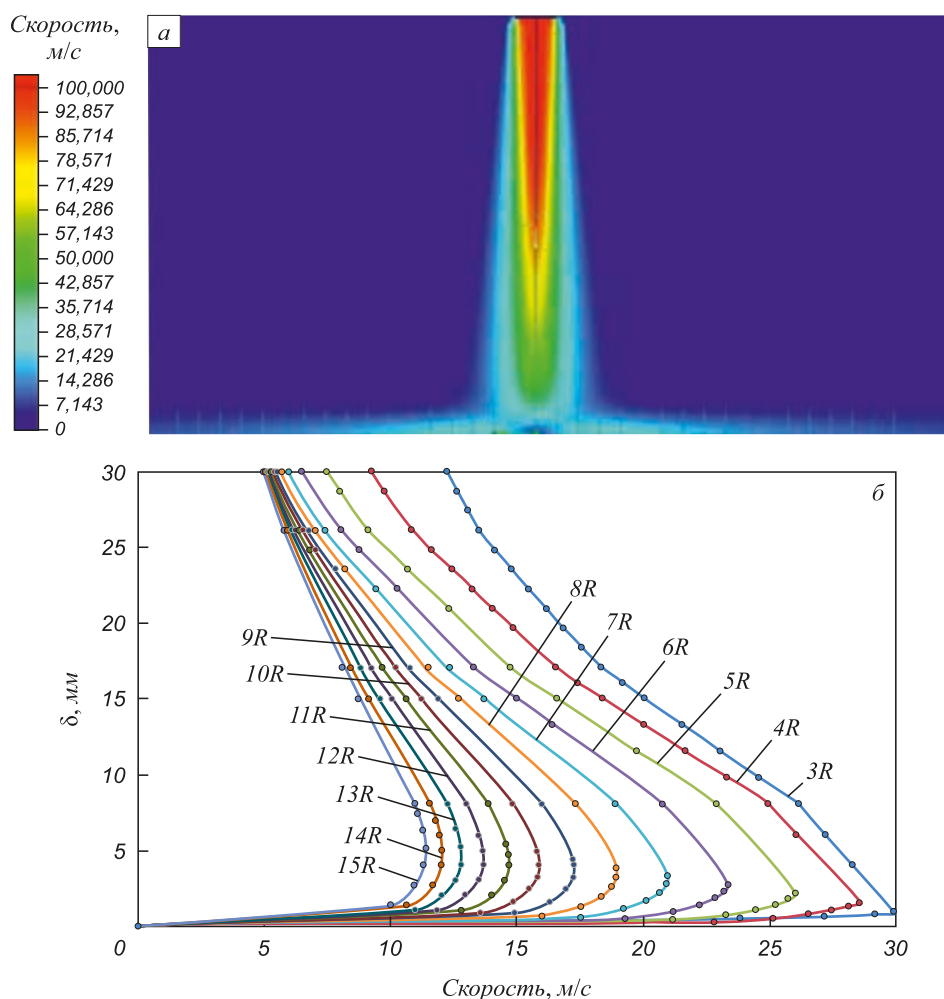


Рис. 4. Структура течения струи азота при взаимодействии с поверхностью (а) и распределение скорости в гидродинамическом пограничном слое (б) при $U_0 = 100$ м/с, $T = 700$ °С, $d_0 = 0,05$ м, $h/d_0 = 10$

Fig. 4. Structure of the nitrogen jet flow during interaction with the surface (a) and velocity distribution in the hydrodynamic boundary layer (b) with $U_0 = 100$ m/s, $T = 700$ °С, $d_0 = 0.05$ m, $h/d_0 = 10$

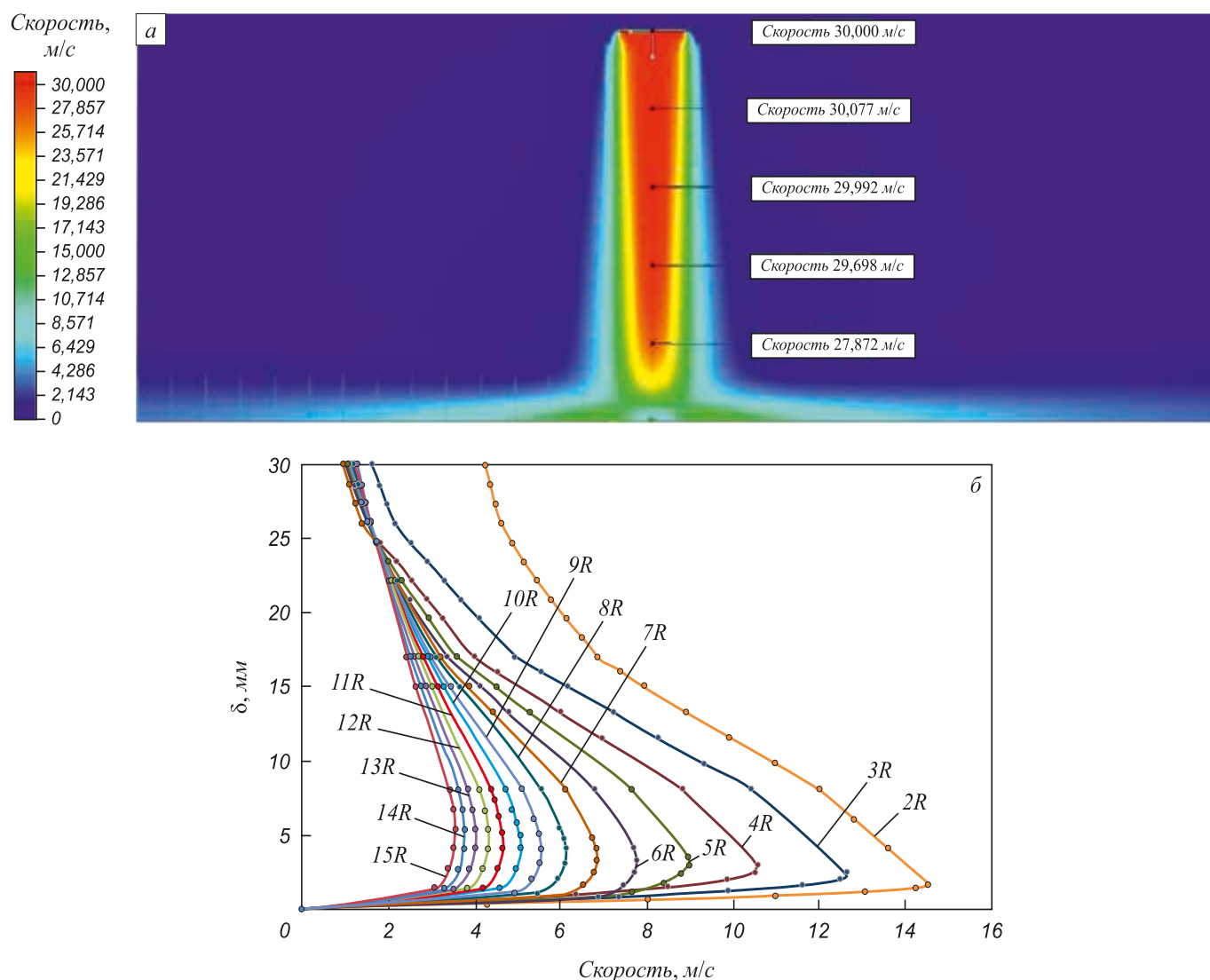


Рис. 5. Структура течения струи азота при взаимодействии с поверхностью (а) и распределение скорости в гидродинамическом пограничном слое (б) при $U_0 = 30 \text{ м/с}$, $T = 700 \text{ }^\circ\text{C}$, $d_0 = 0,05 \text{ м}$, $h/d_0 = 5$

Fig. 5. Structure of the nitrogen jet flow during interaction with the surface (a) and velocity distribution in the hydrodynamic boundary layer (b) at $U_0 = 30 \text{ m/s}$, $T = 700 \text{ }^\circ\text{C}$, $d_0 = 0.05 \text{ m}$, $h/d_0 = 5$

- ференции «Автоматизированные печные агрегаты и энергосберегающие технологии в металлургии». – М.: МИСиС, 2002. С. 36 – 40.
6. Cadena-Ramírez A., Favela-Contreras A., Dieck-Assad G. Modeling and simulation of furnace pulse firing improvements using fuzzy control // Simulation. 2017. Vol. 93. No. 6. P. 477 – 487.
 7. Курносов В.В., Шульц Л.А. Проблемы безокислительного необезуглероживающего высокотемпературного нагрева стали в топливных печах и возможные пути их решения // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 11. С. 10 – 14.
 8. Вохмяков А.М., Казяев М.Д., Казяев Д.М. Исследование конвективного теплообмена в проходной печи, оснащенной скоростными горелками // Цветные металлы. 2011. № 12. С. 89 – 93.
 9. Прибытков И.А. Об особенности импульсно-скоростного нагрева сверхмассивных в тепловом отношении тел. – В кн.: Материалы XVI международной конференции «Теплотехника и энергетика в металлургии», НМетАУ, г. Днепропетровск, Украина. – Днепропетровск: НМетАУ, 2011. С. 74 – 75.
 10. Прибытков И.А. Расчет теплового состояния металла при импульсно-скоростном нагреве // Изв. вуз. Черная металлургия. 1995. № 1. С. 53 – 56.
 11. Прибытков И.А. Энергосберегающие способы нагрева металла на основе использования струй. – В кн.: Сб. науч. трудов конференции «Автоматизированные печные агрегаты и энергосберегающие технологии в металлургии». – М.: МИСиС, 2002. С. 375 – 390.
 12. Курносов В.В., Васильев В.М., Кондрашенко С.И. Исследование системы охлаждения печи обжига огнеупорных изделий. – В кн.: Труды IV Всероссийской научно-практической конференции «Теплотехника и информатика в образовании, науке и производстве (ТИМ-2015)» (г. Екатеринбург, 26-27 марта 2015 г.). – Екатеринбург: УрФУ, 2015. С. 68 – 71.
 13. Lisenko V.G., Shleimovich E.M. Improving the thermal characteristics of furnaces and the operating conditions of the lining by improving direct-flame-impingement methods for intensifying the heating of metal // Refractories and Industrial Ceramics. 2013. Vol. 54. No. 3. P. 188 – 195.
 14. Hu L., Lv Y., Tang K., Richards G. An improved methodology for pulse combustion with programmable timing sequence used in reheating furnaces // ISIJ International. 2017. Vol. 57. No. 12. P. 2266 – 2268.
 15. Bula Antonio J., Rahman Muhammad M., Leland John E. Numerical modeling of conjugate heat transfer during impingement of free

- liquid jet issuing from a slot nozzle // Numerical Heat Transfer, Part A: Applications. An International Journal of Computation and Methodology. 2000. Vol. 38. No. 1. P. 45 – 66.
16. Gardon R., Akfirat J. Heat Transfer Characteristics of Impinging Two-Dimensional Air Jets // Trans. ASME. J. Heat Transfer. 1966. No. 88. P. 101 – 108.
 17. Michalke A. On spatially growing disturbances in an inviscid shear layer // J. Fluid Mechanics. 1965. Vol. 23. No. 3. P. 521 – 544.
 18. Liepmann D., Gharib M. The role of streamwise vorticity in the near-field entrainment of round jets // J. Fluid Mechanics. 1992. Vol. 245. P. 643 – 668.

19. Liu Y.J., Li J.D., Misra R.D.K., Wang Z.D., Wang G.D. A numerical analysis of slab heating characteristics in a rolling type reheating furnace with pulse combustion // Applied Thermal Engineering. 2016. Vol. 107. P. 1304 – 1312.
20. Yue K., Cheng L., Liu H., Wang Y. Analysis of jet blast impact of embarked aircraft on deck takeoff zone // Aerospace Science and Technology. 2015. Vol. 45. P. 60 – 66.

Поступила в редакцию 4 декабря 2018 г.

После доработки 5 февраля 2019 г.

Принята к публикации 7 февраля 2019 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2019. Vol. 62. No. 4, pp. 263–269.

AERODYNAMICS OF JETS INTERACTING WITH A FLAT SURFACE

I.A. Pribytkov, S.I. Kondrashenko

National University of Science and Technology “MISIS” (MISIS),
Moscow, Russia

Abstract. In this paper, the development features of a single free jet of high-temperature nitrogen interacting with a flat surface were studied. Calculation of the heat exchange process during heating by the attacking jets is very difficult to implement analytically due to complexity of the gas-dynamic processes occurring both in a single jet and in a system of jets interacting with the metal. The computational difficulties are aggravated by the fact that when interacting with the surface the jet as such disappears. The flat (fan) flow interacts with the surface: form, aerodynamic properties and thermal state of the flow strongly differ from those of the original jet. The studies were conducted on the basis of numerical simulation in the FloEFD software and computing complex for multiphysical simulation based on solution of the equations of gas dynamics and heat transfer. The solved system of equations consisted of Navier-Stokes equations, equations of energy and continuity and was supplemented by $k-\varepsilon$ turbulence model. A three-dimensional model was developed for simulation, the necessary properties, initial and boundary conditions were specified. In the study of aerodynamics of a single high-temperature jet interacting with the surface, the main defining values were: nitrogen flow rate from the nozzle U_0 , nitrogen temperature T , internal diameter of the nozzle d_0 , distance from the nozzle section to the surface h , distance from the critical point (point of intersection of the jet axis with the surface) along the flow radius r . Data on the gas velocity decrease as the jet develops due to the loss of initial energy to engage the motionless surrounding gas in motion, is presented. The studies have shown that increase in the initial velocity of gas outflow brings the area of higher velocities closer to the surface both in the jet itself and in the fan jet. This factor contributes to heat transfer intensification. In addition, high speeds increase the total thickness of the fan flow and reduce the thickness of hydrodynamic boundary layer, which increases with distance from the critical point.

Keywords: jet heating, jets, fan flow, convective heating, numerical simulation, fields of velocity.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-263-269

REFERENCES

1. Astsaturov V.N., Krasnokutskii P.G., Berkovskaya P.S. *Skorostnoi struinyi nagrev metalla* [High-speed jet heating of metal]. Kiev: Tekhnika, 1984, 120 p. (In Russ.).
2. Abramovich G.N. *Teoriya turbulentnykh strui* [Theory of turbulent jet]. Moscow: EKOLIT, 2011, 720 p. (In Russ.).
3. Timoshpol'skii V.I., Trusova I.A., Ratnikov P.E. Possibilities of application of metal jet heating before rolling. *Lit'e i metallurgiya*. 2007, no. 2, pp. 63–66. (In Russ.).

4. Polat S., Huang B., Mujumdar A.S., Douglas W.J.M. Numerical flow and heat transfer under impinging jets. *Annual Review of Numerical Fluid Mechanics and Heat Transfer*. 1989, no. 2, pp. 157–197.
5. Astsaturov V.N. Intensification of thermal work of heating furnaces. In: *Materialy 2-i mezhdunarodnoi konferentsii "Avtomatizirovannye pechnye agregaty i energosberegayushchie tekhnologii v metallurgii"* [Coll. of Sci. Works of the Conf. "Automated Furnaces and Energy-Saving Technologies in Metallurgy"]. Moscow: MISiS, 2002, pp. 36–40. (In Russ.).
6. Cadena-Ramírez A., Favela-Contreras A., Dieck-Assad G. Modeling and simulation of furnace pulse firing improvements using fuzzy control. *Simulation*. 2017, vol. 93, no. 6, pp. 477–487.
7. Kurnosov V.V., Shul'ts L.A. High temperature nonoxidizing nondecarburizing heating of steel in combined fuel furnaces: problems and decisions. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2012, no. 11, pp. 10–14. (In Russ.).
8. Vokhmyakov A.M., Kazyayev M.D., Kazyayev D.M. Investigation of convective heat transfer in a through furnace equipped with high-speed burners. *Tsvetnye metally*. 2011, no. 12, pp. 89–93. (In Russ.).
9. Pribytkov I.A. On the features of pulse-fast heating of thermally superheavy bodies. In: *Materialy XVI mezhdunarodnoi konferentsii "Teplotekhnika i energetika v metallurgii"*, NMetAU, g. Dnepropetrovsk, Ukraina [Materials of the XVI Int. Conf. "Heat and Power Engineering in Metallurgy", NMetAU, Dnepropetrovsk, Ukraine]. Dnepropetrovsk: NMetAU, 2011, pp. 74–75. (In Russ.).
10. Pribytkov I.A. Calculation of metal thermal state at pulse-speed heating. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 1995, no. 1, pp. 53–56. (In Russ.).
11. Pribytkov I.A. Energy-saving methods of metal heating based on the use of jets. In: *Sb. nauchn. trudov konferentsii "Avtomatizirovannye pechnye agregaty i energosberegayushchie tekhnologii v metallurgii"* [Coll. of Sci. Works of the Conf. "Automated Furnaces and Energy-Saving Technologies in Metallurgy"]. Moscow: MISiS, 2002, pp. 375–390. (In Russ.).
12. Kurnosov V.V., Vasil'ev V.M., Kondrashenko S.I. Investigation of the refractory kiln cooling system. In: *Trudy IV Vserossiiskoi nauchno-prakticheskoi konferentsii "Teplotekhnika i informatika v obrabotke i proizvodstve (TIM-2015)"* (g. Ekaterinburg, 26-27 marta 2015 g.) [Proc. of the IV All-Russ. Sci. and Pract. Conf. "Heat Engineering and Computer Science in Education, Science and Production (TIM-2015)" (Ekaterinburg, March 26-27, 2015)]. Ekaterinburg: UrFU, 2015, pp. 68–71. (In Russ.).
13. Lisienko V.G., Shleimovich E.M. Improving the thermal characteristics of furnaces and the operating conditions of the lining by improving direct-flame-impingement methods for intensifying the heating of metal. *Refractories and Industrial Ceramics*. 2013, vol. 54, no. 3, pp. 188–195.
14. Hu L., Lv Y., Tang K., Richards G. An improved methodology for pulse combustion with programmable timing sequence used in reheating furnaces. *ISIJ International*. 2017, vol. 57, no. 12, pp. 2266–2268.

15. Bula Antonio J., Rahman Muhammad M., Leland John E. Numerical modeling of conjugate heat transfer during impingement of free liquid jet issuing from a slot nozzle. Numerical Heat Transfer, Part A: Applications. *An International Journal of Computation and Methodology*. 2000, vol. 38, no. 1, pp. 45–66.
16. Gardon R., Akfirat J. Heat transfer characteristics of impinging two-dimensional air jets. *Trans. ASME. J. Heat Transfer*. 1966, no. 88, pp. 101–108.
17. Michalke A. On spatially growing disturbances in an inviscid shear layer. *J. Fluid Mechanics*. 1965, vol. 23, no. 3, pp. 521–544.
18. Liepmann D., Gharib M. The role of streamwise vorticity in the near-field entrainment of round jets. *J. Fluid Mechanics*. 1992, vol. 245, pp. 643–668.
19. Liu Y.J., Li J.D., Misra R.D.K., Wang Z.D., Wang G.D. A numerical analysis of slab heating characteristics in a rolling type reheating furnace with pulse combustion. *Applied Thermal Engineering*. 2016, vol. 107, pp. 1304–1312.
20. Yue K., Cheng L., Liu H., Wang Y. Analysis of jet blast impact of embarked aircraft on deck takeoff zone. *Aerospace Science and Technology*. 2015, vol. 45, pp. 60–66.

Information about the authors:

I.A. Pribytkov, Cand. Sci. (Eng.), Professor of the Chair “Energy-Efficient and Resource-Saving Industrial Technologies” (temp@misis.ru)

S.I. Kondrashenko, Assistant of the Chair “Energy-Efficient and Resource-Saving Industrial Technologies” (stas.misis@yandex.ru)

Received December 4, 2018

Revised February 5, 2019

Accepted February 7, 2019

УДК 669.141.246:621.774.2

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ В БОЙКАХ РАЗЛИЧНОЙ КОНСТРУКЦИИ УСТАНОВКИ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ И ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПОЛУЧЕНИИ ЛИСТОВ ИЗ СТАЛИ ДЛЯ СВАРНЫХ ТРУБ

Лехов О.С.¹, д.т.н., профессор кафедры инжиниринга и профессионального обучения в машиностроении и металлургии (MXLehov38@yandex.ru)

Михалев А.В.¹, старший преподаватель кафедры металлургии, сварочного производства и методики профессионального обучения

Шевелев М.М.², начальник лаборатории неразрушающего контроля

¹ Российский государственный профессионально-педагогический университет
(620012, Россия, Екатеринбург, ул. Машиностроителей, 11)

² ЗАО «Центр тепловизионной диагностики»
(620057, Россия, Екатеринбург, ул. Таганская, 56)

Аннотация. Проведена сравнительная оценка напряженного состояния бойков с каналами и без них установки совмещенного процесса непрерывного литья и деформации при получении листов из стали для сварных труб. Изложены условия эксплуатации и нагруженность бойков установки совмещенного процесса непрерывного литья и деформации при получении листов из стали для сварных труб. Дано конструктивное исполнение бойка с каналами для охлаждения водой и характер его нагружения. С использованием алгоритма решения задач теории упругости методом конечных элементов определены закономерности распределения осевых напряжений в бойках от усилия обжатия сляба. Проведена оценка влияния каналов для охлаждения бойков водой на величину и характер распределения в них напряжений от усилия обжатия сляба. Приведены результаты расчета температурных полей, осевых и эквивалентных термоупругих напряжений в бойках с каналами при получении листов из стали для сварных труб на установке совмещенного процесса непрерывного литья и деформации. Кроме того, определены закономерности распределения суммарных напряжений в бойках с каналами. Для оценки влияния конструкции бойков на их напряженное состояние определены закономерности распределения термоупругих и суммарных напряжений в бойках без каналов. Приведен график зависимости термоупругих напряжений в бойке от температуры его контактной поверхности при получении листов из стали для сварных труб на установке. Даны рекомендации для выбора материала бойков. Изложены достоинства и недостатки бойков с каналами установки совмещенного процесса непрерывного литья и деформации. Представлены параметры опытной установки совмещенного процесса непрерывного литья и деформации для получения стальных полос. Приведены результаты экспериментального исследования параметров совмещенного процесса на опытной установке непрерывного литья и деформации ОАО «Уральский трубный завод».

Ключевые слова: установка, бойки, совмещенный процесс, непрерывное литье, деформация, напряжение, усилие обжатия, температура, плотность теплового потока, метод конечных элементов.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-270-275

ВВЕДЕНИЕ

На современном этапе развития металлургического производства все большее распространение получают совмещенные процессы непрерывного литья и деформации, которые позволяют существенно снизить энергоемкость технологических процессов, металлоемкость оборудования, капитальные и эксплуатационные затраты [1 – 10].

РАЗРАБОТКА КОНСТРУКЦИИ БОЙКОВ И ВЫБОР МАТЕРИАЛОВ

Разработана установка совмещенного процесса непрерывного литья и деформации, которая может быть эффективно использована для производства листов из

стали для сварных труб [11, 12]. Бойки такой установки одновременно воспринимают усилия обжатия и температурную нагрузку. В результате интенсификации производства стальных листов для сварных труб и повышения требований к механическим свойствам и состоянию их поверхности возрастает нагруженность бойков установки. Таким образом, актуальной задачей является обоснованный выбор конструктивных параметров и материала бойков, обеспечивающих не только износостойкие свойства, но и способность противостоять циклическим нагрузкам при воздействии термоупругих и механических напряжений.

При разработке конструкции и выборе материала бойков важно учитывать их нагруженность, что позволяет определить напряженное состояние бойков от усилия обжатия и температурной нагрузки при получении

листов для сварных труб. Причем эти расчеты следует выполнить для бойков различного конструктивного исполнения, что позволит более обоснованно выбрать конструктивные параметры и материал бойков с целью повышения их стойкости. Для сравнительной оценки напряженного состояния бойков различной конструкции рассмотрены два вида их конструктивного исполнения: с каналами для их охлаждения и без каналов.

Конструктивное исполнение бойка с каналами и характер его нагружения при получении листов толщиной 3 мм и шириной 2250 мм из стали 09Г2С на установке совмещенного процесса непрерывного литья и деформации дано на рис. 1.

Материал бойка – сталь 45ХНМ. Толщина бойка по верхней поверхности 70 мм, длина 570 мм. Угол наклона рабочей поверхности бойка 12,5 градусов. Диаметр вертикальных каналов для охлаждения водой бойка 20 мм.

РАСЧЕТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

На первом этапе расчета следует определить величины и закономерности распределения осевых напряжений от усилия обжатия в бойках с каналами и оценить влияние каналов на их напряженное состояние. Для определения напряжений в бойках от усилия обжатия использован алгоритм решения краевых задач теории упругости методом конечных элементов в объемной

постановке с использованием пакета ANSYS [11 – 19]. Результаты расчета осевых напряжений в бойках с каналами приведены в таблице.

Следует отметить, что осевые напряжения в бойках с каналами от усилия обжатия распределяются по толщине и длине бойка крайне неравномерно, причем имеют место как сжимающие, так и растягивающие напряжения. Сжимающие напряжения на контактной поверхности бойка в направлении осей Y и Z , равные соответственно -210 и -100 МПа, переходят в области канала в растягивающие величиной 120 и 140 МПа (см. таблицу). Наибольшие растягивающие напряжения наблюдаются в области каналов бойков, причем максимальной величины они достигают в направлении осей Y и Z и составляют 120 – 140 МПа.

На втором этапе расчета следует определить температурные поля и осевые термоупругие напряжения в бойках с каналами. При расчете температурного поля приняты следующие граничные условия:

- на рабочую поверхность бойка с каналами во время обжатия заготовки в течение 0,1364 с действует плотность теплового потока $q = 20$ МВт/(м²·К);
- в каналах осуществляется охлаждение водой с коэффициентом теплоотдачи 7000 Вт/(м²·К) и с температурой воды 35 °С.

Для определения температурных полей и термоупругих напряжений в бойке использован алгоритм, изложенный в работе [20]. Результаты расчета приведены на рис. 2 и в таблице. Во время обжатия заготовки контактная поверхность бойка нагревается до температуры 380 – 400 °С и далее на холостом ходу на глубине 2 – 3 мм уменьшается до 170 – 200 °С. Для рассчитанных полей температур были определены величины и закономерности распределения осевых и эквивалентных термоупругих напряжений в бойках с каналами при обжатии заготовки (см. рис. 2, таблицу).

На контактной поверхности возникают высокие сжимающие термоупругие напряжения, достигающие -730 МПа, которые в области каналов переходят в растягивающие величиной от -110 до -140 МПа (см. таблицу). Представляет интерес распределение в бойках осевых суммарных напряжений от усилия обжатия и температурной нагрузки. Сжимающее суммарное напряжение на контактной поверхности бойка в направлении оси X , равное -280 МПа, в области канала повышается до -530 МПа, а наибольшие суммарные напряжения на контактной поверхности бойка в направлении осей Y и Z , соответственно равные -670 и -780 МПа, в области канала переходят в растягивающие соответственно величиной 180 и 220 МПа (см. таблицу).

Таким образом, каналы для охлаждения бойков не только приводят к возникновению в области канала высоких растягивающих напряжений (до 240 МПа), но и существенно повышают уровень сжимающих суммарных напряжений – до -840 МПа.

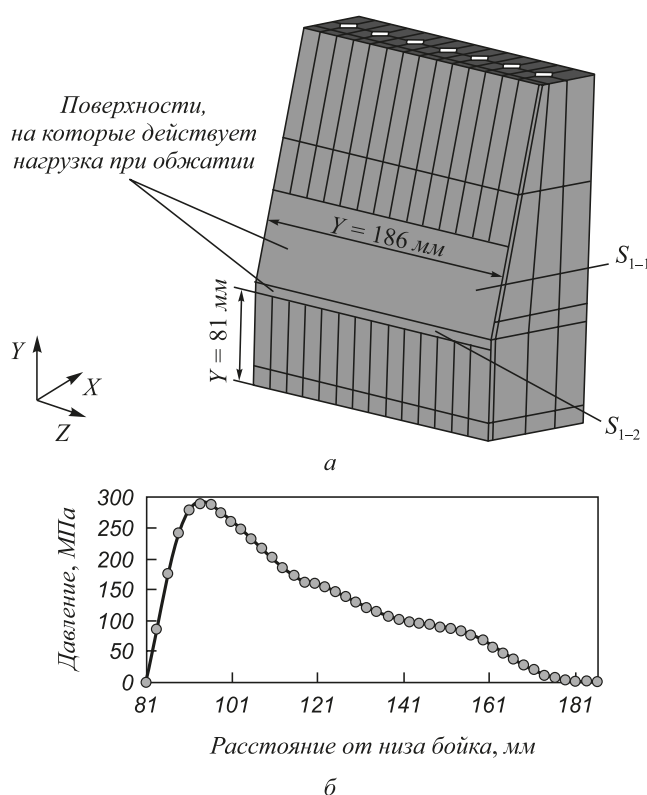


Рис. 1. Геометрия бойка (а) и характер его нагружения (б)

Fig. 1. Anvil geometry (a) and nature of its loading (b)

Напряженное состояние бойков различной конструкции при получении листов из стали для сварных труб на установке непрерывного литья и деформации

Stress state of anvils of various designs when producing steel sheets for welded pipes at continuous casting and deformation plant

Температура контактной поверхности бойка, °C	Напряжения от усилия обжатия, МПа						Термоупругие напряжения, МПа						Суммарные напряжения, МПа					
	SX		SY		SZ		SX		SY		SZ		SX		SY		SZ	
	КП	ОК	КП	ОК	КП	ОК	КП	ОК	КП	ОК	КП	ОК	КП	ОК	КП	ОК	КП	ОК
Боек с каналами, $q = 20 \text{ МВт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$																		
380 – 400	-200	-300	-210	120	-100	140	-50	-530	-600	110	-730	140	-280	-840	-670	180	-780	220
Боек без каналов, $q = 20 \text{ МВт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$																		
510 – 535	-275	–	-233	–	-115	–	-50	–	-831	–	-910	–	-324	–	-967	–	-1033	–
Боек без каналов, $q = 10 \text{ МВт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$																		
310 – 320	-275	–	-233	–	-115	–	-39	–	-410	–	-486	–	-297	–	-592	–	-615	–

Примечание. КП – контактная поверхность стенки бойка с заготовкой; ОК – область канала.

Для оценки влияния конструкции бойков на их напряженное состояние проведены расчеты осевых напряжений, возникающих в бойках без каналов установки при получении листов из стали для сварных труб. В связи с тем, что на температуру рабочей поверхности бойков оказывают влияние плотность теплового потока при обжатии сляба и эффективный коэффициент теплоотдачи во время холостого хода и эти параметры можно определить лишь приближенно путем численного моделирования, расчеты проведены для двух вариантов граничных условий. Для первого варианта расчета температурных полей плотность теплового потока принята равной $20 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$, а эффективный коэффициент теплоотдачи – $2000 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ (верхняя оценка температурных полей и термоупругих напряжений), а для второго

варианта плотность теплового потока уменьшена в два раза (нижняя оценка).

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ РАСЧЕТОВ

Как показали результаты расчета, по первому варианту температура контактной поверхности бойка без каналов составила $510 - 535 \text{ }^\circ\text{C}$, а по второму варианту снизилась до $310 - 320 \text{ }^\circ\text{C}$ (см. таблицу).

Повышение температуры контактной поверхности бойков без каналов до $510 - 535 \text{ }^\circ\text{C}$ привело к возникновению высоких осевых термоупругих напряжений на контактной поверхности в направлении осей Y и Z соответственно величиной -831 МПа и -910 МПа , а суммарных напряжений -967 МПа и -1033 МПа (верхняя оценка).

По второму варианту расчета бойков без каналов снижение температуры их контактных поверхностей до $310 - 320 \text{ }^\circ\text{C}$ привело к снижению максимальных осевых сжимающих термоупругих напряжений в направлении осей Y и Z соответственно до -410 и -486 МПа , а суммарных напряжений – до -592 и -615 МПа (см. таблицу).

Графики зависимости осевых сжимающих термоупругих напряжений в бойках от температуры контактной поверхности приведены на рис. 3. Графики позволяют по экспериментально замеренным температурам контактных поверхностей бойков опытно-промышленной установки при обжатии сляба оценить уровень термоупругих напряжений и более обоснованно выбирать материал бойков с целью повышения их стойкости.

Анализ напряженного состояния системы бойки – полоса при получении листов из стали для сварных труб показал, что для повышения стойкости бойков температура их контактных поверхностей не должна превышать $350 \text{ }^\circ\text{C}$. В этом случае эквивалентное напря-

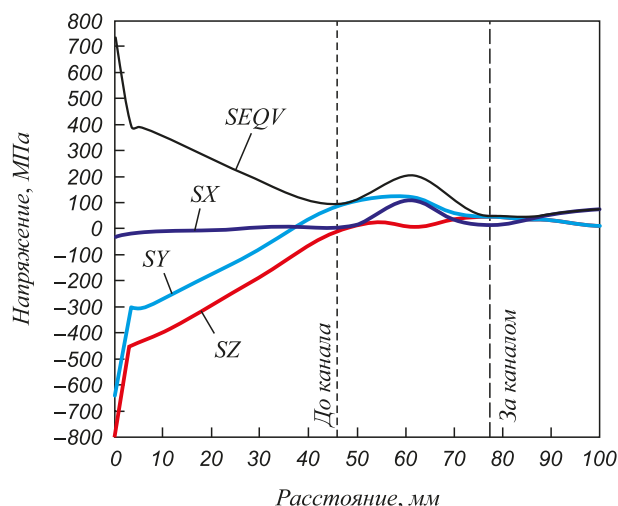


Рис. 2. Характер термоупругих напряжений от воздействия на боек температурного поля при контакте

Fig. 2. Nature of thermoelastic stresses in anvil under impact of temperature field during contact

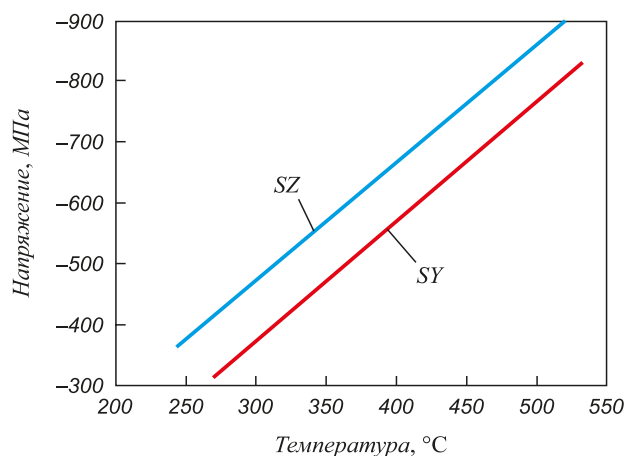


Рис. 3. Зависимость осевых сжимающих термоупругих напряжений в бойках без каналов от температуры контактной поверхности при обжатии сляба

Fig. 3. Dependence of axial compressive thermoelastic stresses in anvils without channels on temperature of contact surface during slab compression

жение по Мизесу будет не более 650 МПа и в качестве материала бойков целесообразно использовать сталь 150 ХНМ, у которой при температуре 300 – 400 °С предел текучести равен 640 – 620 МПа. Также необходимо выбрать систему охлаждения бойков во время холостых ходов, чтобы температура их контактных поверхностей не превышала 350 °С.

Сравнительный анализ напряженного состояния бойков с каналами и без них показал, что каналы являются концентраторами напряжений, поскольку они в области каналов повышают уровень осевых сжимающих напряжений от усилия обжатия и температурной нагрузки, а также приводят к возникновению осевых растягивающих термоупругих напряжений. С другой стороны, каналы в бойках позволяют снизить на 130 °С температуры их контактной поверхности в сравнении с бойками без каналов и, соответственно, снизить максимальные термоупругие напряжения с –910 до –730 МПа, а максимальные осевые суммарные напряжения с –1033 до –780 МПа.

ПРОВЕДЕНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТА

Для оценки результатов теоретических исследований и основных параметров промышленной установки совмещенного процесса непрерывного литья и деформации была спроектирована, изготовлена и установлена на ОАО «Уральский трубный завод» опытная установка для получения полос толщиной 3 – 22 мм и шириной 220 мм из стали для сварных труб [11].

Сечение полости нового медного кристаллизатора 60×180 мм, боковые стенки выполнены полукруглыми с радиусом 30 мм, высота полости 800 мм. Бойки выполнены без каналов для их охлаждения. Угловая скорость вращения эксцентриковых валов 110 мин. Ско-

рость вытягивания сляба из кристаллизатора 2,5 м/мин. Мощность приводного электродвигателя 200 кВт. Экспериментальное исследование совмещенного процесса непрерывного литья и деформации на опытной установке при получении стальных полос позволило оценить конструктивные, технологические, скоростные и энергосиловые параметры установки, определить температуру сляба, получаемого листа и бойков. Толщина тонкого сляба перед обжатием бойками 30 – 40 мм. Температура стальной оболочки, выходящей из кристаллизатора, находилась в диапазоне 1200 – 1270 °С. Скорость вытягивания сляба из кристаллизатора 1,5 – 2,5 м/мин. Температура контактной поверхности бойков после обжатия сляба составила 300 °С. Эта величина соответствует температуре, полученной при расчете температурных полей и термоупругих напряжений в бойках без каналов установки совмещенного процесса непрерывного литья и деформации.

Выводы

Проведен сравнительный анализ напряженного состояния бойков различного конструктивного исполнения при получении на установке совмещенного процесса непрерывного литья и деформации листов из стали для сварных труб. Определены величины и закономерности распределения в бойках с каналами и без них суммарных напряжений от усилия обжатия и температурной нагрузки. Получена зависимость осевых сжимающих термоупругих напряжений в бойках от температуры их контактной поверхности. Разработана и освоена опытная установка непрерывного литья и деформации ОАО «Уральский трубный завод».

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Лехов О.С., Комратов Ю.С. Совмещенные процессы непрерывного литья и деформации для производства проката. – Екатеринбург: изд. УГТУ-УПИ, 2009. – 411 с.
2. Вюнненберг К. Производство непрерывнолитых заготовок, отвечающих высшим требованиям качества. – В кн.: Труды шестого Международного конгресса железа и стали. Т. 3. – М.: Машиностроение, 1990. С. 364 – 376.
3. Кох Г., Копп Р. Прогресс в области деформаций с большими обжатиями // Черные металлы. 1979. № 21. С. 3 – 11.
4. Ямада К., Ватанабе Т., Абе К., Функада Т. Непрерывная разливка заготовок малого сечения // Черные металлы. 1981. № 10. С. 18 – 23.
5. Эренберг Х.-Ю. Литье и обжатие с разливки тонких слябов на заводе фирмы «Маннесман ререн-верке АГ». – В кн.: Металлургическое производство и технология металлургических процессов. – М.: Металлургия, 1990. С. 46 – 56.
6. Sorimachi K., Emi T. Elastoplastic stress analysis of bulging as a major cause of internal cracks in continuously cast slabs // Tetsu to Hagane. 1977. Vol. 63. No. 8. P. 1297 – 1304.
7. Печке Ю., Ноймнетц Д. Способы непрерывного литья, совмещенного с прокаткой // Черные металлы. 1981. № 22. С. 9 – 13.
8. Fujii H., Ohashi T., Hiromoto T. On the formation of the internal cracks in continuously cast slabs // Transact. Iron and Steel Inst. Japan. 1978. Vol. 18. No. 8. P. 510 – 518.

9. Matsumia T., Nakamura Y. Mathematical model of slab bulging during continuous casting. – In: Applied Mathematical, and Physical Models in Iron and Steel Industry Proceedings of the 3rd Process Technological. Conference, Pittsburgh, Pa, 28-31 March 1982. – New York, 1982. P. 264 – 270.
10. Эфрон Л.И. Металловедение в «большой» металлургии. Трубные стали. – М.: Металлургиздат, 2012. – 696 с.
11. Лехов О.С., Михалев А.В. Установка совмещенного процесса непрерывного литья и деформации для производства листов из стали для сварных труб. Теория и расчет. – Екатеринбург: изд. УМЦ УПИ, 2017. – 151 с.
12. Лехов О.С. Исследование напряженно-деформированного состояния системы вальки – полюса при прокатке широкополочной балки в клетях универсально-балочного стана. Сообщение 1 // Изв. вуз. Черная металлургия. 2014. № 10. С. 37 – 41.
13. Зенкевич О., Морган К. Конечные элементы и аппроксимация. – М.: Мир, 1986. – 318 с.
14. Галлагер Р. Метод конечных элементов. Основы. – М.: Мир, 1984. – 432 с.
15. ANSYS. Structural Analysis Guide. Rel. 12.0. <http://www.cadfern.ru>.
16. Норри Д., Фриз Ж. Введение в метод конечных элементов. – М.: Мир, 1981. – 304 с.
17. Работнов Ю.И. Механика деформируемого твердого тела. – М.: Наука, 1979. – 744 с.
18. Мазур В.Л., Хижняк Д.Д. Сопротивление деформации низколегированных сталей // Сталь. 1991. № 8. С. 41 – 43.
19. Хензель А., Шпиттель Т. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением: Справочник. – М.: Металлургия, 1982. – 360 с.
20. Лехов О.С., Михалев А.В., Билалов Д.Х., Шевелев М.М. Напряженное состояние бойков установки непрерывного литья и деформации при получении листов из стали для сварных труб. – В кн.: Материалы XI Международного конгресса прокатчиков. – Магнитогорск: изд. МГТУ, 2017. С. 95 – 100.

Поступила в редакцию 4 июля 2018

После доработки 11 сентября 2018

Принята к публикации 2 ноября 2018

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2019. Vol. 62. No. 4, pp. 270–275.

STRESSES IN ANVILS OF VARIOUS CONSTRUCTION OF CONTINUOUS CASTING AND DEFORMATION PLANT AT PRODUCTION OF SHEETS FROM STEEL FOR WELDED PIPES

O.S. Lekhov¹, A.V. Mikhalev¹, M.M. Shevelev²

¹Russian State Professional Pedagogical University, Ekaterinburg, Russia

²JSC «Center of Thermal Imaging Diagnostics», Ekaterinburg, Russia

Abstract. A comparative assessment of strenuous state of the anvils with and without channels has been carried out for the installation of combined continuous casting and deformation process in the production of steel sheets for welded pipes. The conditions of operation and loading of the anvils of combined continuous casting and deformation process are described. The design of anvil with channels for water cooling and the nature of its loading are given. Using the algorithm for solving problems in the elasticity theory by finite element method, the laws governing the distribution of axial stresses in anvils from the slab reduction force are determined. Effect of the channels for anvils cooling with water on the magnitude and nature of stresses distribution in them from the stress of the slab reduction was estimated. The calculation results of temperature fields and axial and equivalent thermoelastic stresses in anvils with channels are presented for the production process of steel sheets for welded pipes in a combined continuous casting and deformation unit. The article considers regularities of total stresses distribution in anvils with channels. To assess the effect of anvils structure on their stress state, regularities of distribution of thermoelastic and total stresses in strands without channels have been determined. The graph of dependence of thermoelastic stresses in the anvil on temperature of its contact surface is given. Recommendations for choosing the material of the fighters are given. The advantages and disadvantages of the anvils with channels for the unit for combined continuous casting and deformation are described. The parameters of such a pilot installation are presented. The authors also describe the results of an experimental study of the parameters of a combined process at the manufacture installation for continuous casting and deformation of JSC Ural Pipe Plant.

Keywords: installation, anvils, combined process, continuous casting, deformation, stress, compression force, temperature, heat flux density, finite element method.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-270-275

REFERENCES

1. Lekhov O.S., Komratov Yu.S. *Sovmeshchennyye protsessy nepreryvnogo lit'ya i deformatsii dlya proizvodstva prokata* [Combined processes of continuous casting and deformation for rolling stock production]. Ekaterinburg: UGTU-UPi, 2009. 411 p. (In Russ.).
2. Vyunnenberg K. Production of continuously cast billets meeting the highest quality requirements. In: *Trudy shestogo mezhdunarodnogo kongressa zheleza i stali. T. 3* [Proceedings of the Sixth Int. Congress of Iron and Steel. Vol. 3]. Moscow: Mashinostroenie, 1990, pp. 364–376. (In Russ.).
3. Kokh G., Kopp R. Progress in the field of deformations under large compression. *Chernye metally*. 1979, no. 21, pp. 3–11. (In Russ.).
4. Yamada K., Vatanabe T., Abe K., Funkda T. Continuous casting of small section billets. *Chernye metally*. 1981, no. 10, pp. 18–23. (In Russ.).
5. Erenberg Kh.-Yu. Casting and compression from the casting of thin slabs at the factory of “Mannesman Rhenen-Verke AG” Company. In: *Metallurgicheskoe proizvodstvo i tekhnologiya metallurgicheskikh protsessov* [Metallurgical production and technology of metallurgical processes]. Moscow: Metallurgiya, 1990, pp. 46–56. (In Russ.).
6. Sorimachi K., Emi T. Elastoplastic stress analysis of bulging as a major cause of internal cracks in continuously cast slabs. *Tetsu to Hagane*. 1977, vol. 63, no. 8, pp. 1297–1304.
7. Pechke Yu., Noimnerts D. Methods of continuous casting combined with rolling. *Chernye metally*. 1981, no. 22, pp. 9–13. (In Russ.).
8. Fujii H., Ohashi T., Hiromoto T. On the formation of the internal cracks in continuously cast slabs. *Transact. Iron and Steel Inst. Japan*. 1978, vol. 18, no. 8, pp. 510–518.
9. Matsumia T., Nakamura Y. Mathematical model of slab bulging during continuous casting. In: *Applied Mathematical and Physical Models in Iron and Steel Industry Proceedings of the 3rd Process Technological. Conference, Pittsburgh, Pa, 28-31 March 1982*. New York, 1982, pp. 264–270.
10. Efron L.I. *Metallovedenie v “bol'shoi” metallurgii. Trubnye stali* [Metal science in iron and steel making. Pipe steel]. Moscow: Metallurgizdat, 2012, 696 p. (In Russ.).
11. Lekhov O.S., Mikhalev A.V. *Ustanovka sovmeshchennogo protsesa nepreryvnogo litia i deformatsii dlya proizvodstva listov iz stali dlya svarnykh trub. Teoriya i raschet* [Installation of combined

- continuous casting and deformation process for production of steel sheets for welded pipes. Theory and calculation]. Ekaterinburg: izd. UMTs UPI, 2017, 151 p. (In Russ.).
12. Lekhov O.S. Study of stress-strain state of the rolls during rolling of band-beam in the stands of universal beam mill. Report 1. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2014, no. 10, pp. 37–41. (In Russ.).
 13. Zienkiewicz O.C., Morgan K. *Finite Elements and Approximation*. New York: Wiley, 1983, 328 p. (Russ.ed.: Zienkiewicz O.C., Morgan K. *Konechnye elementy i approksimatsiya*. Moscow: Mir, 1986, 318 p.). (In Russ.).
 14. Gallagher R.H. *Finite Element Analysis: Fundamentals*. Prentice-Hall, New Jersey, 1975, 420 p. (Russ.ed.: Gallagher R. *Metod konechnykh elementov. Osnovy*. Moscow: Mir, 1984). (In Russ.).
 15. ANSYS. *Structural Analysis Guide*. Rel. 12.0. Available at URL: <http://www.cadfern.ru>.
 16. Norrie D.H., de Vries G. *An introduction to finite element analysis*. New York: Academic Press, 1978. (Russ.ed.: Norrie D., de Vries G. *Vvedenie v metod konechnykh elementov*. Moscow: Mir, 1981, 304 p.).
 17. Rabotnov Yu.I. *Mekhanika deformiruemogo tverdogo tela* [Mechanics of the deformable solid]. Moscow: Nauka, 1979, 744 p. (In Russ.).
 18. Mazur D.D., Khizhnyak V.L. Low-alloyed steels resistance to deformation. *Stal'*. 1991, no. 8, pp. 41–43. (In Russ.).
 19. Hensel Arno, Spittel Thilo. *Kraft- und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren*. Leipzig, Verlag, 1978. (Russ.ed.: Hensel A., Spittel T. *Raschet energosilovykh parametrov v protsessakh obrabotki metallov davleniem: Sprav.* Moscow: Metallurgiya, 1982, 360 p.).
 20. Lekhov O.S., Mikhalev A.V., Bilalov D.H., Shevelev M.M. Stress state of the anvils of a continuous casting and deformation unit for production of steel sheets for welded pipes. In: *Materialy XI Mezh-dunarodnogo Kongressa Prokatchikov* [Materials of the 11th Int. Congress of Rollers]. Magnitogorsk: izd. MGUTU, 2017, pp. 95–100. (In Russ.).

Information about the authors:

O.S. Lekhov, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair of Engineering and Vocational Training in Machinery and Metallurgy
(MXLehov38@yandex.ru)

A.V. Mikhalev, Senior Lecturer of the Chair of Metallurgy, Welding Production and Methods of Vocational Training

M.M. Shevelev, Head of Nondestructive Testing Laboratory

Received July 4, 2018

Revised September 11, 2018

Accepted November 2, 2018

УДК 669.054.8

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ РАСПЛАВЛЕННОГО ДОМЕННОГО ШЛАКА С ТВЕРДОЙ ФАЗОЙ КРАСНОГО ШЛАМА*

Лебедев А.Б., аспирант кафедры металлургии (2799957@mail.ru)

*Утков В.А., д.т.н., профессор кафедры автоматизации технологических процессов
и производств (UtkovVA@yandex.ru)*

Гутема Е.М., аспирант кафедры металлургии (endalkem5@gmail.com)

Санкт-Петербургский горный университет (СПГУ)

(199106, Россия, г. Санкт-Петербург, Васильевский остров, 21 линия, 2)

Аннотация. Гранулированный доменный шлак устойчиво используют в больших количествах при производстве цемента, в дорожном строительстве, сельском хозяйстве и в других областях техники и технологий. Особенностью процесса его получения является активное взаимодействие расплавленного металлургического шлака с охлаждающей жидкостью. Одновременно и мгновенно происходят затвердевание шлака, а также разрыв массы последнего в атмосфере острого пара на мелкие частицы из-за возникающих критических напряжений. Проблема состоит в том, что при грануляции шлаков, как правило, содержащих серу, в атмосферу выделяется большое количество вредных веществ (оксид серы и сероводород). Их концентрация на рабочих площадках участков грануляции многократно превышает ПДК. Для борьбы с этим явлением в состав охлаждающей жидкости вводят тонкодисперсные дорогостоящие известь или известняк. Это связано с большими затратами на сооружение дробильного, измельчительного и пылеочистного оборудования. К тому же размещение такого оборудования затруднено отсутствием в доменных цехах свободных площадей. В настоящей работе показано, что известь и известняк могут быть заменены тонкодисперсным красным шламом (КШ) – отходом производства глинозема из бокситов. Этот материал также обладает свойствами поглощения из газовой фазы соединений серы. Проблема его переработки является также актуальной задачей. В настоящее время КШ размещается в шламохранилищах, наносящих вред окружающей среде, а разрушение ограждающей дамбы приводит к экологической катастрофе (Венгрия, 2010 г.). В настоящей работе приведены результаты исследования использования КШ. В лабораторных условиях изучали сорбционные свойства КШ шести заводов. Исследовали образцы гранулированного шлака, полученные в процессе взаимодействия с КШ. Проведены лабораторные и промышленные испытания. Обнаружено, что с его помощью концентрация сернистых газов на рабочих площадках грануляции может быть уменьшена на два порядка. Важно, что новый гранулированный шлак, названный в рассматриваемом случае «шламошлаком», не уступает обычному по основным технологическим свойствам.

Ключевые слова: красный шлам, переработка, улучшение экологии, гранулированный шлак, шламошлак, технологические свойства, сокращение выбросов в атмосферу сернистых и парниковых газов.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-276-282

ВВЕДЕНИЕ

Актуальнейшей современной задачей цветной металлургии является замена экологически опасного [1] складирования красного шлама (КШ), отхода производства глинозема из бокситов, его полной переработкой [2]. Производится поиск соответствующих промышленных вариантов [3 – 15]. Одним из них, как показала настоящая работа, является использование КШ при грануляции расплавленных шлаков с целью улучшения экологии производства. При грануляции этих шлаков происходит выделение в атмосферу сернистых газов [16, 17], создающих невыносимые условия труда на участках грануляции. Предотвращение этого явления также является весьма актуальной экологически важной задачей. Гранулированный шлак устойчиво используется в больших количествах при производстве цемента, в дорожном строительстве, сельском хозяй-

стве и в других областях техники и технологий [18 – 22]. При активном взаимодействии расплавленного металлургического шлака с охлаждающей жидкостью одновременно и мгновенно происходят затвердевание шлака и разрыв массы последнего в атмосфере острого пара на мелкие частицы из-за возникающих критических напряжений. В атмосферу выделяются летучие оксиды серы и сероводород. Для борьбы с этим явлением в состав охлаждающей жидкости вводят тонкодисперсные известь или известняк, что связано с большими затратами. Поэтому в настоящее время, практически все рядовые компании занимаются поиском вариантов переработки КШ, чтобы исключить строительство многотоннажных накопителей КШ. Этой работой занимаются передовые научные коллективы России. В настоящей работе доказана способность красных шламов заменять указанные материалы [23 – 30]. Проведены лабораторные и промышленные испытания, которые показали, что концентрация сернистых газов на рабочих площадках грануляции может быть уменьшена на два порядка. Полученный шлак («шламошлак») не уступает обычно-

* Работа проведена при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации (регистрационный номер проекта 11.4098.2017/ПЧ от 01.01.2017).

му гранулированному шлаку по основным технологическим свойствам.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

Цель настоящих исследований – показать сорбционные свойства красного шлака на примере одиннадцати образцов, выявить оптимальную сорбционную емкость в зависимости от состава компонентов материала для улавливания серосодержащего газа, определить режимы, при которых процесс сорбции протекает с наибольшим показателем [1].

Для исследования сорбционных свойств выбрано одиннадцать образцов материала красного шлака, полученного в процессе различных технологий, на разных глиноземных предприятиях. Химический состав по основным компонентам весьма разнообразен, что дает возможность исследовать наиболее широко весь спектр этого материала [2]. Это позволит определить наиболее универсальный состав, с последующей доработкой технологии глиноземного производства, что сделает возможным массово использовать складуемый отработанный материал в полезных для производства целях.

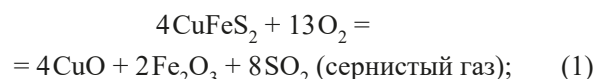
Для сравнения и определения наиболее оптимального состава сорбента предложены образцы шламов, байеровского (образцы 1 – 4 и 7), спекательного (образцы 5, 8 и 11) и байер-спекательного производств (6, 9, 10). Название образцов определяется по месту отгрузки: 1, 2 – НГЗ (Николаевский глиноземный завод); 3 – ЗАалК (Запорожский алюминиевый комбинат); с 4 по 6 – УАЗ (Уральский алюминиевый завод); с 7

по 9 – БАЗ (Богословский алюминиевый завод); 10 – ПАЗ (Павлодарский алюминиевый завод); 11 – БГЗ (Бокситогорский глиноземный завод).

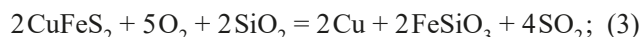
Для определения сорбционной способности красного шлака собрана установка (рис. 1). Конструкция установки состоит из следующих частей:

1 – печь для повышения температуры до 1000 °С и последующей выдержкой в течение 30 мин;

2 – навеска, содержащая медный колчедан для протекания следующих реакций



также возможно протекание реакции с участием соединения SiO_2 и образованием чистой меди:



при дальнейшем взаимодействии с кислородом воздуха протекает реакция (2);

полученный газ (сернистый ангидрид) посредством системы трубопроводов, имеющей соединительные муфты и запирающие вентили, поступает на следующую стадию очистки;

3 – емкость в качестве накопителя, имеющего мерную шкалу для точного определения объема газовой составляющей (при изменении уровня воды накапливает или наоборот избавляется от исследуемой порции вещества);

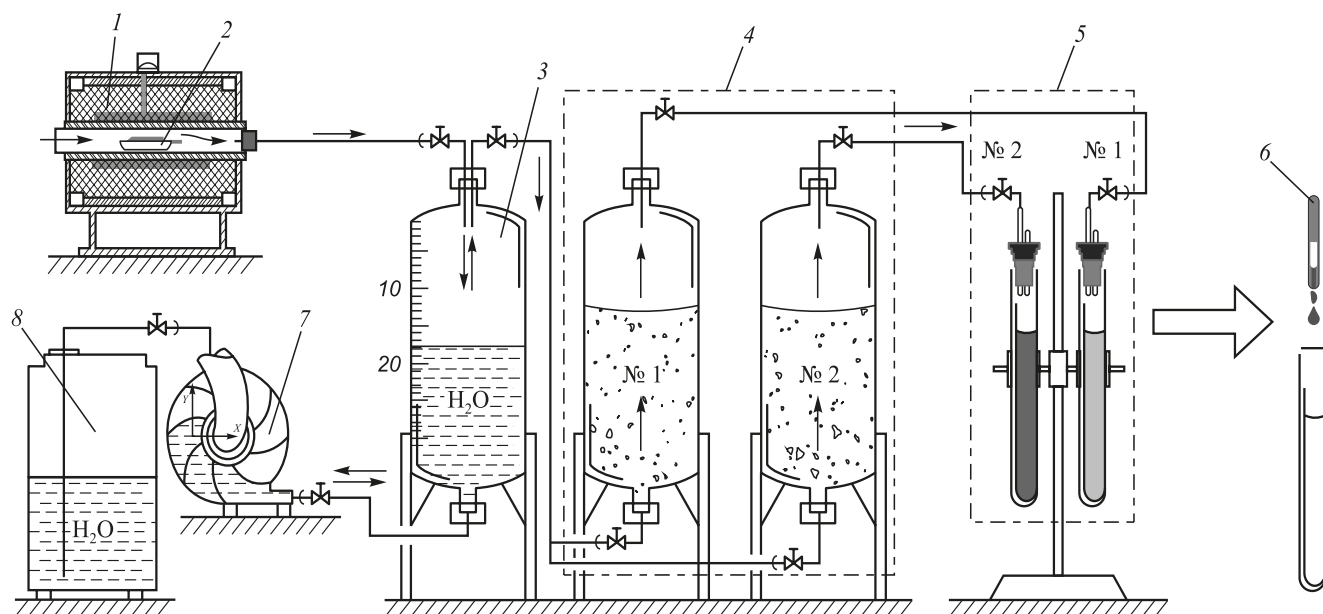


Рис. 1. Установка для анализа степени очистки серосодержащих газов:

1 – печь; 2 – навеска пробы; 3 – накопитель; 4 – фильтры; 5 – проба после очистки; 6 – анализ; 7 – насос; 8 – емкость с водой

Fig. 1. Installation for analysis of purification degree of sulfur-containing gases:

1 – furnace; 2 – sample weight; 3 – storage; 4 – filters; 5 – sample after cleaning; 6 – analysis; 7 – pump; 8 – water tank

серный ангидрид поступает в проходной сосуд в одностороннем порядке, где происходит накапливание загрязненного воздуха с фиксированной концентрацией серосодержащих соединений;

4 – две емкости для забора газовой составляющей; функциональное разделение на максимально возможную очистку, которая выполняется в емкости с наилучшим сорбентом, содержащим один из образцов (красный шлак), и на очистку, которая выполняется в соседней емкости, для последующего сравнения с другими образцами;

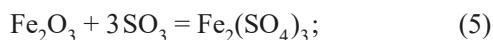
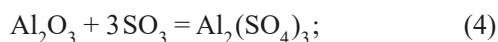
5 – отбор в специальные емкости и последующее сравнение степени очистки проб;

6 – инструмент для дозирования раствора (стандарт – титр йода $C(1/2I_2) = 0,1$ моль/дм³) в исследуемый объем газа с последующим определением степени насыщенности серой;

7 – насос создает парциальное разрежение в накопителе при откачивании воды из емкости, что способствует понижению уровня жидкости в проходном сосуде; при повышении уровня воды исследуемый газ парциальным давлением вытесняется на следующую стадию технологии очистки;

8 – остатки откаченной жидкости поступают в резервный сосуд и остаются там до востребования.

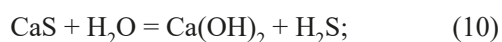
При взаимодействии серного ангидрида с красным шлаком протекают следующие реакции с образованием сульфатных соединений [3]:



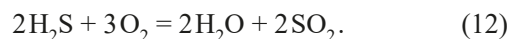
Проведенные предварительные испытания дали основание полагать, что при прохождении загрязненных газов через объем, наполненный материалом

красного шлака, значительная часть серосодержащих соединений остается адсорбированной. Результаты анализа сравнения фильтрованной и не фильтрованной проб, показали разницу до 91 – 95 %, что является неоспоримым основанием применять исследуемый материал в качестве сорбента.

В процессе грануляции происходит выделение газов при взаимодействии с водой сульфидов металлов, что становится следствием образования пор в расплавленном шлаке. Протекают следующие химические реакции:



На втором этапе образуется сернистый газ по следующей реакции:



Как видно из реакции (12), вода, помимо участия в реакции газообразования, исполняет роль охлаждающего агента, повышает вязкость шлака и его способность удерживать газы. Поэтому для правильной организации процесса необходим хороший контакт воды со шлаком [2]. Однако при таком быстром охлаждении происходит процесс сжатия, который вызывает внутренние напряжения, в результате чего при достижении критического значения происходит взрывание частиц гранулированного шлака, и серосодержащие газы удаляются из объема материала (рис. 2).

Для решения проблемы улавливания сернистых соединений предложено в технологический цикл грануляции шлака добавлять предварительно подготовленный красный шлак. В бассейн с водой, который содержит

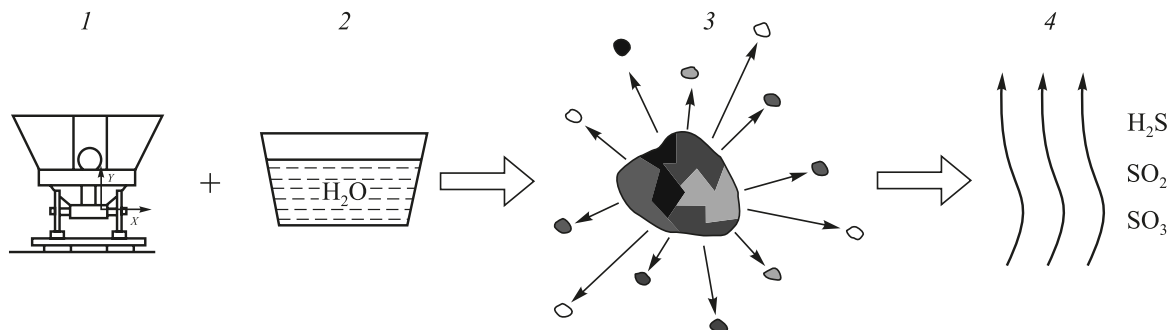


Рис. 2. Образование газообразных серосодержащих выделений в ходе процесса грануляции шлака: 1 – шлак; 2 – бассейн с водой; 3 – грануляция; 4 – выделение серосодержащих соединений

Fig. 2. Generation of gaseous sulfur-containing emissions during slag granulation process: 1 – slag; 2 – pool with water; 3 – granulation; 4 – sulfur-containing compounds emission

специальные добавки, сливается расплавленный шлак. В результате этого процесса наблюдается улавливание значительной части сероводорода и сернистых газов [4].

Структура гранулированного шлака (рис. 3) после предварительной обработки имеет пористость, которая способствует улавливанию газов. Причина улавливания серосодержащих соединений объясняется процессом адсорбции. Адсорбат шлака в основном скапливается в порах, размер которых соизмерим размеру сорбируемого вещества. Выделившиеся газы в момент соприкосновения шлака с водой несут в себе положительно заряженные частицы, при взаимодействии с красным шламом происходит притягивание и осаждение на поверхности пористой структуры серосодержащих веществ. Таким образом, насыщение сорбента происходит посредством межпористого пространства, от которого зависит общая сорбционная емкость материала [5].

Отрицательно заряженные частицы сорбата также осаждаются на поверхности, примыкая к ранее притянутым частицам, и образуют диффузионный слой. Следствием взаимодействия этих материалов является практически полное исключение серосодержащих выбросов в атмосферу рабочего пространства. Химический состав доменного шлака следующий: 39,38 % SiO_2 ; 1,42 % S; 4,80 % MgO ; 6,10 % Al_2O_3 ; 0,28 % MnO ; 47,68 % CaO ; 1,02 % FeO ; 0,50 % K_2O ; 0,60 % Na_2O .

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Материал (шламошлак), содержащий в своем объеме в связанном состоянии сероводород и сернистые

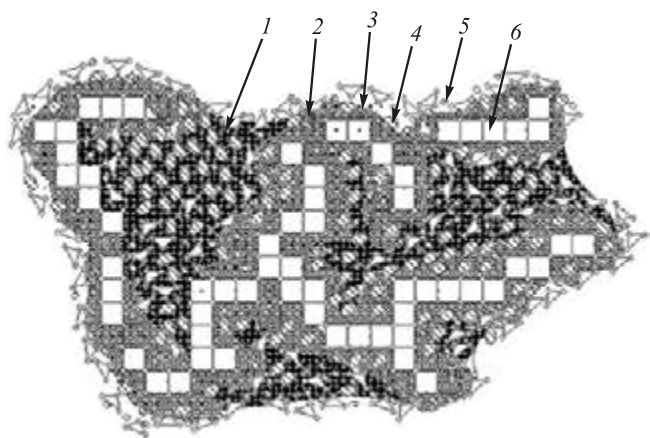


Рис. 3. Схема структуры частиц гранулированного шлака: 1 – пористость; 2 и 3 – адсорбционный и диффузионный слой; 4 и 5 – положительно и отрицательно заряженные частицы в диффузионном слое; 6 – кристаллическая решетка, состоящая из CaO , Al_2O_3 , Fe_2O_3 , Na_2O и др.

Fig. 3. Diagram of structure of granulated slag particles: 1 – porosity; 2 and 3 – adsorption and diffusion layers; 4 and 5 – positively and negatively charged particles in the diffusion layer; 6 – crystal lattice that consists of CaO , Al_2O_3 , Fe_2O_3 , Na_2O , etc.

газы, впоследствии возможно использовать в бетонной промышленности в качестве наполнителей.

В ходе проведенных испытаний было показано, что КШ обладает наилучшими сорбционными свойствами по сравнению с известью $\text{Ca}(\text{OH})_2$, которая используется в качестве добавок в рассмотренной технологии (рис. 4). При производстве обожженной извести образуется большое количество парниковых газов, выбросы которых в атмосферу снижают экологические показатели, что влечет за собой дополнительные выплаты [6].

Из проведенных наблюдений можно подвести итог, что присутствие оксида кальция в материале сорбента играет значительную роль. Также отсутствие этого компонента снижает сорбционную способность всего вещества до минимума [7].

Многокомпонентный химический состав КШ значительно меняет сорбционные свойства этого материала, что наблюдается на рис. 5.

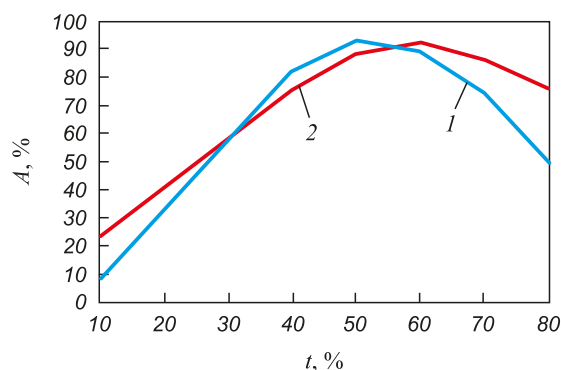


Рис. 4. Сравнительная относительная адсорбционная способность (A) КШ по SO_2 от времени (t): 1 – известковые растворы; 2 – раствор с КШ

Fig. 4. RM comparative relative adsorption capacity (A) for SO_2 over time (t): 1 – lime solutions; 2 – solution with RM

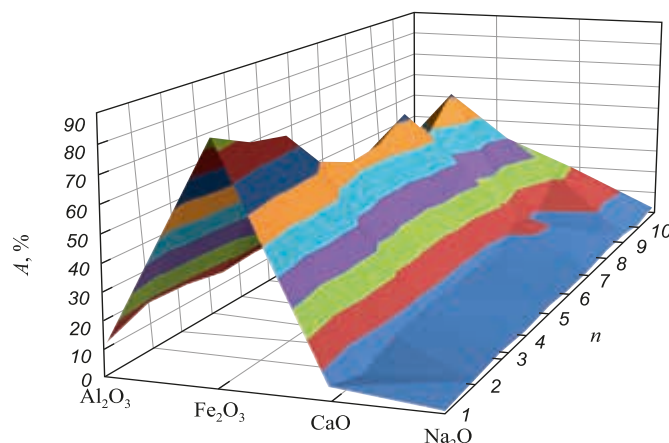


Рис. 5. Теоретическая емкость (A) проб (n) отвалных шламов глиноземного производства по SO_2

Fig. 5. Theoretical capacity (A) of samples (n) of waste sludge of alumina production for SO_2

Из графика видно, что теоретической наибольшей поглотительной способностью по сернистому газу обладает оксид железа, который кратно повышает показатели поглощения серосодержащих веществ. Результаты теоретической емкости красных шламов показаны на рис. 6.

Выводы

В связи с тем, что хранение КШ в шламонакопителях наносит вред окружающей среде и несет в себе риски возникновения экологической катастрофы, является актуальным поиск вариантов переработки КШ вместо их складирования. Установлены сорбционные свойства КШ, открывающие возможности использования шламов в многочисленных вариантах очистки промышленных газов от токсичных соединений серы. Установлен механизм предотвращения выхода в атмосферу газообразных соединений серы в процессе грануляции доменных шлаков не только с экологическим, но и с экономическим эффектом, за счет исключения затрат на приобретение и размол обычно применяющихся природных минералов известняка и извести.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Экологическая катастрофа в Венгрии // Газета «Правда». № 112 (29599). 13 октября, 2010.
2. Трушко В.Л., Утков В.А., Бажин В.Ю. Актуальности и возможности полной переработки красных шламов глиноземного производства // Записки горного института. 2017. Т. 227. С. 547 – 553.
3. Утков В.А. Переработка красных шламов. – В кн.: Ресурсосберегающие и природозащитные технологии в производстве глинозема, алюминия, магния и сопутствующей продукции: Материалы Межд. науч.-практ. конференции. – СПб: РУСАЛ ВАМИ, 2006. С. 323 – 325.

4. Lebedev A.B., Utkov V.A., Kaygorodova O.A. Use of dumped red mud of alumina industry at granulation of the molten sulfur-containing blast furnace slag // *Periódico tchê química*. 2019. Vol. 16. No. 31. P. 837 – 845.
5. Wanchao Liu, Jiakuan Yang, Bo Xiao. Review on treatment and utilization of bauxite residues in China // *International Journal of Mineral Processing*. 2009. Vol. 93. Issues 3-4. P. 220 – 231.
6. Klauber C., Gräfe M., Power G. Review of Bauxite Residue “Re-use” Options. CSIRO, 2009. – 66 p.
7. Thakur R.S., Sant B.R. Utilization of red mud. 1. Analysis and utilization as raw material for absorbents, building-materials, catalysts and pollution problems // *J. Sci. Ind Res.* 1983. No. 42(2). P. 87 – 108.
8. Klauber C., Gräfe M., Power G. Bauxite residue issues: II. Options for residue utilization // *Hydrometallurgy*. 2011. Vol. 108. P. 11 – 32.
9. Alípio Júnior, Américo Borges, Ayana Oliveira. Using a Multivariate Statistical in the Identification of Alumina Loss in Red Mud // *Brasil. Light Metals*. 2013. No. 2. P. 87 – 89.
10. Venancio L.A., M Paiva A.E., Macedo E.N., Antonio J., Souza S. Bauxite residue neutralization with carbon sequestration // *Brazil. Light Metals*. 2010. No. 167. P. 185 – 193.
11. Сенник А.И., Милоков С.В., Прошкина О.Б. Образование выбросов сероводорода при внешней грануляции доменных шлаков // *Вестник МГТУ им. Г.Н. Носова*. 2008. № 3. С. 75 – 79.
12. Яковлев М.Г. Технология получения агломерата из отвальных красных шламов глиноземного производства. Автореф. дис. к.т.н. – Санкт-Петербург, 2013. – 20 с.
13. Мемоли Ф., Гуззон М. Рециклинг печных побочных продуктов инъекцией в электродуговую печь – опыт и перспективы // *Черные металлы*. 2007. № 4. С. 26 – 33.
14. Ли Т.С., Чой И.С., Сон В.Е. Технология утилизации ковшевого шлака // *Черные металлы*. 2004. № 5. С. 28 – 33.
15. Школьник Я.Ш., Шакуров А.Г., Мандель М.З. Новая технология и оборудование для переработки шлаковых расплавов // *Металлург*. 2011. № 10. С. 58 – 60.
16. Kuhn M., Drissen P., Schrey H. Successful treatment of liquid BOF slag at Thyssen Krupp Steel works to solve the problem of volume stability. *Proc. 3rd European Oxygen Steelmaking Conf.* – Birmingham, U. K., Oct-Nov, 2000. P. 521 – 531.
17. Алешин А., Остроушко А., Пустовалов Ю. Рациональность и отвал // *Металл*. 2008. № 7. С. 50 – 52.
18. Кравченко В.П. Анализ способов грануляции шлаковых расплавов и факторов, влияющих на качество граншлака // *Вісник Призовського державного технічного університету. Серія: Технічні науки*. 2015. Вип. 30 (1). С. 51 – 58.
19. Арбузов В.А., Исанова Б.Х., Беякова М.О. Очистка дымовых газов ТЭЦ от оксидов серы и азота // *Литье и металлургия*. 2009. № 3 (52). С. 99 – 103.
20. Сорокин Ю.В., Демин Б.Л. Экологические и технологические аспекты переработки сталеплавильных шлаков // *Черная металлургия. Бюл. ин-та «Черметинформация»*. 2003. № 3. С. 75 – 79.
21. Гроспич К.Х., Эверс В., Домбровски Г. Новая установка грануляции шлака: улучшение хода процесса и повышение производительности // *Черные металлы*. 2004. № 1. С. 20 – 26.
22. Воскобойников В.Г., Кудрин В.Я., Якушев А.М. Общая металлургия. – М.: ИКЦ «Академкнига», 2002. – 768 с.
23. Ercag E., Apak R. Furnace smelting and extractive metallurgy of red mud: Recovery of TiO_2 , Al_2O_3 and pig iron // *Chem. Technol. Biotechnol.* 1997. Vol. 70. № 3. P. 241 – 246.
24. Moggridge M. Destroying the red menace // *Alum. Int. Today*. 2012. P. 51 – 54.
25. Sushil S., Batra V. Catalytic applications of red mud, an aluminium industry waste: A review // *Appl. Cat. B - Environ.* 2008. Vol. 81. No. 1 – 2. P. 64 – 77.
26. Atasoy A. The comparison of the Bayer process wastes on the base of chemical and physical properties. // *Therm. Anal. Calor.* 2007. Vol. 90. No. 1. P. 153 – 158.

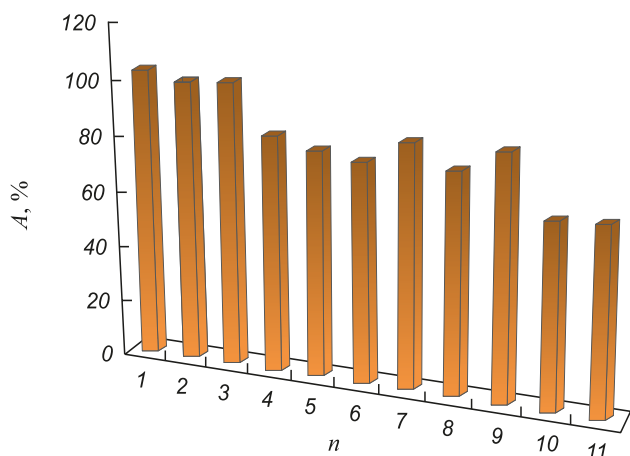


Рис. 6. Общая теоретическая емкость (A) проб (n) отвальных шламов глиноземного производства по SO_2

Fig. 6. Total theoretical capacity (A) of samples (n) of waste sludge of alumina production for SO_2

27. Justiz-Smith N., Buchanan V., Oliver G. The potential application of red mud in the production of castings // *Mat. Sci. Eng. A*. 2006. Vol. 420. No. 1 – 2. P. 250 – 253.
28. Jamieson E., Jones A., Cooling D., Stockton N. Magnetic separation of Red Sand to produce value // *Min. Eng.* 2006. Vol. 19. No. 15. P. 1603 – 1605.
29. Paramguru R., Rath P., Misra V. Trends in red mud utilization – A review // *Min. Process. Extract. Metall. Rev.* 2005. Vol. 26. No. 1. P. 1 – 29.
30. Matheson M., Xie D., Jahanshahi S. Literature review of red mud treatments for safe disposal, utilization and value recovery // *Centre for Sustainable Resource Processing*. Clayton. 2005. P. 78.

Поступила в редакцию 9 июля 2018 г.

После доработки 29 ноября 2018 г.

Принята к публикации 25 декабря 2018 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2019. Vol. 62. No. 4, pp. 276–282.

INTERACTION OF MOLTEN SLAG WITH SOLID PHASE OF RED SLUDGE

A.B. Lebedev, V.A. Utkov, E.M. Gutema

St. Petersburg Mining University, St. Petersburg, Russia

Abstract. Granulated blast furnace slag is steadily used in large quantities in production of cements, in road construction, agriculture and in other areas of engineering and technology. Peculiarity of its production process is active interaction of molten metallurgical slag with cooling liquid. Simultaneously and instantly, slag solidifies and the mass of the latter breaks up in the atmosphere of hot steam into small particles due to critical stresses occurring. The problem is that during granulation of slags, usually containing sulfur, large amount of harmful substances (sulfur oxide and hydrogen sulfide) is released into the atmosphere. Its concentration at work sites - sites of granulation many times exceeds the MPC. To combat this phenomenon, finely dispersed, expensive lime or limestone is introduced into the composition of cooling liquid. This is associated with high costs for the construction of crushing, grinding and dust treatment equipment. In addition, placement of such equipment is hampered by the lack of free space in the blast furnaces. In this work, it is shown that lime and limestone can be replaced by fine red mud (RM), a waste from the production of alumina from bauxite. This material also has properties of absorption of sulfur compounds from the gas phase. The problem of its processing is also an urgent task. At present, RM is located in sludge storage facilities that are harmful to environment, and destruction of the enclosing dam leads to an environmental catastrophe (Hungary, 2010). This article presents the results of study of RM use. Sorption properties of RM of 6 plants were studied under laboratory conditions. The samples of granulated slag obtained in the process of interaction with RM were investigated. Laboratory and industrial tests were conducted. It was found that with its help, concentration of sulfur gases at granulation work sites can be reduced by twice. It is important that the new granulated slag, called “sludge-slag” in this case, is not inferior to the usual one by its basic technological properties.

Keywords: metallurgical slag, granulation, industrial gases, red mud, metal oxides, sorbent, adsorption, sludge – slag, sorption capacity.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-276-282

REFERENCES

1. Ecologic disaster in Hungary. *Gazeta “Pravda”*. 2010, no. 112 (29599), October 13. (In Russ.).
2. Trushko V.L., Utkov V.A., Bazhin V.Yu. Relevance and ways of full processing of red mud from alumina production. *Zapiski gornogo instituta*. 2017, vol. 227, pp. 547–553. (In Russ.).
3. Utkov V.A. Red mud recycling. In: *Resursosberegayushchie i prirodoshchitnye tekhnologii v proizvodstve glinozema, alyuminiya, magniya i sopushtvuyushchei produktsii: Materialy Mezhd. nauch.-prakt. konferentsii* [Resource-saving and environment protection technologies in production of alumina, aluminum, magnesium and related products: Materials of Int. Sci.-Pract. Conf.]. St. Petersburg: RUSAL VAMI, 2006, pp. 323–325. (In Russ.).
4. Lebedev A.B., Utkov V.A., Kaygorodova O.A. Use of dumped red mud of alumina industry at granulation of the molten sulfur-containing blast furnace slag. *Periodico tchê química*. 2019, vol. 16, no. 31, pp. 837–845.
5. Wanchao Liu, Jiakuan Yang, Bo Xiao. Review on treatment and utilization of bauxite residues in China. *International Journal of Mineral Processing*. 2009, vol. 93. Issues 3–4, pp. 220–231.
6. Klauber C., Gräfe M., Power G. *Review of Bauxite Residue “Re-use” Options*. CSIRO, 2009, 66 p.
7. Thakur R.S., Sant B.R. Utilization of red mud. 1. Analysis and utilization as raw material for absorbents, building-materials, catalysts and pollution problems. *J. Sci. Ind Res.* 1983, no. 42(2), pp. 87–108.
8. Klauber C., Gräfe M., Power G. Bauxite residue issues: II. Options for residue utilization. *Hydrometallurgy*. 2011, vol. 108, pp. 11–32.
9. Alípio Júnior, Américo Borges, Ayana Oliveira. Using a multivariate statistical in the identification of alumina loss in red mud. *Brasil. Light Metals*. 2013, no. 2, pp. 87–89.
10. Venancio L.A., M Paiva A.E., Macedo E.N., Antonio J., Souza S. Bauxite residue neutralization with carbon sequestration. *Brazil. Light Metals*. 2010, no. 167, pp. 185–193.
11. Sennik A.I., Milyukov S.V., Proshkina O.B. Hydrogen sulfide emissions at external granulation of blast furnace slags. *Vestnik MG TU im. G.N. Nosova*. 2008, no. 3, pp. 75–79. (In Russ.).
12. Yakovlev M.G. *Tekhnologiya polucheniya aglomerata iz otval'nykh krasnykh shlamov glinozemnogo proizvodstva: avtoref. dis... kand. tekhn. nauk* [Technology of sinter obtaining from dump red mud of alumina production. Extended Abstract of Cand. Sci. Diss.]. St. Petersburg: 2013, 20 p. (In Russ.).
13. Memoli F., Guzzon M. Recycling of furnace by-products by injection into an electric arc furnace - experience and prospects. *Chernye metally*. 2007, no. 4, pp. 26–33. (In Russ.).
14. Li T.S., Choi I.S., Son V.E. Ladle slag recycling technology. *Chernye metally*. 2004, no. 5, pp. 28–33. (In Russ.).
15. Shkol'nik Ya.Sh., Shakurov A.G., Mandel' M.Z. New technology and equipment for recycling slag melt. *Metallurgist*. 2012, vol. 55, no. 9–10, pp. 724–726. (In Russ.).
16. Kuhn M., Drissen P., Schrey H. Successful treatment of liquid BOF slag at Thyssen Krupp Steel works to solve the problem of volume stability. *Proc. 3rd European Oxygen Steelmaking Conf. Birmingham, U. K.*, Oct–Nov, 2000, pp. 521–531.
17. Aleshin A., Ostroshko A., Pustovalov Yu. Rationality and dump. *Metall.* 2008, no. 7, pp. 50–52. (In Russ.).
18. Kravchenko V.P. Analysis of slag melts granulation methods and factors affecting quality of slag. *Visnik Priazov'skogo derzhavnogo tekhnicheskogo universitetu. Seriya: Tekhnichni nauki*. 2015, no. 30 (1), pp. 51–58.
19. Arbuzov V.A., Isanova B.X., Belyakova M.O. TPP flue gas cleaning of sulfur and nitrogen oxides. *Lit'e i metallurgiya*. 2009, no. 3 (52), pp. 99–103. (In Russ.).
20. Sorokin Yu.V., Demin B.L. Environmental and technological aspects of steelmaking slag processing. *Chernaya metallurgiya. Byul. in-ta “Chermetinformatsiya”*. 2003, no. 3, pp. 75–79. (In Russ.).

21. Groszich K.X., Evers V., Dombrovski G. Advanced slag granulation plant: improving process and increasing productivity. *Chernye metally*. 2004, no. 1, pp. 20–26. (In Russ.).
 22. Voskoboynikov V.G., Kudrin V.Ya., Yakushev A.M. *Obshchaya metallurgiya* [Basic metallurgy]. Moscow: Akademkniga, 2002, 768 p. (In Russ.).
 23. Ercag E., Apak R. Furnace smelting and extractive metallurgy of red mud: Recovery of TiO_2 , Al_2O_3 and pig iron. *Chem. Technol. Biotechnol.* 1997, vol. 70, no. 3, pp. 241–246.
 24. Moggridge M. Destroying the red menace. *Alum. Int. Today*. 2012, pp. 51–54.
 25. Sushil S., Batra V. Catalytic applications of red mud, an aluminium industry waste: A review. *Appl. Cat. B - Environ.* 2008, vol. 81, no. 1-2, pp. 64–77.
 26. Atasoy A. The comparison of the Bayer process wastes on the base of chemical and physical properties. *Therm. Anal. Calor.* 2007, vol. 90, no. 1, pp. 153–158.
 27. Justiz-Smith N., Buchanan V., Oliver G. The potential application of red mud in the production of castings. *Mat. Sci. Eng. A*. 2006, vol. 420, no. 1 – 2, pp. 250–253.
 28. Jamieson E., Jones A., Cooling D., Stockton N. Magnetic separation of Red Sand to produce value. *Min. Eng.* 2006, vol. 19, no. 15, pp. 1603–1605.
 29. Paramguru R., Rath P., Misra V. Trends in red mud utilization – A review. *Min. Process. Extract. Metall. Rev.* 2005, vol. 26, no. 1, pp. 1–29.
 30. Matheson M., Xie D., Jahanshahi S. Literature review of red mud treatments for safe disposal, utilization and value recovery. *Centre for Sustainable Resource Processing*. Clayton. 2005, p. 78.
- Funding.** The work was financially supported by the Ministry of Education and Science of the Russian Federation (project registration number 11.4098.2017 / PCh from 01.01.2017).
- Information about the authors:**
- A.B. Lebedev**, Postgraduate of the Chair of Metallurgy
(2799957@mail.ru)
- V.A. Utkov**, Dr. Sci. Eng., Professor of the Chair “Automation of Technological Processes and Manufactures” (UtkovVA@yandex.ru)
- E.M. Gutema**, Postgraduate of the Chair of Metallurgy
(endalkem5@gmail.com)
- Received September 9, 2018
Revised November 16, 2018
Accepted December 25, 2018

УДК 621.771.65

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МАКРО- И МИКРОСТРУКТУРЫ СТАЛЬНЫХ ПОМОЛЬНЫХ ШАРОВ НА ИХ УДАРНУЮ СТОЙКОСТЬ*

Уманский А.А.¹, к.т.н., доцент, директор Центра коллективного пользования
«Материаловедение» (umanskii@bk.ru)

Головатенко А.В.², к.т.н., директор по рельсовому производству (Aleksey.Golovatenko@evraz.com)

Осолкова Т.Н.¹, к.т.н., доцент, доцент кафедры обработки металлов давлением
и металловедения. ЕВРАЗ ЗСМК (osolkova@kuz.ru)

Симачев А.С.¹, к.т.н., ведущий инженер кафедры обработки металлов давлением
и металловедения. ЕВРАЗ ЗСМК (simachev_as@mail.ru)

Щукин А.Г.¹, аспирант кафедры металлургии черных металлов (schukin_ag@ke.mrsk.ru)

¹ Сибирский государственный индустриальный университет
(654007, Россия, Кемеровская обл., Новокузнецк, ул. Кирова, 42)

² АО «ЕВРАЗ Объединенный Западно-Сибирский металлургический комбинат»
(654043, Россия, Кемеровская обл., Новокузнецк, ш. Космическое, 16)

Аннотация. На основании анализа литературных и производственных данных показано, что износостойкость стальных помольных шаров, являющихся основной измельчающей средой при дроблении различных видов сырья в мельницах барабанного типа, определяется не только твердостью поверхностного слоя, но и качеством их макро- и микроструктуры. При этом имеет место сложный характер зависимостей ударной стойкости шаров от вышеперечисленных параметров при одновременном их воздействии. Это обуславливает актуальность проведения исследований в данном направлении. С целью получения научно-обоснованных зависимостей ударной стойкости помольных шаров от качества их макро- и микроструктуры проведена серия экспериментальных исследований. В качестве объекта использовали помольные шары диаметром 40, 50 и 60 мм производства АО «ЕВРАЗ ЗСМК» (г. Новокузнецк) и ООО «Промышленные системы» (г. Нижний Тагил). Исследования проведены металлографическим, диорометрическим и фрактографическим методами анализа. Испытания помольных шаров на ударную стойкость проводили на копровой установке. По результатам проведенных металлографических исследований определено, что для объемно-закаленных шаров характерна трехзонная структура. Поверхностный закаленный слой глубиной от 1,9 до 7,4 мм представляет собой мартенсит. Переходная зона толщиной от 1,0 до 1,7 мм имеет структуру мартенсит + троостит. Центральная зона занимает весь оставшийся объем шара и имеет несколько вариантов разновидности микроструктуры: феррит + перлит, мартенсит + троостит + феррит, мартенсит + троостит. На основании обобщения полученных экспериментальных данных установлено, что при поверхностной твердости шаров в пределах 42 – 52 HRC параметром, определяющим ударную стойкость, является качество макроструктуры (наличие флокенов). Для шаров с высокой (57 – 61 HRC) поверхностной твердостью наиболее значимое влияние на ударную стойкость оказывает неоднородная микроструктура металла, обуславливающая значительный перепад твердости по сечению шаров.

Ключевые слова: помольные шары, ударная стойкость, микроструктура, флокены, твердость, фрактографические исследования.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-283-289

ВВЕДЕНИЕ

На сегодняшний день в различных отраслях промышленности измельчается более 2 млрд. т сырья [1, 2]. При этом одним из основных видов оборудования являются мельницы барабанного типа, использующие в качестве измельчающей среды стальные помольные шары [3 – 8]. Качество помольных шаров, характеризующееся износостойкостью, в значительной степени определяет технико-экономическую эффективность процессов дробления сырья. В случае преждевременного износа шаров не только увеличивается их удельный расход,

но и ухудшается качество измельчаемого сырья за счет попадания в него частиц расколотых помольных шаров [6 – 11].

Значительную долю стальных помольных шаров в отечественной металлургии производят методом поперечно-винтовой прокатки на специализированных шаропрокатных станах, что объясняется технико-экономической эффективностью такого способа по сравнению с их производством штамповкой: повышенная в 2 – 8 раз производительность и сниженный на 10 – 15 % удельный расход металла на производство готовой продукции [12 – 18]. В составе действующих шаропрокатных станков в обязательном порядке предусмотрены закалочные устройства. Закалка шаров производится, как правило, в водной среде и имеет основной целью получение высокой твердости поверхностного слоя, непосред-

* Работа выполнена в СибГИУ с использованием оборудования Центра коллективного пользования «Материаловедение» в рамках базовой части Государственного задания Минобрнауки РФ № 11.6365.2017/8.9.

венно подвергающегося действию ударных нагрузок при эксплуатации помольных шаров [19 – 22].

Следует отметить, что износостойкость помольных шаров определяется не только твердостью поверхностного слоя, но и качеством их макро- и микроструктуры. Внутренние дефекты в виде несплошностей выступают в роли концентраторов напряжений и являются причиной раскола шаров в процессе эксплуатации [23 – 25]. Расколу шаров также может способствовать неоптимальная закалочная микроструктура, обуславливающая значительную неравномерность распределения твердости по объему шара [26 – 28]. Сложный характер зависимостей показателей ударной стойкости шаров от одновременного воздействия вышеперечисленных параметров (поверхностная и объемная твердость, закалочная микроструктура, наличие и характеристики внутренних дефектов) обуславливает актуальность проведения исследований в этом направлении.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

С целью получения научно-обоснованных зависимостей ударной стойкости помольных шаров от качества их макро- и микроструктуры проведена серия экспериментальных исследований. В качестве объекта исследований использовали помольные шары диаметром 40, 50 и 60 мм производства АО «ЕВРАЗ Западно-Сибирский металлургический комбинат» (ЕВРАЗ ЗСМК) (г. Новокузнецк) и ООО «Промышленные системы» (г. Нижний Тагил). Испытания на ударную стойкость проводили на копровой установке. Для анализа параметров микроструктуры объемно-закаленных шаров использовали металлографический (с помощью металлографических микроскопов OLIMPUS GX-51, Лабо Мет 1И) и дюрометрический (замер твердости на твердомере ТК-2М) методы исследования. Для анализа характера изломов шаров, не выдержавших испытания на ударную стойкость, применяли фрактографический метод исследований.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ОБСУЖДЕНИЕ

На первом этапе анализировали ударную стойкость шаров diam. 50 и 60 мм производства АО «ЕВРАЗ ЗСМК». Испытаниям на копровой установке подвергали шары, прокатанные из заготовок с флокенами, и шары, произведенные из заготовок без видимых дефектов макроструктуры. Полученные результаты свидетельствуют о значительно более низкой ударной стойкости шаров с дефектами макроструктуры.

Диаметр шаров, мм	Качество макроструктуры исходных заготовок	Доля расколовшихся шаров, %	Количество ударов
50	Наличие флокенов	100	8 – 10
	Без видимых дефектов	0	70
60	Наличие флокенов	100	40 – 50
	Без видимых дефектов	9	50

Проведенными фрактографическими исследованиями подтверждено наличие флокенов в изломах шаров, не выдержавших испытания на ударную стойкость, и прокатанных из заготовок, отбракованных по данному виду дефекта. На поверхности разрушения выявлены участки в виде светлых пятен, имеющих более крупнокристаллическое строение по отношению к основному металлу (рис. 1). В соответствии с классификацией изломов, данной в работе [29], указанные дефекты имеют основные признаки флокенов – «... имеют гладкую серебристую кристаллическую поверхность стенок», «Если поверхность флокенов совпадает с плоскостью излома, то они резко выделяются своим блеском ..., на фоне излома с кристаллическим строением менее заметны и отличаются более светлой окраской».

Фрактографические исследования шаров, прокатанных из заготовок без видимых дефектов макроструктуры, выявили изломы кратковременного нагружения (рис. 2). Характер изломов характеризуется кристал-

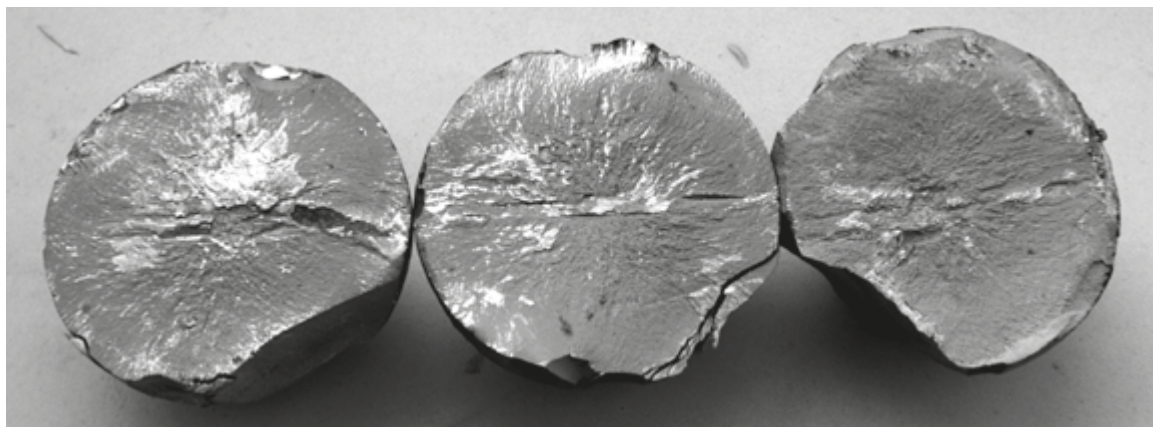


Рис. 1. Общий вид изломов шаров, прокатанных из заготовок с флокенами

Fig. 1. General view of the fractures of balls rolled from billets with flakes

лическим строением основной площадки излома и наличием рубцов, лучеобразно расходящихся из зоны начала разрушения. У начала разрушения рубцы мелкие, а по мере продвижения становятся грубее. Наблюдается достаточно четкая граница между зоной медленного разрушения и зоной, где разрушение шло с большей скоростью.

Сравнительный анализ микроструктуры шаров, не выдержавших испытания на ударную стойкость, от плавок с дефектами макроструктуры в виде флок-

нов и без указанных дефектов показал, что для всех исследованных шаров характерна трехзонная структура. Наблюдаются поверхностный закаленный слой глубиной от 1,9 до 7,4 мм, переходная зона толщиной от 1,0 до 1,7 мм и центральная зона, занимающая весь оставшийся объем шара. При этом в рамках трехзонной структуры можно выделить несколько вариантов строения металла. Так, для 42 % исследованных шаров микроструктура поверхностного слоя представляет собой мартенсит твердостью 50 – 51 HRC (рис. 3, а), в пе-

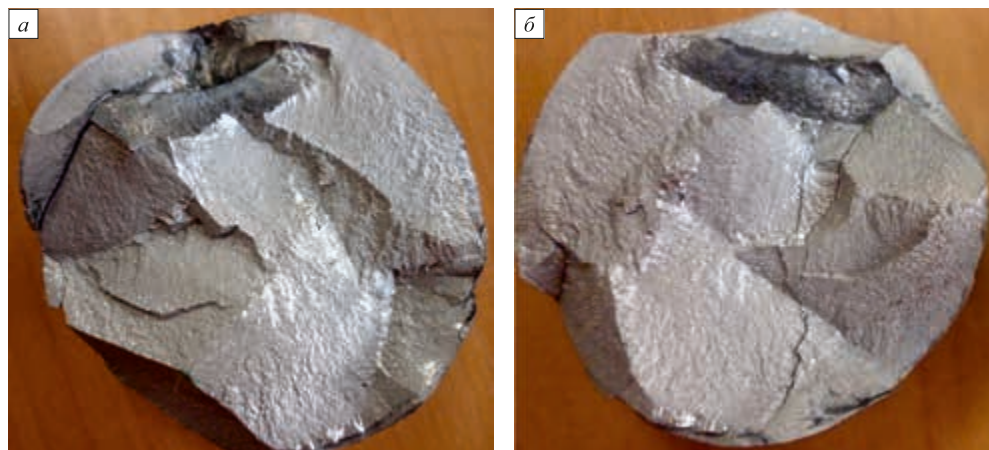


Рис. 2. Общий вид изломов шаров, прокатанных из заготовок без дефектов макроструктуры

Fig. 2. General view of the fractures of balls rolled from billets without macrostructure defects

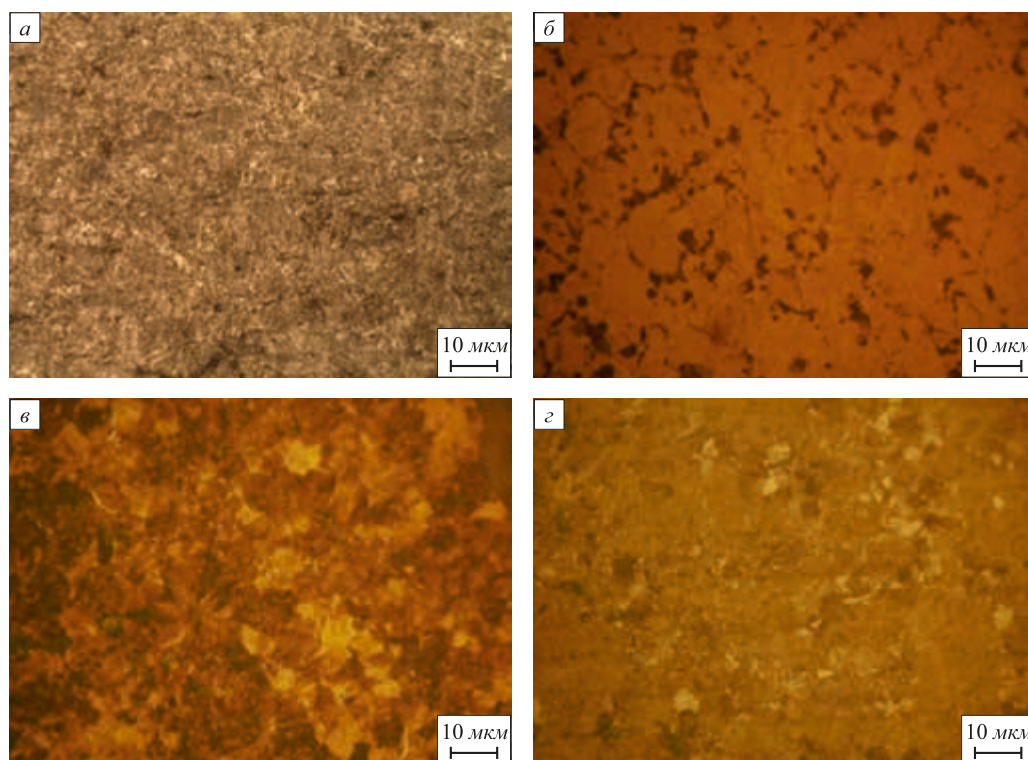


Рис. 3. Микроструктура шаров после закалки:
а – поверхностный слой; б – переходный слой; в и г – центральная зона

Fig. 3. Microstructure of the balls after quenching:
а – surface layer; б – transition layer; в and г – central zone

реходной зоне выявлена структура мартенсит + троостит твердостью 37 – 41 HRC (рис. 3, б), а в центральной части шаров имеет место исходная феррито-перлитная структура твердостью порядка 230 – 235 HB (рис. 3, в). Микроструктура 37 % исследованных шаров аналогична предыдущему варианту за исключением центральной зоны, где имеет место микроструктура мартенсит (незначительное количество) + троостит + феррит с твердостью порядка 32 HRC (рис. 3, з). Характерной особенностью третьего варианта распределения микроструктур в объеме шаров является наличие структуры мартенсит + троостит во всем объеме шара с постепенным снижением количества мартенсита по мере продвижения к центральной зоне (рис. 4) и соответствующим снижением твердости от 42 – 44 HRC на поверхности до 30 HRC в сердцевине. Такая микроструктура выявлена у 21 % исследованных шаров. Полученные данные об ударной стойкости шаров с различным распределением микроструктур обобщены (см. таблицу) и свидетельствуют об отсутствии значимого влияния данного параметра на ударную стойкость.

Таким образом, можно сделать вывод, что для исследованного массива помольных шаров производства АО «ЕВРАЗ ЗСМК» фактором, определяющим ударную стойкость, является качество макроструктуры, а именно, наличие флокенов.

Следует отметить, что полученные результаты качественно согласуются с данными исследований ударной стойкости шаров производства комбината «Азовсталь» и Днепровского металлургического комбината» [27], согласно которым для шаров с умеренной и средней поверхностной твердостью ударная стойкость в наибольшей степени зависит от наличия таких дефектов, как остатки усадочной раковины и флокены.

Исследования микроструктуры шаров производства ООО «Промышленные системы», расколовшихся в процессе эксплуатации, показали в поверхностном слое наличие структуры крупноигльчатого мартенсита твердостью порядка 61 HRC. При этом в центральной части шаров диам. 40 мм выявлена структура крупноигльчатый мартенсит + троостит (рис. 5, а) твердостью 46 – 50 HRC, для шаров диам. 60 мм микроструктура центральной части шара представлена крупноигльчатым мартенситом и сфероидальным трооститом (рис. 5, б) твердостью 43 – 48 HRC. Исследование микроструктуры шаров из той же партии без видимых следов износа показало значительно меньший перепад твердости по сечению за счет более низкой твердости поверхностного слоя (48 – 52 HRC). При макроскопическом исследовании примерно на 50 % исследуемых шаров как расколовшихся в процессе эксплуатации, так и без видимых следов износа выявлены локально расположенные трещины.

В результате можно сделать вывод, что высокая поверхностная твердость является фактором, значительно повышающим вероятность возникновения трещин

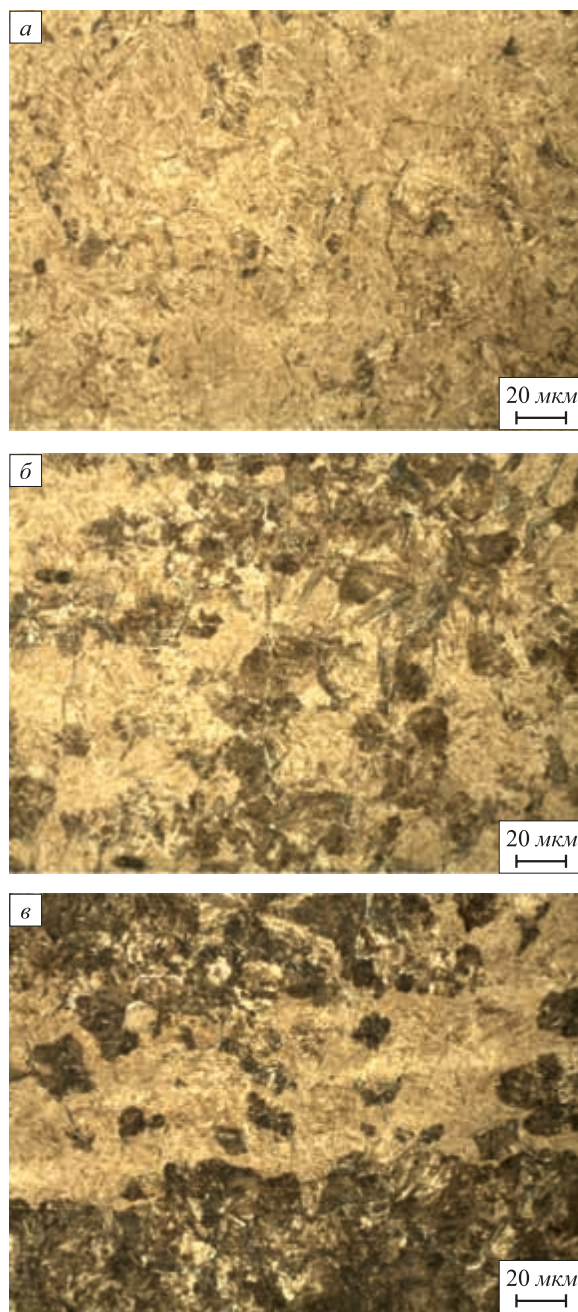


Рис. 4. Микроструктура шаров после закалки: а – поверхностный слой; б – переходный слой; в – центральная зона

Fig. 4. Microstructure of the balls after quenching: а – surface layer; б – transition layer; в – central zone

и последующего раскола помольных шаров при воздействии ударных нагрузок вне зависимости от качества макроструктуры стали.

Выводы

На основании исследований ударной стойкости помольных шаров диам. 40 – 60 мм установлено, что для помольных шаров с поверхностной твердостью в пределах 42 – 52 HRC параметром, определяющим ударную стойкость, является качество макрострук-

Результаты испытаний шаров с различной закалочной микроструктурой на ударную стойкость

Results of impact resistance testing of balls with different quenching microstructure

Вариант распределения микроструктур	Зона шара	Описание микроструктуры	Твердость	Доля расколовшихся шаров, %
Шары диаметром 50 мм				
1	поверхностная	мартенсит	50 – 51 HRC	48
	переходная	мартенсит + троостит	38 – 40 HRC	
	центральная	феррит + перлит	232 – 235 HB	
2	поверхностная	мартенсит	47 – 50 HRC	53
	переходная	мартенсит + троостит	37 – 39 HRC	
	центральная	мартенсит + троостит + феррит	32 – 34 HRC	
3	поверхностная	мартенсит + троостит	42 – 44 HRC	49
	переходная	мартенсит + троостит	36 – 38 HRC	
	центральная	мартенсит + троостит	30 – 32 HRC	
Шары диаметром 60 мм				
1	поверхностная	мартенсит	48 – 51 HRC	57
	переходная	мартенсит + троостит	37 – 41 HRC	
	центральная	феррит + перлит	230 – 234 HB	
2	поверхностная	мартенсит	46 – 48 HRC	51
	переходная	мартенсит + троостит	38 – 40 HRC	
	центральная	мартенсит + троостит + феррит	31 – 33 HRC	
3	поверхностная	мартенсит + троостит	43 – 44 HRC	54
	переходная	мартенсит + троостит	35 – 39 HRC	
	центральная	мартенсит + троостит	31 – 33 HRC	

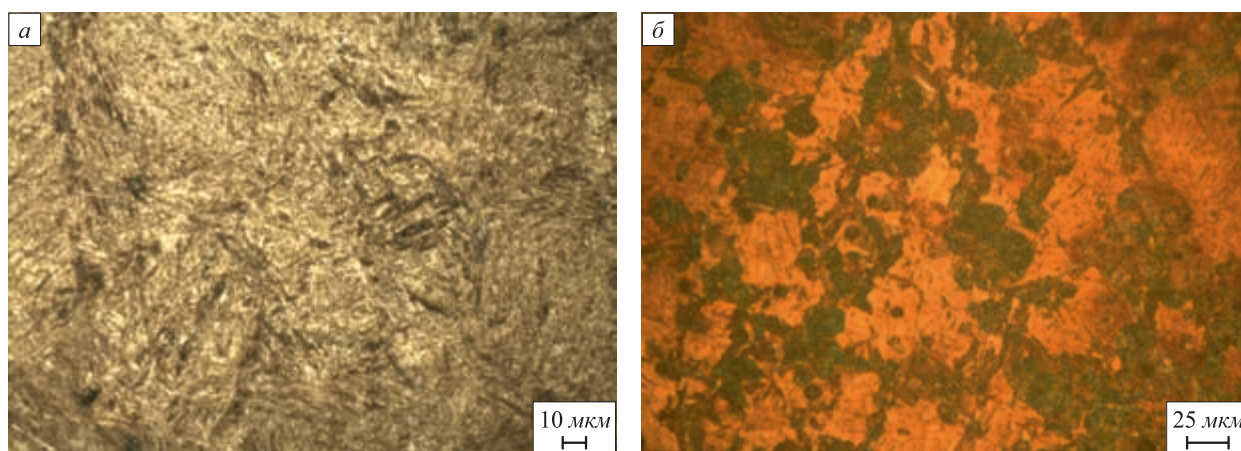


Рис. 5. Микроструктура центральной части шаров диаметром 40 (а) и 60 мм (б)

Fig. 5. Microstructure of the central parts of the balls with a diameter of 40 (a) and 60 mm (b)

туры (наличие флокенов), а для шаров с высокой (57 – 61 HRC) поверхностной твердостью наиболее значимое влияние на ударную стойкость оказывает неоднородная микроструктура металла, которая обуславливает значительный перепад твердости по сечению шаров.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Крутилин А.Н., Бестужев Н.И., Бестужев А.Н., Каленкович Д.Н. Мелющие тела. Проблемы. Перспективы // Литье и металлургия. 2009. № 4 (53). С. 26 – 33.
2. Johar R.K., Saravanakumar G., Prasad R.K. Kinetics and sub sieve morphology of ball mill grinding for different grades of Indian

- coals // *International Journal of Oil, Gas and Coal Technology*. 2018. Vol. 17. No. 4. P. 458 – 471.
3. Вдовин К.Н., Феоктистов Н.А., Абенова М.Б., Куликов В.Д., Кондратьев И.С. Качество мелющих шаров, изготовленных различными методами // *Теория и технология металлургического производства*. 2015. № 1 (16). С. 78 – 81.
4. Рахутин М.Г., Бойко П.Ф. Пути совершенствования методов оценки основных характеристик мелющих шаров // *Уголь*. 2017. № 12. С. 49 – 53.
5. Shi F., Xie W. A specific energy-based size reduction model for batch grinding ball mill // *Minerals Engineering*. 2015. Vol. 70. P. 130 – 140.
6. Chen X.S., Li Q., Fei S.M. Constrained Model Predictive Control in Ball Mill Grinding Process // *Powder Technology*. 2008. Vol. 186. P. 31 – 39.
7. Найзабеков А.Б., Мухаметкалиев Б.С., Арбуз А.С., Лежнев С.Н. Снижение расхода стальных мелющих шаров путем улучшения технологии их производства // *Вести высших учебных заведений Черноземья*. 2016. № 4 (46). С. 78 – 86.
8. Филиппова М.В., Климов А.В., Перетяtko В.Н. Качество мелющих шаров // *Заготовительные производства в машиностроении*. 2015. № 12. С. 30 – 35.
9. Umucu Y., Deniz V. The effect of ball type in fine particles grinding on kinetic breakage parameters // *Inzynieria Mineralna*. 2015. Vol. 16. Issue 1. P. 197 – 203.
10. Roux J.D.L., Craig, I.K. Requirements for estimating the volume of rocks and balls in a grinding mill // *IFAC-PapersOnLine*. 2017. Vol. 50. No. 1. P. 1169 – 1174.
11. Shi F., Xie W. A specific energy-based ball mill model: From batch grinding to continuous operation // *Minerals Engineering*. 2016. Vol. 86. P. 66 – 74.
12. Перетяtko В.Н., Филиппова М.В., Климов А.С., Котлов Г.С., Федоров А.А. Шаровая заготовка // *Заготовительные производства в машиностроении*. 2012. № 3. С. 17 – 19.
13. Aldrich C. Consumption of steel grinding media in mills – A review // *Minerals Engineering*. 2013. Vol. 49. P. 77 – 91.
14. Bürger R., Bustamante O., Fulla M.R., Rivera I.E. A population balance model of ball wear in grinding mills: An experimental case study // *Minerals Engineering*. 2018. Vol. 128. P. 288 – 293.
15. Pater Z., Tomczak J., Bulzak T., Cyganek Z., Andrietti S., Barbelet M. An innovative method for producing balls from scrap rail heads // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018. Vol. 97. No. 1-4. P. 893 – 901.
16. Kotenok V.I., Podobedov S.I. Energy-efficient design of rolls for ball-rolling mills // *Metallurgist*. 2001. Vol. 45. No. 9-10. P. 363 – 367.
17. Перетяtko В.Н., Климов А.В., Филиппова М.В. Калибровка валков шаропрокатного стана. Сообщение 1 // *Изв. вуз. Черная металлургия*. 2013. № 4. С. 27 – 30.
18. Tomczak J., Pater Z., Bulzak T. The flat wedge rolling mill for forming balls from heads of scrap railway rails // *Archives of Metallurgy and Materials*. 2018. Vol. 63. No. 1. P. 5 – 12.
19. Bai X., Jin Y. Heat treatment of wear resistant steel ball for large ball mill // *Jinshu Rechuli/Heat Treatment of Metals*. 2017. Vol. 42. No. 5. P. 193 – 196.
20. Сталинский Д.В., Рудюк А.С., Солёный В.К. Выбор материала и технологий термической обработки мелющих шаров, работающих преимущественно в условиях абразивного износа // *Сталь*. 2017. № 6. С. 64 – 69.
21. Lam M.M., Serov A.I., Smyrnov Y.N., Ternavskii A.N., Mykheiev V.V. Production of hard (class V) grinding balls at PJSC “DMPZ” // *Steel in Translation*. 2017. Vol. 47. No. 5. P. 325 – 329.
22. Murthy B.R.N. Effects of two stage austempering heat treatment on microstructure and wear rates of ADI balls used in ball mill for grinding of iron ore // *International Journal of Mechanical Engineering and Technology*. 2018. Vol. 13. No. 9. P. 701 – 708.
23. Chumachenko E.N., Aksenov S.A., Logashina I.V. Mathematical modeling and energy conservation for rolling in passes // *Metallurgist*. 2010. No. 8. P. 498 – 503.
24. Филиппова М.В., Темлянец М.В., Перетяtko В.Н. Прудкий Е.Е. Математическое моделирование прокатки шаров // *Изв. вуз. Черная металлургия*. 2017. Т. 60. № 7. С. 516 – 521.
25. Gubanova N.V., Karelin F.R., Choporov V.F., Yusupov V.S. Study of rolling in helical rolls by mathematical simulation with the Deform 3D software package // *Russian Metallurgy (Metally)*. 2011. No. 3. P. 188 – 193.
26. Перетяtko В.Н., Климов А.С., Филиппова М.В. Калибровка валков для прокатки шара // *Вестник горно-металлургической секции Российской академии естественных наук. Отделение металлургии*. 2012. Вып. 30. С. 44 – 50.
27. Ефременко В.Г. Металлографический анализ причин разрушения стальных катаных тел для барабанных мельниц // *Вестник Приазовского государственного технического университета*. 2000. № 9. С. 89 – 91.
28. Филиппова М.В., Перетяtko В.Н., Сметанин С.В. Усилия и напряжения при прокатке шара // *Изв. вуз. Черная металлургия*. 2016. Т. 59. № 8. С. 587 – 588.
29. Герасимова Л.П., Ежов А.А., Маресев М.И. Изломы конструкционных сталей: справочное издание. – М.: Металлургия, 1987. – 272 с.

Поступила в редакцию 28 августа 2018 г.

После доработки 11 сентября 2018 г.

Принята к публикации 6 октября 2018 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2019. VOL. 62. No. 4, pp. 283–289.

INFLUENCE OF MACRO- AND MICROSTRUCTURE OF STEEL GRINDING BALLS ON THEIR IMPACT RESISTANCE

A.A. Umanskii¹, A.V. Golovatenko², T.N. Oskolkova¹,
A.S. Simachev¹, A.G. Shchukin¹

¹ Siberian State Industrial University, Novokuznetsk, Kemerovo Region, Russia

² OJSC «EVRAZ – WSP», Novokuznetsk, Kemerovo Region, Russia

Abstract. Based on the analysis of the literature and production data, it is shown that the wear resistance of steel grinding balls, which are the main grinding medium for crushing various types of raw materials in the drum type mills, is determined not only by hardness of the surface layer, but also by the quality of their macro- and microstructure.

At the same time, there is a complex nature of dependences of the balls impact resistance on the above mentioned parameters with their simultaneous impact, which determines the relevance of research in this direction. Series of experimental studies was carried out in order to obtain scientifically based dependencies of impact resistance of grinding balls on the quality of their macro- and microstructure. The grinding balls with a diameter of 40 mm, 50 mm and 60 mm produced by OJSC «EVRAZ ZSMK» (Novokuznetsk) and by JSC «Industrial Solutions» (Nizhny Tagil) were used. The research was carried out by metallographic, durometric and fractographic methods of analysis; tests of grinding balls on the impact resistance were performed on the impact drop machine. According to the results of metallographic studies it was determined that the volume-hardened balls are characterized

by a three zone structure. The surface hardened layer with a depth from 1.9 to 7.4 mm is martensite. The transition zone with thickness from 1.0 to 1.7 mm has a structure martensite + troostite. The central zone occupies the entire remaining volume of the ball and has several varieties of microstructure: ferrite + perlite, martensite + troostite + ferrite, martensite + troostite. On the basis of generalization of the obtained experimental data, it was established that at surface hardness of balls within 42 – 52 HRC the quality of macrostructure (presence of flakes) is the parameter determining impact resistance. For balls with high surface hardness (57 – 61 HRC) the most significant impact on impact resistance is provided by non-uniform microstructure of metal, which causes a significant difference in hardness across the balls cross-section.

Keywords: grinding balls, impact resistance, microstructure, flakes, hardness, fractographic studies.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-283-289

REFERENCES

- Krutilin A.N., Bestuzhev N.I., Bestuzhev A.N., Kalenkovich D.N. Grinding bodies. Problems. Perspectives. *Lit'e i metallurgiya*. 2009, no. 4 (53), pp. 26–33. (In Russ.).
- Johar R.K., Saravanakumar G., Prasad R.K. Kinetics and sub sieve morphology of ball mill grinding for different grades of Indian coals. *International Journal of Oil, Gas and Coal Technology*. 2018, vol. 17, no. 4, pp. 458–471.
- Vdovin K.N., Feoktistov N.A., Abenova M.B., Kulikov V.D., Kondrat'ev I.S. Quality of grinding balls produced by various methods. *Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva*. 2015, no. 1 (16), pp. 78–81. (In Russ.).
- Rakhutin M.G., Boiko P.F. Ways to improve assessment methods of the main characteristics of grinding balls. *Ugol'*. 2017, no. 12, pp. 49–52. (In Russ.).
- Shi F., Xie W. A specific energy-based size reduction model for batch grinding ball mill. *Minerals Engineering*. 2015, vol. 70, pp. 130–140.
- Chen X.S., Li Q., Fei S.M. Constrained model predictive control in ball mill grinding process. *Powder Technology*. 2008, vol. 186, pp. 31–39.
- Naizabekov A.B., Mukhametkaliev B.S., Arbuz A.S., Lezhnev S.N. Reducing the consumption of steel grinding balls by improving their production technology. *Vesti vysshikh uchebnykh zavedenii Chernozem'ya*. 2016, no. 4 (46), pp. 78–86. (In Russ.).
- Filippova M.V., Klimov A.V., Peretyat'ko V.N. Quality of grinding balls. *Zagotovitel'nye proizvodstva v mashinostroenii*. 2015, no. 12, pp. 30–35. (In Russ.).
- Umucu Y., Deniz V. The effect of ball type in fine particles grinding on kinetic breakage parameters. *Inzynieria Mineralna*. 2015, vol. 16, Issue 1, pp. 197–203.
- Roux J.D.L., Craig, I.K. Requirements for estimating the volume of rocks and balls in a grinding mill. *IFAC-PapersOnLine*. 2017, vol. 50, pp. 1169–1174.
- Shi F., Xie W. A specific energy-based ball mill model: From batch grinding to continuous operation. *Minerals Engineering*. 2016, vol. 86, pp. 66–74.
- Peretyat'ko V.N., Filippova M.V., Klimov A.S., Kotlov G.S., Fedorov A.A. Ball billet. *Zagotovitel'nye proizvodstva v mashinostroenii*. 2012, no. 3, pp. 17–19. (In Russ.).
- Aldrich C. Consumption of steel grinding media in mills. *Minerals Engineering*. 2013, vol. 49, pp. 77–91.
- Bürger R., Bustamante O., Fulla M.R., Rivera I.E. A population balance model of ball wear in grinding mills: An experimental case study. *Minerals Engineering*. 2018, vol. 128, pp. 288–293.
- Pater Z., Tomczak J., Bulzak T., Cyganek Z., Andrietti S., Barbelet M. An innovative method for producing balls from scrap rail heads. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018, vol. 97, no. 1-4, pp. 893–901.
- Kotenok V.I., Podobedov S.I. Energy-efficient design of rolls for ball-rolling mills. *Metallurgist*. 2001, vol. 45, no. 9-10, pp. 363–367.
- Peretyat'ko V.N., Klimov A.S., Filippova M.V. Calibration of rolls of a ball-rolling mill. Part 1. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2013, no. 4, pp. 27–30.
- Tomczak J., Pater Z., Bulzak T. The flat wedge rolling mill for forming balls from heads of scrap railway rails. *Archives of Metallurgy and Materials*. 2018, vol. 63, no. 1, pp. 5–12.
- Bai X., Jin Y. Heat treatment of wear resistant steel ball for large ball mill. Jinshu Rechuli. *Heat Treatment of Metals*. 2017, vol. 42, no. 5, pp. 193–196.
- Stalinskii D.V., Rudyuk A.S., Solenyi V.K. Production of grinding balls resistant to abrasive wear. *Steel in Translation*. 2017, vol. 47, no. 6, pp. 421–427.
- Lam M.M., Serov A.I., Smyrnov Y.N., Ternavskii A.N., Mykhieiev V.V. Production of hard (class V) grinding balls at PJSC “DMPZ”. *Steel in Translation*. 2017, vol. 47, no. 5, pp. 325–329.
- Murthy B.R.N. Effects of two stage austempering heat treatment on microstructure and wear rates of ADI balls used in ball mill for grinding of iron ore. *International Journal of Mechanical Engineering and Technology*. 2018, vol. 9, no. 13, pp. 701–708.
- Chumachenko E.N., Aksenov S.A., Logashina I.V. Mathematical modeling and energy conservation for rolling in passes. *Metallurgist*. 2010, no. 8, pp. 498–503.
- Filippova M.V., Temlyantsev M.V., Peretyat'ko V.N., Prudkii E.E. Mathematical modeling of balls rolling. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2017, vol. 60, no. 7, pp. 516–521.
- Gubanova N.V., Karelin F.R., Choporov V.F., Yusupov V.S. Study of rolling in helical rolls by mathematical simulation with the Deform 3D software package. *Russian Metallurgy (Metally)*. 2011, no. 3, pp. 188–193.
- Peretyat'ko V.N., Klimov A.S., Filippova M.V. Rolls designing for balls rolling. *Vestnik gorno-metallurgicheskoi sekti Rossiiskoi akademii estestvennykh nauk. Otdelenie metallurgii*. 2012, vol. 30, pp. 44–50. (In Russ.).
- Efremenko V.G. Metallographic analysis of the causes of destruction of steel rolled bodies for drum mills. *Vestnik Priazovskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*. 2000, no. 9, pp. 89–91. (In Russ.).
- Filippova M.V., Peretyat'ko V.N., Smetanin S.V. Efforts and stresses during ball rolling. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2016, vol. 59, no. 8, pp. 587–588. (In Russ.).
- Gerasimova L.P., Ezhov A.A., Maresev M.I. *Izlomy konstruktsionnykh stali: spravochnoe izdanie* [Structural steel fractures: Reference edition]. Moscow: Metallurgiya, 1987, 272 p. (In Russ.).

Funding. The work was carried out in SibSIU using the equipment of the Center for Collective Use “Materials Science” within the framework of the basic part of the State task of the Ministry of Education and Science of the Russian Federation No. 11.6365.2017/8.9.

Information about the authors:

A.A. Umanskii, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor, Director of the Center for Collective Use “Materials Science” (umanskii@bk.ru)

A.V. Golovatenko, Cand. Sci. (Eng.), Director of Rail Production (Aleksey.Golovatenko@evraz.com)

T.N. Oskolkova, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor of the Chair “Metal Forming and Metal Science”. OJSC “EVRAZ ZSMK” (osolkova@kuz.ru)

A.S. Simachev, Cand. Sci. (Eng.), Leading Engineer of the Chair “Metal Forming and Metal Science”. OJSC “EVRAZ ZSMK” (simachev_as@mail.ru)

A.G. Shchukin, Postgraduate of the Chair of Ferrous Metallurgy (schukin_ag@ke.mrsk.ru)

Received August 28, 2018

Revised September 11, 2018

Accepted October 6, 2018

УДК 669.14:620.17

ИССЛЕДОВАНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ ПОЛЗУЧЕСТИ ФЕРРИТО-МАРТЕНСИТНОЙ СТАЛИ 16Х12МВСФБР (ЭП-823)

Беломытцев М.Ю.¹, д.т.н., профессор кафедры металловедения и физики
прочности (myubelom@yandex.ru)

Моляров В.Г.², к.т.н., старший научный сотрудник, зам. зав. отделом материаловедения
и сварки нефтяного оборудования (molyaron@mail.ru)

¹ Национальный исследовательский технологический университет «МИСИС»

(119049, Россия, Москва, Ленинский пр., 4)

² АО «ВНИИНЕФТЕМАШ»

(115191, Россия, Москва, 4-й Рощинский проезд, 19)

Аннотация. Базовыми характеристиками феррито-мартенситных жаропрочных сталей с 12 % хрома являются показатели прочности и сопротивления ползучести при температурах 600 – 750 °С. Сталь 16Х12МВСФБР (ЭП-823) рассматривается как основной материал для изготовления оболочек тепловыделяющих элементов (ТВЭЛов) разрабатываемого реактора с естественной безопасностью типа БРЕСТ. В литературе имеются данные о ее механических характеристиках при испытании на растяжение в диапазоне температур 20 – 750 °С и ограниченные характеристики длительной прочности, сведения о скорости ползучести отсутствуют. Закономерности ползучести стали ЭП-823 исследовали на металле трех плавов массой 3 кг каждая. Применяли испытание на сжатие на воздухе цилиндрических образцов размером ~ 5 ÷ 6 мм при температуре 600 – 760 °С и напряжениях 70 – 310 МПа. База испытаний при сжатии не превышала 11 ч. Структура после закалки и отпуска состояла из отпущенного мартенсита и 6 – 12 % (объемн.) δ-феррита, размер зерна – не более 20 мкм. Показано, что описание результатов испытаний на ползучесть в двойных логарифмических координатах ($\log \sigma - \log \dot{\epsilon}$) обеспечивает лучшее совпадение результатов аппроксимации и эксперимента, чем в полулогарифмических ($\sigma - \log \dot{\epsilon}$). Анализ параметрических зависимостей по Холломону $P_S = (T/1000)[C_S - \log(\dot{\epsilon})]$ и Ларсену-Миллеру $P_E = (T/1000)[C_E - \log(\sigma)]$ позволил найти уравнения связи для нахождения скорости ползучести для заданного уровня напряжений 100 – 220 МПа в виде $\log(\dot{\epsilon}) = -19,355 + 9,17(T/1000)\log(\sigma)$ и пределов ползучести по заданным допускам на скорость ползучести 0,01 – 1 %/ч в виде $\log(\sigma) = 4,304 - 0,109(T/1000)[20 - \log(\dot{\epsilon})]$. Расчеты пределов ползучести и скоростей ползучести по парным моделям и моделям Холломона (Ларсена-Миллера) дают близкие результаты, но предпочтение следует отдать описанию по Холломону (Ларсену-Миллеру), поскольку эти модели учитывают все три варьируемых фактора. Приведены результаты контрольных испытаний по схеме растяжения в тех же условиях. Показано, что между результатами испытаний на сжатие и на растяжение при определении характеристик прочности существует линейная зависимость, выражаемая уравнением $\sigma_{0,2 \text{ сж}} = 1,3\sigma_{0,2 \text{ раст}}$. При анализе ползучести установлено, что скорости ползучести для стали одной марки (09Х12ВЗБР) и одной плавки при разных способах нагружения (растяжении или сжатии) имеют сходные значения, в то время как скорости ползучести для стали одной марки (ЭП-823), но разных плавов даже при одном способе нагружения (сжатии) могут различаться на порядок.

Ключевые слова: жаропрочные стали, высокохромистые стали, мартенсит, δ-феррит, изотермическая диаграмма распада аустенита, жаропрочность, предел текучести, сжатие, растяжение, ползучесть, пределы ползучести, параметр Ларсена-Миллера, уравнения ползучести.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-290-302

ВВЕДЕНИЕ

Жаропрочные стали с 12 % хрома и структурой, состоящей из смеси зерен мартенсита отпуска и высокотемпературного δ-феррита, используются в качестве конструкционных материалов в работающих атомных реакторах с жидкометаллическими теплоносителями и рассматриваются как кандидаты для использования в проектируемых энергетических установках аналогичного назначения большей мощности [1 – 5]. Их преимущество перед сталями с аустенитной структурой для подобного же назначения – низкие показатели радиационного распухания, что дает возможность повышать экономичность реакторов, увеличивая степень выгорания тяжелых атомов [6 – 8] через продолжительность топливной кампании [9 – 11]. В условиях

работы элементов и деталей узлов конструкций при температурах выше 600 °С показатели сопротивления тепловой ползучести являются базовыми характеристиками жаропрочности [12 – 14]. Известно о применении в реакторах на быстрых нейтронах сталей феррито-мартенситного структурного класса 12Х12М2БФР (ЭП-450) [15 – 19] и 16Х12МВСФБР (ЭП-823) [16, 17, 19 – 24], а также рассматриваемых для использования в тех же назначениях новых перспективных сталей 20Х12НМВФБАР (ЧС-139) [16] и 16Х12В2ФТaP (ЭК-181) [17, 25 – 27]. В литературе имеются данные о механических характеристиках этих сталей при испытании на растяжение в диапазоне температур 20 – 750 °С [26 – 33]. Ограниченные характеристики для скорости ползучести известны только для стали ЭП-450 [34] и ЭК-181 [35 – 37]. Для стали

16X12МВСФБР (ЭП-823), рассматриваемой как основной материал для изготовления оболочек тепловыделяющих элементов (ТВЭЛов) разрабатываемого реактора с естественной безопасностью типа БРЕСТ [38, 39], такие данные отсутствуют. В настоящей работе приведены результаты исследования закономерностей ползучести стали 16X12МВСФБР (ЭП-823), рассмотрена «свертка» такой информации через расчет параметра Ларсена-Миллера и определены пределы ползучести для некоторых температурно-силовых условий.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЙ

Исследования проводили на стали 16X12МВСФБР (ЭП-823). Слитки массой 3 кг были выплавлены в вакуумной индукционной печи марки LEYBOLD-HERARUS в НИТУ «МИСиС». Для оценки воспроизводимости результатов были сделаны три плавки. Шихтовые материалы применяли в виде кусков чистых металлов, кусков технического углерода с содержанием примесей

не более 0,1 % (по массе), азотистого феррохрома с содержанием азота не менее 10 % (по массе) и примесей не более 0,1 % (по массе) для получения сталей, чистых по неметаллическим включениям, а также для предотвращения появления у них склонности к отпускной хрупкости. Слитки расковывали вгорячую на прутки сечением примерно 16×16 мм. Небольшие части полученных прутков раскатывали вгорячую на лист толщиной 2 мм. Основным методом исследования были испытания на сжатие цилиндрических образцов с характерным размером 5 – 6 мм. Это позволило на порядок сократить время получения механических характеристик. Также проводили сравнительные испытания на растяжение плоских образцов с рабочей частью 20×3×1 мм. Все исследования проводили на воздухе при температурах 20 – 720 °С для получения кратковременных свойств и при 600 – 760 °С для получения характеристик сопротивления ползучести. Химический состав стали ЭП-823 трех плавки и содержание в их структуре δ -феррита в сравнении с требованиями технических условий приведены в табл. 1.

Таблица 1

Марочный химический состав стали 16X12МВСФБР (ЭП-823) и химические составы стали ЭП-823 плавки 1 – 3

Table 1. Base chemical composition of steel 16Cr12MoWSiVNbB (EP-823) and chemical compositions of steel EP-823 heats 1 – 3

Элемент	Содержание по ТУ 14-1-925–74 [40]	Содержание элемента, % (по массе) в плавке		
		1	2	3
C	0,14 – 0,18	0,180	0,180	0,170
Si	1,0 – 1,3	1,250	0,200	1,180
Mn	0,5 – 0,8	0,640	0,740	0,660
S	≤0,01	0,003	0,009	0,010
P	≤0,015	0,013	0,015	0,014
Cr	10 – 12	11,500	11,400	10,000
Ni	0,50 – 0,80	0,710	0,700	0,610
Mo	0,60 – 0,90	0,670	0,670	0,810
W	0,5 – 0,8	0,550	0,500	0,630
Nb	0,2 – 0,4	0,320	0,320	0,320
V	0,2 – 0,4	0,320	0,330	0,290
Ti	≤0,05	0,004	0,001	0,001
Ta	*	≤0,01	0,001	0,010
B	0,006**	0,003	0,003	0,006
N	≤0,050	0,010	0,010	0,015
Другое	Ce ≤0,1**	Cu = 0,17; Ce = 0,1**	Cu = 0,12; Ce = 0,05	Cu = 0,005; Ce = 0,14
Содержание δ -феррита, % (объемн.)	1 – 30***	6,3	12	8,7

* Легирование этим элементом не предусмотрено, содержание в итоговом составе не регламентировано.

** Расчетная величина по шихте.

*** Предельный разброс данной величины по литературным данным.

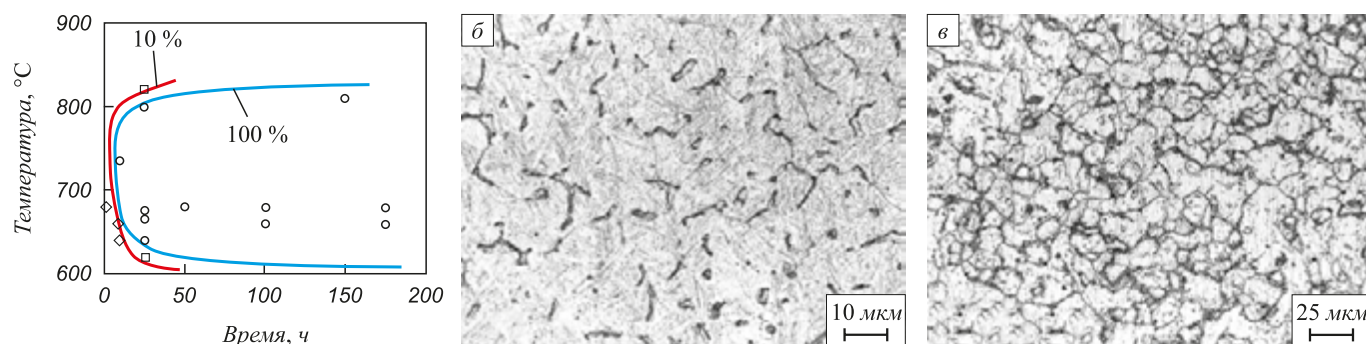


Рис. 1. Структурно-кинетические характеристики стали ЭП-823:

a – диаграмма изотермического распада переохлажденного аустенита стали ЭП-823, плавка 1 (◇ – признаки распада аустенита по диффузионному механизму отсутствуют; □ – есть признаки диффузионного распада; ○ – структура ферритного типа после полного распада аустенита по диффузионному механизму); *б* – структура стали ЭП-823, плавка 3, после закалки на мартенсит (темные области по границам светлых областей с мартенситной структурой – δ-феррит); *в* – структура стали ЭП-823, плавка 2, после изотермической закалки на феррит

Fig. 1. Structural-kinetic characteristics of EP-823 steel:

a – isothermal diagram of austenite decomposition of the EP-823 steel, heat 1 (◇ – attributes of austenite decomposition on diffusion mechanism are absent; □ – there are attributes on diffusion mechanism of austenite decomposition; ○ – structure like ferrite-type after full austenite decomposition on diffusion mechanism); *б* – structure of the EP-823 steel, heat 3, after quenching in oil on martensitic phase (dark areas on borders of light areas with martensitic structure – δ-ferrite); *в* – structure of steel EP-823, heat 2, after isothermal quenching on ferrite

Режим термической обработки стали ЭП-823 заковка с последующим высокотемпературным отпуском. Структурно-кинетические характеристики стали ЭП-823 приведены на рис. 1. С учетом характерного параметра диаграммы изотермического распада стали ЭП-823 (рис. 1, *a*), а именно времени инкубационного периода начала распада переохлажденного аустенита (для температуры «носа С-образной кривой», равной 735 °С, оно составляет 10 ч) охлаждение с любой скоростью выше ~ 1 °С/мин позволит предотвратить распад переохлажденного аустенита по диффузионному механизму и получить структуру с максимально возможным содержанием мартенсита (такая скорость охлаждения гарантируется не только закалкой и нормализацией, но и не самым медленным остыванием вместе с печью). Значения температуры A_{c1} стали ЭП-823 находятся в диапазоне 800 – 880 °С, а температуры A_{c3} – в диапазоне 900 – 980 °С. Основываясь на этих данных и данных из литературных источников, авторами были приняты параметры термической обработки, представленные в табл. 2.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Предварительными испытаниями были определены пределы текучести стали ЭП-823 при температурах от 20 до 720 °С и параметры зеренной структуры после полного цикла термических обработок. Эти данные приведены в табл. 3. На их основе назначались уровни напряжений при испытании на ползучесть. Найдено, что между результатами испытаний на сжатие и на растяжение существует линейная зависимость (рис. 2), выражаемая уравнением $\sigma_{0,2 \text{ сж}} = 1,3\sigma_{0,2 \text{ раст}}$.

Исходя из этого, большинство представленных результатов кратковременных испытаний получено при испытании на сжатие. Испытания на растяжение проводились для контроля, были немногочисленны и отмечены в табл. 3.

Для испытаний на ползучесть уровни напряжений выбирали в диапазоне 0,35 – 0,85 от соответствующего предела текучести. Пример характерной первичной кривой ползучести в координатах «время испытания –

Таблица 2

Параметры термической обработки стали ЭП-823

Table 2. Parameters of heat treatment of steel EP-823

Параметры высокотемпературной стадии обработки				Параметры отпуска			
температура нагрева, °С	время выдержки, мин	среда нагрева	способ и среда охлаждения	температура нагрева, °С	время выдержки, ч	среда нагрева	способ и среда охлаждения
1100	20	Аргон	Закалка в масло или нормализация на воздухе	760	1,5	Аргон	На спокойном воздухе

Пределы текучести и размер зерна исследуемых сталей после базовой термической обработки

Table 3. Yield strength and grain size of test steels after basic heat treatment

Параметр		Вид нагружения				
		сжатие, плавка 1	сжатие, плавка 2	сжатие, плавка 3	растяжение, плавка 1	растяжение*
Предел текучести, МПа, при температуре испытания, °С	20	864,1 ± 58,45	766,9 ± 20,52	874,7 ± 148,20	675 ± 42,0	740 – 645
	300	817,5 ± 53,75	–	–	620 ± 35,0	550 – 560
	400	785,3 ± 41,70	–	–	590 ± 21,0	530 – 535
	500	633,7 ± 53,90	–	–	495 ± 35,0	440 – 470
	600	485,4 ± 13,18	–	–	351 ± 14,0	305 – 310
	680	263,9 ± 28,38	–	–	207 ± 18,0	240 – 250
	700	268,0 ± 22,00	–	–	200 ± 13,5	180 – 190
	720	251,5 ± 5,84	282,7 ± 12,00	265,1 ± 23,90	195 ± 6,0	170 – 190
Размер «зерна», мкм	мартенсит	18	20	20	20	–
	δ-феррит	4,0	7,3	8,0	5,5	–

* Сравнительные данные из работ [18, 21 – 23, 32 – 33, 37, 39, 40 – 45] для испытания на растяжение; часть результатов получена интерполяцией по экспериментальным точкам.

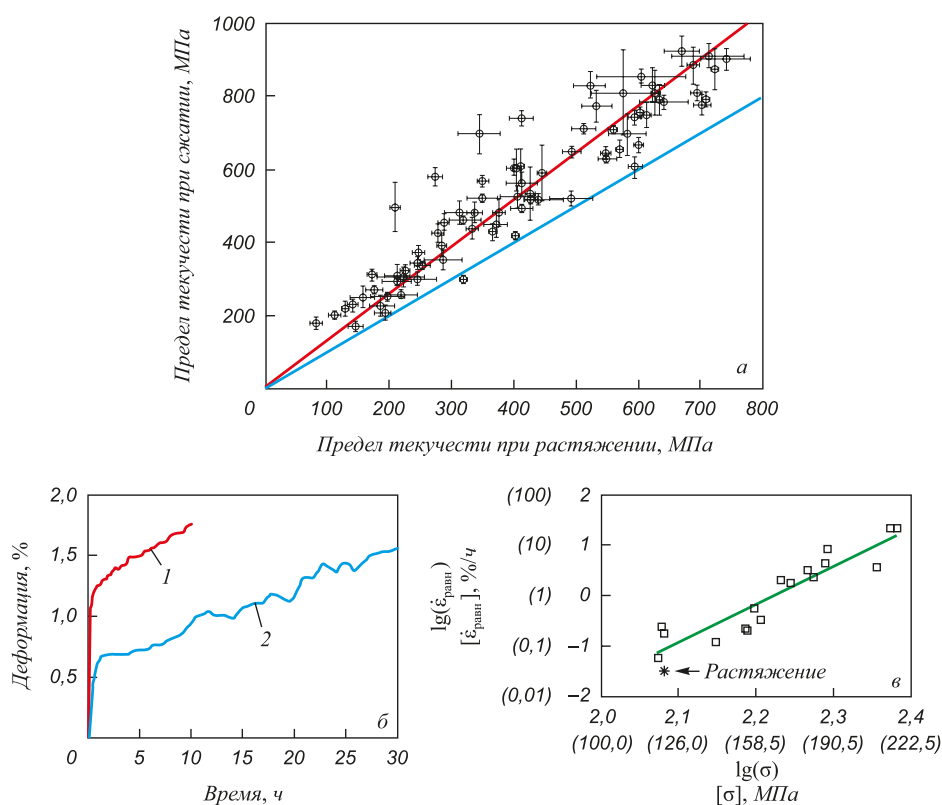


Рис. 2. Взаимосвязь результатов испытаний на растяжение и сжатие:

a – опыты на 40 экспериментальных сталях с 12 % Сг для определения характеристик прочности при температурах 20 – 720 °С;

б, в – опыты на стали 09Х12ВЗБР для определения характеристик ползучести при температуре 690 °С и напряжении 120 МПа:

б – первичные кривые ползучести при сжатии (1) и растяжении (2); *в* – зависимость скорости ползучести от напряжения в двойных логарифмических координатах при нагружении сжатием и растяжением (указано стрелкой)

Fig. 2. Interrelation of tests results for tensile and compression:

a – experiences on 40 experimental steels with 12 % of Cr for definition of strength characteristics at temperatures of 20 – 720 °С; *б, в* – experiences on steel 09Cr12W3NbB for definition of creep characteristics at 690 °С and at pressure of 120 MPa; *б* – primary curves of creep at compression and at tensile; *в* – dependence of creep velocity on pressure in double logarithmic coordinates at compression and at tensile (specified by an arrow)

абсолютное укорочение» представлен на рис. 2, б. На такого рода кривых всегда присутствуют:

- нулевая стадия упругого нагружения, длящаяся не более 1 мин;
- первая стадия неустановившейся ползучести, длящаяся не более 3 ч;
- вторая стадия установившейся ползучести, длящаяся до конца испытания.

Испытания проводили не более 11 ч и заканчивали всегда во время деформации образца на второй стадии. После испытания измеряли конечные размеры образцов (диаметр и высоту). Обработка первичных кривых ползучести включала общепринятые процедуры:

- визуальное разбиение кривой ползучести на стадии;
- установление продолжительности и деформации на всех стадиях.

По этим данным определяли истинную скорость ползучести на установившейся стадии, %/ч, и истинное напряжение в момент начала стадии установившейся ползучести, МПа (деформация на этой стадии была меньше, чем на стадии неустановившейся ползучести). Набор пар данных «уровни напряжений – соответствующие им скорости ползучести» составлял исходный массив для построения зависимости «напряжение – скорость ползучести» в двойных логарифмических ($\log \sigma - \log \dot{\epsilon}$, либо $\log \dot{\epsilon} - \log \sigma$) и в полулогарифмических ($\sigma - \log \dot{\epsilon}$, либо $\log \dot{\epsilon} - \sigma$) координатах методом наименьших квадратов в виде прямой линии. Из литературных источников следует, что именно такие варианты описания опытов по ползучести используются в экспериментах [46]. Диапазон варьирования факторов в опытах (σ , T , $d_{\text{зерна}}$) соответствует области степенной ползучести [47], что и определяет методику дальнейшего математического анализа. По сумме квадратов отклонений экспериментальных точек от линии аппроксимации определяли лучшее из двух описаний (двойное логарифмическое или полулогарифмическое) для каждого массива экспериментальных точек. Статис-

тический анализ этих данных, приведенный в табл. 4, показал, что во всех случаях двойное логарифмическое представление результатов ползучести дает лучшее совпадение результатов аппроксимации и эксперимента. В связи с этим далее будут анализироваться результаты, полученные только аппроксимацией в двойных логарифмических координатах. Примеры графических зависимостей, характеризующих скорость ползучести в зависимости от напряжения, приведены на рис. 3.

Данные каждого массива, характеризующие ползучесть при фиксированной температуре, использовались для получения исходных линейных уравнений $y = b + ax$ (y описывает напряжение, x – скорость ползучести, s – среднеквадратичное отклонение в пересчете на МПа) двух типов:

- зависимости скорости ползучести от напряжения вида

$$\log(\dot{\epsilon}) = \log(a_E) + n_E \log(\sigma) \quad (1a)$$

(эти уравнения позволяли рассчитывать скорости ползучести при любых заданных уровнях напряжений; их значения приведены в табл. 5);

- зависимости напряжения от скорости ползучести вида

$$\log(\sigma) = \log(a_s) + n_s \log(\dot{\epsilon}) \quad (1б)$$

(по этим уравнениям рассчитывали пределы ползучести по заданным допускам на скорость ползучести; значения пределов ползучести приведены в табл. 6).

Полученные характеристики уравнений (1a) и (1б) приведены в табл. 4.

Для уменьшения размерности матрицы опытных данных (в рассматриваемом случае матрицы «температура – напряжение – скорость ползучести») и нахождения аналитических зависимостей между переменными может применяться процедура определения параметра Ларсена-Миллера [13]. По этой методике, отработанной и широко применяемой для описания результатов опытов на длительную прочность с определением вре-

Таблица 4

Показатели моделей аппроксимации данных ползучести в виде $y = ax + b$ для расчета пределов ползучести

Table 4. Parameters of models for approximating the creep data in the form $y = ax + b$ to calculate the creep limits

Сталь	$T_{\text{испыт.}}, ^\circ\text{C}$	Показатели модели описания данных						Отношение $s1/s2$
		$\log \sigma - \log \dot{\epsilon}$			$\sigma - \log \dot{\epsilon}$			
		a	b	$s1$	a	b	$s2$	
ЭП-823, плавка 1	600	0,067	2,406	11,826	40,321	260,266	12,526	0,944
	650	0,047	2,275	5,447	20,19	194,046	5,677	0,959
	700	0,103	2,161	16,982	40,689	140,465	18,936	0,897
	740	0,101	2,083	5,574	25,212	108,724	7,608	0,733
ЭП-823, плавка 2	700	0,119	2,030	5,939	31,756	115,510	6,431	0,924
ЭП-823, плавка 3	700	0,122	2,070	7,527	32,174	124,864	8.165	0,960

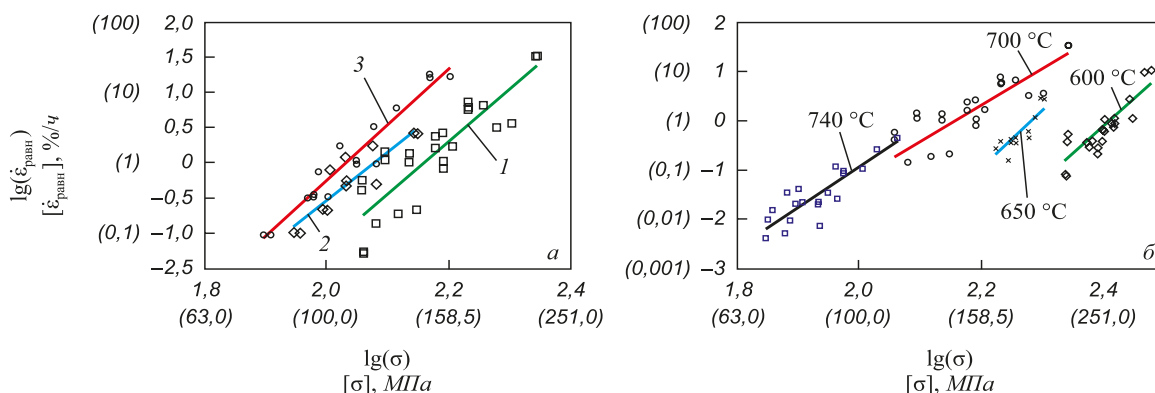


Рис. 3. Зависимость скорости установившейся ползучести стали ЭП-823 от напряжения в двойных логарифмических координатах при испытании на сжатие:
а – при 700 °С плавов 1, 2 и 3 (указаны цифрами на графике); б – при 600, 650, 700 и 740 °С (температуры указаны на графике) плавки 1

Fig. 3. Dependence of creep velocity of steel EP-823 on pressure in double logarithmic coordinates at compression test:
а – tests at 700 °C of heats 1, 2 and 3 (are specified by figures on the scheme); б – tests at 600, 650, 700 and 740 °C (temperatures are specified on the scheme) for heat 1

мени до разрушения τ_p , сначала определяется параметр Ларсена-Миллера $P = (T/1000)[C + \log(\tau_p)]$, а затем строится графическая зависимость напряжений σ , при которых проводились испытания, от параметра P . Эта зависимость является рабочей для анализа и прогноза данных. Для константы C авторами предлагается значение, равное 20. Известная из опытов зависимость $(\dot{\epsilon}\tau_p) = \text{const}$ [46] позволяет предложить такую же методику и для анализа данных по скорости ползучести, когда параметром P_s будет являться выражение

$$P_s = \frac{T}{1000} [C_s - \log(\dot{\epsilon})], \quad (2),$$

Таблица 5

Сопоставление логарифмов скоростей ползучести стали ЭП-823, рассчитанных для температуры 700 °С по разным температурно-силовым моделям

Table 5. Comparison of logarithms of creep velocities of steel EP-823, calculated for the temperature of 700 °C for different temperature-power models		
Напряжение, МПа	Расчет логарифмов скоростей ползучести по моделям (скорость ползучести задана в %/ч)	
	парная (1а)	Холломоны (5)
100	-1,162	-1,511
125	-0,448	-0,646
150	0,136	0,060
175	0,630	0,658
200	1,057	1,175
220	1,434	1,631
Параметр S^*	0,375	0,409

S^* – среднее квадратичное отклонение для данной модели для массива, по которому была получена модель (в логарифмическом измерении от скорости ползучести, %/ч)

где T – абсолютная температура, К; C_s – некоторая константа (постулируется в методике Ларсена-Миллера как равная 20); $\dot{\epsilon}$ – скорость ползучести на установившейся стадии, %/ч.

На рис. 4, а приведена взаимозависимость параметров P_s (вычисленных по уравнению (2)) и экспериментальных значений напряжений. Наличие линейной связи параметра Ларсена-Миллера с логарифмами напряжений вида $\log(\sigma) = a_s + b_s P_s$ (где коэффициенты $a_s = 4,304$, $b_s = -0,109$) позволяет предложить уравнение

Таблица 6

Сопоставление пределов ползучести стали ЭП-823 для температур 600, 650 и 700 °С, рассчитанных по разным температурно-силовым моделям

Table 6. Comparison of the creep limits of steel EP-823 for temperatures of 600, 650 and 700 °C, calculated from different temperature-force models

$T, ^\circ\text{C}$	Скорость ползучести, %/ч	Пределы ползучести, МПа	
		парная (1б)	Ларсена-Миллера (3)
600	1	255,0	251,7
	0,1	218,5	202,2
	0,01	187,4	162,4
650	1	188,2	195,8
	0,1	169,0	155,3
	0,01	151,0	123,2
700	1	144,82	152,4
	0,1	114,31	119,3
	0,01	90,23	93,49
Параметр S^{**}		0,044	0,046

S^{**} – среднее квадратичное отклонение для логарифмов напряжений (в логарифмическом измерении)

$$\log(\sigma) = 4,304 - 0,109 \left(\frac{T}{1000} \right) [20 - \log(\dot{\epsilon})] \quad (3)$$

для нахождения пределов ползучести по заданному допуску на скорость деформации при любых значениях параметров из исследуемого диапазона их изменения. На рис. 4, б показаны вычисленные по уравнению (3) и экспериментальные значения напряжений. Среднеквадратичное отклонение

$$S = \sqrt{\sum \frac{[\log(\sigma_{\text{расч}}) - \log(\sigma_{\text{опыт}})]^2}{n-2}}$$

для модели (3) составляет менее 4 % от величины среднего значения логарифмов напряжений. Рассчитанные по уравнению (3) пределы ползучести стали ЭП-823 при температурах 600, 650 и 700 °С приведены в табл. 5 и на рис. 4, в.

Для прогнозирования скорости ползучести для заданного уровня напряжения также может быть опробована модель на основе параметрической зависимости по Ларсену-Миллеру в виде

$$P_E = \frac{T}{1000} [C_E - \log(\sigma)]. \quad (4)$$

Наилучшее совпадение вычисленных значений $\log(\dot{\epsilon})$ с экспериментальными наблюдается при $C_E = 0$. Тогда такой вид параметрической зависимости именуется аппроксимацией по Холломону [48]. С учетом этого уравнение для скорости ползучести имеет вид:

$$\log(\dot{\epsilon}) = -19,355 + 9,17 \left(\frac{T}{1000} \right) \log(\sigma). \quad (5)$$

Сравнение прогнозных (вычисленных по уравнению (5)) и опытных скоростей ползучести показано на рис. 5, а.

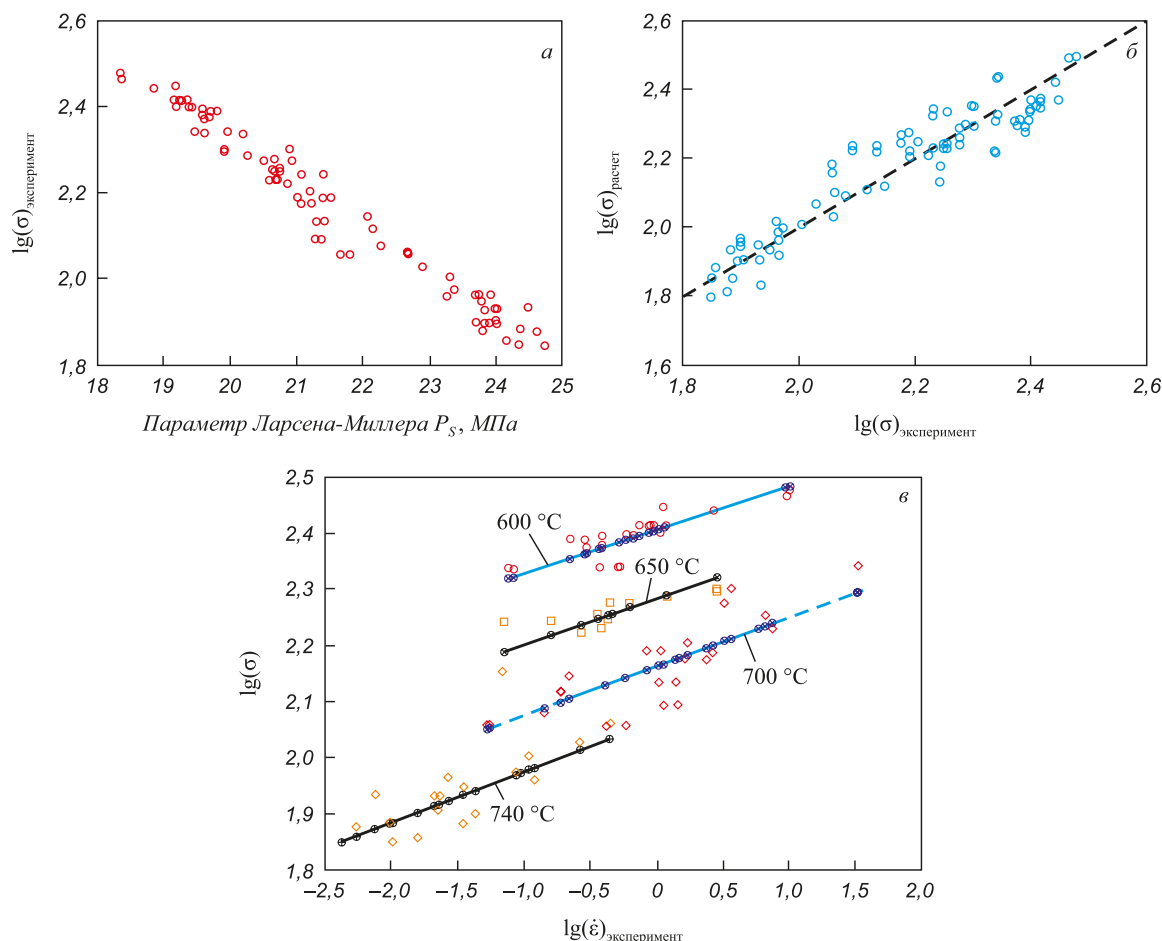


Рис. 4. Графические характеристики математических моделей:

а – взаимозависимость параметра Ларсена-Миллера P_s и значений напряжений σ ; б – сравнение экспериментальных и рассчитанных по модели Ларсена-Миллера напряжений по всем экспериментальным точкам; штриховая линия – линия равных значений; в – сопоставление экспериментальных (открытые символы) и расчетных (по уравнению (3), затемненные символы) зависимостей $\log(\sigma) - \log(\dot{\epsilon})$ для температур 600, 650, 700 и 740 °С (указаны на графике)

Fig. 4. Graphic characteristics of mathematical models:

а – interdependence of Larsen-Miller's parameter P_s and values of pressure σ ; б – comparison experimental and calculated on Larsen-Miller's model pressures on all experimental points; shaped line – a line of equal values; в – comparison of experimental (the open symbols) and calculated (by the equation (3), the blacked out symbols) dependences $\log(\sigma) - \log(\dot{\epsilon})$ for temperatures of 600, 650, 700 and 740 °С (specified on the schedule)

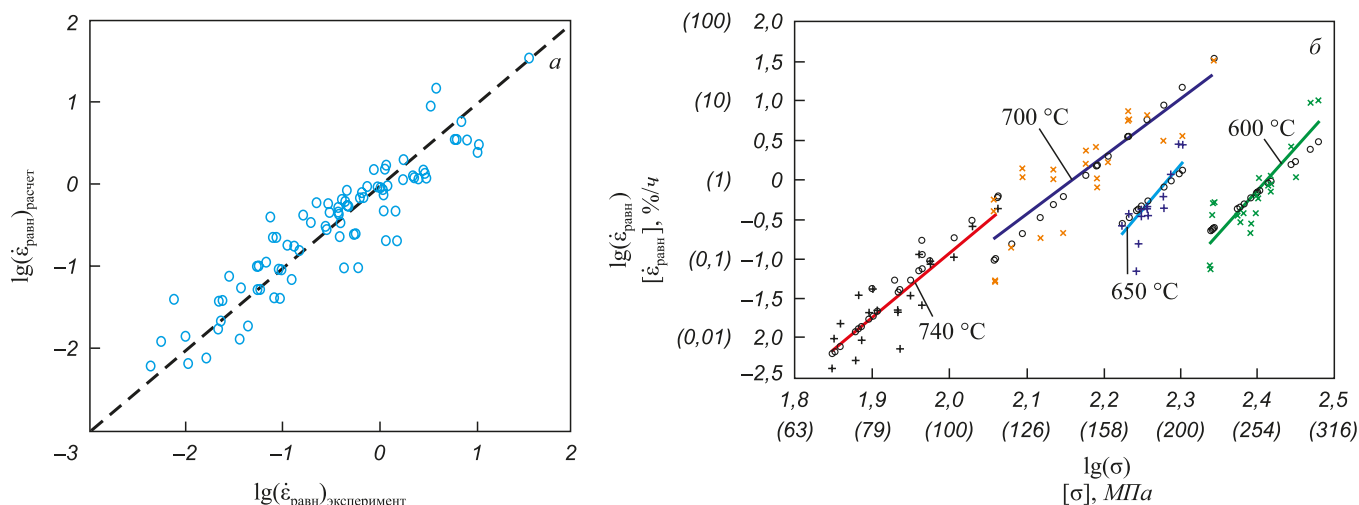


Рис. 5. Графические характеристики математической модели по Холлому (уравнение (5)) для связи скорости ползучести и напряжения: *a* – сопоставление расчета и эксперимента для логарифма скорости ползучести; *б* – зависимость скорости ползучести от напряжения в двойных логарифмических координатах для стали ЭП-823 при температурах 600, 650, 700 и 740 °С (красные кружки – расчет по уравнению (5), крестики и плюсики – эксперимент, линии – аппроксимации опытных данных в парной модели)

Fig. 5. Graphic characteristics of mathematical models by Hollomon (equation (5)) for comparison of creep and stress velocities: *a* – comparison of calculation and experiment for the logarithm of creep velocity; *b* – dependence of creep velocity on pressure in double logarithmic coordinates of EP-823 steel for temperatures of 600, 650, 700 and 740 °C (red mugs – calculation on (5), daggers and signs on addition – experiment, lines – approximations of experimental data in pair model)

Среднеквадратичное отклонение для модели (5)

$$S_E = \sqrt{\sum \frac{[\log(\dot{\epsilon}_{\text{расч}}) - \log(\dot{\epsilon}_{\text{опыт}})]^2}{n-2}}$$

составляет около 60 %

от величины среднего значения модулей логарифмов скоростей ползучести. В табл. 7 приведены рассчитанные по уравнению (5) скорости ползучести стали ЭП-823 при температуре 700 °С.

Анализ значений пределов ползучести и скоростей ползучести, приведенных в табл. 5 и 6, показывает, что точность предсказания этих характеристик сопоставима при использовании любой из анализировавшихся моделей, но предпочтение следует отдать описанию по Холлому (Ларсену-Миллеру), поскольку эти модели учитывают все три варьируемых фактора. Второе

наблюдение состоит в том, что точность определения пределов ползучести на порядок лучше, чем точность определения скоростей ползучести, что связано с диапазоном варьирования факторов (варьирование скоростей ползучести – это несколько порядков, тогда как напряжение варьируется в пределах одного порядка).

Наличие данных о скорости ползучести при разных температурах дает возможность определить условную энергию активации ползучести Q в диапазоне 600 – 760 °С при экспоненциальном описании результатов в виде $\dot{\epsilon} = \sigma^n \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right)$ [46], которое после логарифмирования приводится к линейному виду $\log(\dot{\epsilon}) = A' + B' \log(\sigma) + \frac{C'}{T}$ переменными $x = \log(\sigma)$, $y = \frac{1}{T}$,

Таблица 7

Характеристики ползучести при напряжении 120 МПа стали 09Х12ВЗБР при испытаниях на сжатие и растяжение при 690 °С и стали ЭП-823 при 700 °С

Table 7. Creep characteristics at a stress of 120 MPa of steel 09Cr12W3NbB in compression and tensile testing at 690 °C and steel EP-823 at 700 °C

Материал	Метод испытания	Длительность испытания, ч	Деформация установившейся стадии, %	Скорость установившейся ползучести, %/ч
Сталь 09Х12ВЗБР	Сжатие	10,0	0,50	0,057
	Растяжение	30,0	0,90	0,032
Сталь ЭП-823, плавка 1	Сжатие	10,0	0,35	0,264
Сталь ЭП-823, плавка 2	Сжатие	9,5	7,90	2,470
Сталь ЭП-823, плавка 3	Сжатие	7,2	10,20	1,060

$z = \log(\dot{\epsilon})$. Коэффициенты A' , B' и C' были найдены с помощью программы Statistica. Из $C' = \frac{Q \log(e)}{R} = -18\,471$ искомая величина равна $Q = \frac{C'R}{\log(e)} = 357\,266$ Дж/моль (здесь e – основание натурального логарифма; R – универсальная газовая постоянная). По порядку величины она близка к энергии активации самодиффузии α -железа (196 – 326 кДж/моль по данным работы [49]). В опытах на ползучесть строительной стали Ст.3 была получена величина энергии активации того же порядка: 310,8 – 387,8 кДж/моль [50].

Использование сжатия микрообразцов как метода испытаний на ползучесть ставит вопрос о возможности сопоставления результатов таких испытаний с результатами, полученными при испытании на растяжение. Этот вопрос проверен авторами в сопоставительных опытах на перспективной опытной стали 09X12B3BP со структурой из 70 % мартенсита и 30 % (объемн.) δ -феррита. Испытания на ползучесть на воздухе при 690 °C проводили на цилиндрических микрообразцах с характерными размерами ~ 5 мм по схеме сжатия на базе до 11 ч и на плоских образцах с размерами рабочей части ~ 20×3×1 мм по схеме растяжения на базе до 30 ч. Все образцы изначально были подвергнуты закалке и высокому отпуску в одной садке. Результаты испытаний приведены на рис. 2, б, в и в табл. 7. Там же приведены данные по скорости ползучести в сходных условиях стали ЭП-823 разных плавок. Данные табл. 7 свидетельствуют о том, что скорости ползучести стали одной марки 09X12B3BP и одной плавки показывают сходные скорости ползучести при разных способах нагружения. В то же время скорости ползучести стали одной марки ЭП-823 при нагружении одинаковым способом (сжатием), но разных плавок, могут различаться на порядок.

Выводы

Приведены значения пределов ползучести и скорости ползучести стали ЭП-823 при температурах 600 – 760 °C, которые могут быть использованы при расчетах и проектировании деталей и конструкций. Получены математические выражения, позволяющие вычислять эти характеристики в исследованном диапазоне варьирования факторов.

Лучшее совпадение вычисленных пределов ползучести для заданных допусков по скорости ползучести дает описание в двойных логарифмических координатах ($\log \sigma - \log \dot{\epsilon}$) по сравнению с полулогарифмическими координатами ($\sigma - \log \dot{\epsilon}$).

Точность предсказания пределов ползучести и скоростей ползучести сопоставима при использовании как парной модели ($\log \sigma - \log \dot{\epsilon}$), так и параметрической модели Холломона (Ларсена-Миллера), но предпочтение следует отдать описанию по Холломену (Ларсену-Миллеру), поскольку эта модель учитывает все три

варьируемых фактора: скорость ползучести, напряжение и температуру.

Точность определения пределов ползучести на порядок лучше, чем точность определения скоростей ползучести, и составляет ~ 4 %, что связано с сильно различающимися диапазонами варьирования факторов (варьирование скоростей ползучести – это несколько порядков, тогда как напряжение варьируется в пределах одного порядка).

Между результатами испытаний на сжатие и растяжение при определении характеристик прочности существует линейная зависимость, выражаемая уравнением $\sigma_{0,2 \text{ сж}} = 1,3 \sigma_{0,2 \text{ раст}}$.

Скорости ползучести стали одной марки (09X12B3BP) и одной плавки при разных способах нагружения (растяжении и сжатии) имеют сходные значения, в то время как скорости ползучести стали одной марки (ЭП-823), но разных плавок, даже при одном способе нагружения (сжатии) могут различаться на порядок.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Конструкционные материалы ядерных реакторов / Н.М. Бескоровайный, Б.А. Калинин, П.А. Платонов, И.И. Чернов. – М.: Энергоатомиздат, 1995. – 704 с.
2. Солонин М.И., Решетников Ф.Г., Иолтуховский А.Г., Никулина А.В. Новые конструкционные материалы активных зон ядерных энергетических установок // Физика и химия обработки материалов. 2001. № 4. С. 17 – 27.
3. Физико-энергетический институт: летопись в судьбах / Под ред. А.В. Зродникова / ГНЦ РФ ФЭИ им. А.И. Лейпунского. – Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2006. – 334 с.
4. Klueh R., Harries D. High chromium ferritic and martensitic steels for nuclear applications. – Bridgeport, USA: ASTM stock number: MONO3, 2001. – 217 p.
5. Yan Wei, Wang Wei, Shan Yiyin etc. 9-12Cr Heat-Resistant Steels. Engineering Materials. – Springer, 2015. – 223 p.
6. Герасимов В.В., Монахов А.С. Материалы ядерной техники: Учебник для вузов. – 2-е изд., перераб и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1982. – 312 с.
7. Конструкционные материалы ядерных реакторов. В 2-х частях. Ч. II: Структура, свойства, назначения / Н.М. Бескоровайный, Ю.С. Беломытцев, М.Д. Абрамович и др. – М.: Атомиздат, 1977. – 256 с.
8. Ибрагимов Ш.Ш., Кирсанов В.В., Пятилетов Ю.С. Радиационные повреждения металлов и сплавов. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 240 с.
9. Klueh R.L. Elevated-temperature ferritic and martensitic steels and their application to future nuclear reactors. – OakRidge, Tennessee, USA, 2004. – 66 p.
10. Физическое материаловедение: Учебник для вузов. Т. 6. Конструкционные материалы ядерной техники / Б.А. Калинин, П.А. Платонов, Ю.В. Тузов и др. / Под общ. ред. Б.А. Калина. – М.: НИЯУ МИФИ, 2012. – 736 с.
11. Фрост Б. Твэлы ядерных реакторов / Пер. с англ. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 248 с.
12. Ланская К.А. Высокохромистые жаропрочные стали. – М.: Металлургия, 1976. – 216 с.
13. Химушин Ф.Ф. Нержавеющие стали. – М.: Металлургия, 1967. – 800 с.
14. Вотинов С.Н., Головин И.С., Колотушкин В.П. Проблемы разработки перспективных материалов для оболочек твэлов реакторов на быстрых нейтронах. – В сб.: Атомные электро-

- станции России. 60 лет атомной промышленности. – М., 2005. С. 313 – 335.
15. Мальцев В.В., Огородов А.М., Росляков В.Ф. и др. Опыт эксплуатации твэлов и ТВС реактора БН-600. – В кн.: Труды Международной конференции по радиационному материаловедению. Алушта. 22 – 25 мая 1990 г. – Харьков: ХФТИ, 1990. Т. 4. С. 105 – 112.
 16. Целищев А.В., Агеев В.С., Буданов Ю.П., Митрофанова Н.М. Разработка конструкционной стали для твэлов и ТВС быстрых реакторов // Атомная энергия. 2010. Т. 108. Вып. 4. С. 217 – 222.
 17. Солонин М.И., Иолтуховский А.Г., Бибилашвили Ю.К. и др. Проблемы создания и модификации нержавеющей сталей для деталей активных зон ядерных реакторов на быстрых нейтронах и термоядерного реактора синтеза // Физика и химия обработки материалов. 2001. № 5. С. 5 – 13.
 18. Dvoriashin A.M., Porollo S.I., Konobeev Yu.V., Garner F.A. Influence of high dose neutron irradiation on microstructure of EP-450 ferritic-martensitic steel irradiated in three Russian fast reactors // Journal of Nuclear Materials. 2004. Vol. 329-333. P. 319 – 323.
 19. Odette G.R., Alinger M.J., Wirth B.D. Recent developments in irradiation-resistant steels // Annual Review of Materials Research. 2008. Vol. 38. P. 471 – 503.
 20. Kupriyanova Y.E., Bryk V.V., Borodin O.V. etc. Use of double and triple-ion irradiation to study the influence of high levels of helium and hydrogen on void swelling of 8–12% Cr ferritic-martensitic steels // Journal of Nuclear Materials. 2016. Vol. 468. P. 264 – 273.
 21. Русанов А.Е., Троянов В.М., Беломытцев Ю.С., Шулупин С.В. Разработка и исследование оболочечных сталей для твэлов ЯЭУ с тяжелым теплоносителем. – В кн.: Сб. докл. конф. «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях». – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 1999. Т. 2. С. 673 – 685.
 22. Roy A.K., Hossain M.K. Cracking of martensitic alloy EP-823 under controlled potential // Journal of Materials Engineering and Performance. 2006. Vol. 15. No. 3. P. 336 – 344.
 23. Maloy S.A., Romero T., James M.R. Tensile testing of EP-823 and HT-9 after irradiation in STIP II // Journal of Nuclear Materials. 2006. Vol. 356. Issue 1-3. P. 56 – 61.
 24. Voyevodin V.N., Karpov S.A., Kopanets I.E. etc. Influence of displacement damage on deuterium and helium retention in austenitic and ferritic-martensitic alloys considered for ADS service // Journal of Nuclear Materials. 2016. Vol. 468. P. 274 – 280.
 25. Иолтуховский А.Г., Леонтьева-Смирнова М.В., Чернов В.М. и др. Разработка жаропрочной 12 %-ной хромистой стали 16X12B2TaP нового поколения с быстрым спадом наведенной активности для атомной энергетики России // Металловедение и термическая обработка металлов. 2002. № 11. С. 60 – 64.
 26. Ioltukhovskiy A.G., Blokhin A.I., Budykin N.I. etc. Material science and manufacturing of heat-resistant reduced-activation ferritic-martensitic steels for fusion // Journal of Nuclear Materials. 2000. Vol. 283-287. P. 652 – 656.
 27. Ioltukhovskiy A.G., Leonteva-Smirnova M.V., Solonin M.I. etc. Heat resistant reduced activation 12% Cr steel of 16Cr12W2VTaB type-advanced structural material for fusion and fast breeder power reactors // Journal of Nuclear Materials. 2002. Vol. 307-311. P. 532 – 535.
 28. Иолтуховский А.Г., Леонтьева-Смирнова М.В., Чернов В.М. и др. Разработка жаропрочной 12% хромистой стали 16X12B2FTaP нового поколения с быстрым спадом наведенной активности для нужд атомной энергетики России // Вопросы атомной науки и техники (Харьков). 2003. № 6. Серия: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение (84). С. 60 – 64.
 29. Nikitina A.A., Ageev V.S., Chukanov A.P. etc. R&D of ferritic-martensitic steel EP450 ODS for fuel pin claddings of prospective fast reactors // Journal of Nuclear Materials. 2012. Vol. 428. P. 117 – 124.
 30. Klueh R. L., Ehrlich K., Abe F. Ferritic/martensitic steels: Promises and problems // Journal of Nuclear Materials. 1992. Vol. 191. P. 116 – 124.
 31. Roy A. K., Kukutla S. R., Yarlagadda B. etc. Tensile properties of martensitic stainless steels at elevated temperatures // Journal of Materials Engineering and Performance. 2005. Vol. 14 (2). P. 212 – 218.
 32. Porollo S.I., Dvoriashin A.M., Konobeev Yu.V., Garner F.A. Microstructure and mechanical properties of ferritic/martensitic steel EP-823 after neutron irradiation to high doses in BOR-60 // Journal of Nuclear Materials. 2004. Vol. 329-333. P. 314 – 318.
 33. Maloy Stuart A., Romero T., James M.R., Dai Y. Tensile testing of EP-823 and HT-9 after irradiation in STIP II // Journal of Nuclear Materials. 2006. Vol. 356. P. 56 – 61.
 34. Марочник сталей и сплавов. – 4-е изд, перераб и доп. / Под общей ред. Ю.Г. Драгунова и А.С. Зубченко. – М.: Машиностроение, 2015. – 1216 с.
 35. Леонтьева-Смирнова М.В., Агафонов А.Н., Ермолаев Г.Н. и др. Микроструктура и механические свойства малоактивируемой ферритно-мартенситной стали ЭК-181 (RUSFER-EK-181) // Перспективные материалы. 2006. № 6. С. 40 – 52.
 36. Пат. 2211878 РФ. Малоактивируемая жаропрочная радиационно-стойкая сталь / М.И. Солонин, А.Г. Иолтуховский, М.В. Леонтьева-Смирнова и др.; опубл. 10.09.2003.
 37. Zhongfei Ye, Wang Pei, Li Dianzhong etc. Effect of carbon and niobium on the microstructure and impact toughness of a high silicon 12 % Cr ferritic/martensitic heat resistant steel // Materials Science and Engineering A. 2014. Vol. 616. P. 12 – 19.
 38. Зеленский Г.К., Иолтуховский А.Г., Леонтьева-Смирнова М.В. и др. Исследование коррозионной стойкости стальной оболочки твэла в свинцовом теплоносителе // Металловедение и термическая обработка металлов. 2007. № 11. С. 34 – 39.
 39. Ye Zhongfei, Wang Pei, Li Dianzhong, Li Yiyi. M23C6 precipitates induced inhomogeneous distribution of silicon in the oxide formed on a high-silicon ferritic/martensitic steel // Scripta Materialia. 2015. Vol. 97. P. 45 – 48.
 40. Справочник по свойствам материалов для перспективных реакторных технологий. Т. 5. Свойства реакторных сталей и сплавов / В.П. Бобков, А.И. Блохин, В.Н. Румянцев и др.; под ред. В.М. Поплавского. – М.: ИздАТ, 2014. – 584 с.
 41. Ватулин А.В. Конструкционные и топливные материалы активных зон ядерных реакторов (состояние и направление развития). – В кн.: Топливный цикл ядерной энергетики России. Научные проблемы и перспективы. – М.: ФГУП ВНИИНМ, 2006. С. 113 – 130.
 42. Иолтуховский А.Г., Ланская К.А., Беломытцев Ю.С., Саратовский Л.Н. Выбор режимов термообработки 12%-ной хромистой стали ЭП-823 применительно к условиям работы чехлов ТВС реактора БН-600 // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Атомное материаловедение. 1985. Вып. 2 (19). С. 65 – 70.
 43. Бибилашвили Ю.К., Иолтуховский А.Г., Казеннов Ю.И. и др. Служебные характеристики 12 %-ных хромистых сталей применительно к условиям работы элементов активных зон реакторов со свинцовым и свинцово-висмутовым теплоносителями. – В кн.: Сб. докл. конф. «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях». – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 1999. Т. 2. С. 782 – 791.
 44. Иолтуховский А.Г., Леонтьева-Смирнова М.В., Агеев В.С. и др. Влияние исходного структурного состояния на склонность 12 % хромистой стали к охрупчиванию под облучением. – В кн.: Третья межотраслевая конф. по реакторному материаловедению. Дмитровград, 27 – 30 октября 1992 г. Т. 2. – Дмитровград: ГНЦ РФ-НИИАР, 1994. С. 56 – 68.
 45. Хабаров В.С., Поролло С.И. Влияние исходной термообработки на механические свойства облученных ферритно-мартенситных сталей ЭИ-842, ЭП-450 и ЗП-823. – В кн.: Сб. докл. Пятой межотраслевой конф. по реакторному материаловедению. Дмитровград, 8 – 12 сентября 1997 г. Т. 2. Ч. 2. – Дмитровград: ГНЦ РФ-НИИАР, 1998. С. 123 – 135.
 46. Розенберг В.М. Основы жаропрочности металлических материалов. – М.: Металлургия, 1973. – 328 с.
 47. Штремель М.А. Прочность сплавов. Ч. 2: Деформация. – М.: ИД МИСиС, 1999. – 518 с.

48. Шлякман Б.М., Ямпольский О.Н., Ратушев Д.В. Один способ определения константы C в параметре Холломоны // Металловедение и термическая обработка металлов. 2010. № 9 (663). С. 48 – 51.
49. Образцов С.М., Шимкевич А.Л. Бутстреп-идентификация экспоненциальной зависимости // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2000. Т. 66. № 1. С. 62 – 64.

50. Беломятцев М.Ю., Мордашов С.В. Закономерности кратковременной ползучести стали Ст3 // Изв. вуз. Черная металлургия. 2015. № 11. С. 798 – 801.

Поступила в редакцию 7 сентября 2017 г.

После доработки 11 марта 2019 г.

Принята к публикации 29 марта 2019 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2019. Vol. 62. No. 4, pp. 290–302.

CREEP RESISTANCE OF FERRITIC-MARTENSITIC STEEL 16Cr12MoWSiVNbB (EP-823)

M.Yu. Belomytsev¹, V.G. Molyarov²

¹National University of Science and Technology “MISIS” (MISIS), Moscow, Russia

²JSC “VNIINEFTEMASH”, Moscow, Russia

Abstract. Base characteristics of ferritic-martensitic heat resisting steels with 12 % of chrome are parameters of their strength and creep resistance at temperatures of 600 – 750 °C. Steel 16Cr12MoWSiVNbB (EP-823) is considered as the basic material for manufacturing environments fuel rods (TVEL) of a developed reactor with natural safety of BREST type. In the literature, there are data about its mechanical characteristics for tensile tests in a range of temperatures of 20 – 750 °C and the limited characteristics of rupture strength. Data on its creep velocity is absent. Laws of creep of steel EP-823 were investigated on metal of three heats with weight of 3 kg. The compression tests at air were applied for cylindrical samples of 5 ÷ 6 mm at temperatures of 600 – 760 °C and stresses of 70 – 310 MPa. The base of compression tests did not exceed 11 hours. The structure after quenching and tempering consisted of tempered martensite and 6 – 12 vol. % of delta-ferrite, the grain size was less 20 µm. It is shown, that the description of creep tests results in double logarithmic ($\log(\sigma) - \log(\dot{\epsilon})$) coordinates provides the best concurrence of results of approximation and experiment, than in half-logarithmic ($\sigma - \log(\dot{\epsilon})$). The analysis of parametrical dependences on Hollomon's $P_s = (T/1000)[C_s - \log(\dot{\epsilon})]$ and to Larsen-Miller's $P_E = (T/1000)[C_E - \log(\sigma)]$ has allowed to find the equations for creep velocity for the set pressure level of 100 – 220 MPa in the form of $\log(\dot{\epsilon}) = -19,355 + 9,17(T/1000)\log(\sigma)$ and ultimate strength of creep under the set admissions for creep velocity of 0,01 – 1 %/hour in the form of $\log(\sigma) = 4,304 - 0,109(T/1000)[20 - \log(\dot{\epsilon})]$. Calculations of ultimate strength of creep and creep velocity on pair models and models of Hollomon (Larsen-Miller) give close results, but the preference should be given the second ones as these models consider all three varied factors. Data of control tests under the scheme of a tensile in the same conditions are cited. It is shown, that between results of tests on compression and on tensile at definition of durability characteristics, there is the linear dependence expressed by the equation $\sigma_{0,2}$ at compression = 1.3 $\sigma_{0,2}$ at tensile. At the analysis of creep it has been established, that creep velocity for steel of one grade (09Cr12W3NbB) and for one heat at different type of loading (tensile or compression) have similar values while creep velocities for steel of one grade (EP-823), but of different heats even at one type of loading – compression, can differ substantially.

Keywords: heat resisting steels, high-Cr steels, martensite, delta-ferrite, isothermal diagram of austenite decomposition, high-temperature strength, yield stress, compression, tensile test, creep, ultimate strength of creep, Larsen-Miller's parameter, creep constitutive equation.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-290-302

REFERENCES

1. Beskorovainyi N.M., Kalin B.A., Platonov P.A., Chernov I.I. *Konstruktsionnye materialy yadernykh reaktorov* [Constructional materials of nuclear reactors]. Moscow: Energoatomizdat, 1995, 704 p. (In Russ.).

2. Solonin M.I., Reshetnikov F.G., Ioltukhovskii A.G., Nikulina A.V. New constructional materials for active zones of nuclear power installations. *Fizika i khimiya obrabotki materialov*. 2001, no. 4, pp. 17–27. (In Russ.).
3. *Fiziko-energeticheskii institut: letopis' v sud'bakh* [Institute of physics and power engineering: Annals in people destiny]. Zrodnikov A.V. ed. Obninsk: GNTs FR FEI, 2006, 334 p. (In Russ.).
4. Klueh R., Harries D. *High chromium ferritic and martensitic steels for nuclear applications*. Bridgeport, USA: ASTM stock number: MONO3, 2001, 217 p.
5. Yan Wei, Wang Wei, Shan Yiyin, Yang Ke, Sha Wei. *9-12Cr Heat-Resistant Steels. Engineering Materials*. Springer, 2015, 223 p.
6. Gerasimov V.V., Monakhov A.S. *Materialy yadernoi tekhniki. Uchebnik dlya vuzov* [Materials of nuclear technics. Textbook for universities]. Moscow: Energoatomizdat, 1982, 312 p. (In Russ.).
7. Beskorovainyi N.M., Belomytsev Yu.S., Abramovich M.D., Ivanov V.K., Shulepov V.I. *Konstruktsionnye materialy yadernykh reaktorov. V 2-kh chastyakh. Ch. II: Struktura, svoystva, naznacheniya* [Constructional materials for nuclear reactors. In 2 Parts. Part 2: Structure, properties, application]. Moscow: Atomizdat, 1977, 256 p. (In Russ.).
8. Ibragimov Sh.Sh., Kirsanov V.V., Pyatiletov Yu.S. *Radiatsionnye povrezhdeniya metallov i splavov* [Irradiation damage of metals and alloys]. Moscow: Energoatomizdat, 1985, 240 p. (In Russ.).
9. Klueh R.L. *Elevated-temperature ferritic and martensitic steels and their application to future nuclear reactors*. Oak Ridge, Tennessee, USA, 2004, 66 p.
10. *Fizicheskoe materialovedenie. Uchebnik dlya vuzov. Tom 6*: Kalin B.A., Platonov P.A., Tuzov Yu.V., Chernov I.I., Shtrombakh Ya.I. *Konstruktsionnye materialy yadernoi tekhniki* [Physical material science. Textbook for universities. Vol. 6. Constructional materials of nuclear techniques]. Kalin B.A. ed. Moscow: NIYaU MIFI, 2012, 736 p. (In Russ.).
11. Frost Brian R.T. *Nuclear fuel elements: Design, Fabrication and Performance*. Oxford, 1982. (Russ. ed.: Frost B. *Tvely yadernykh reaktorov*. Moscow: Energoatomizdat, 1986, 248 p.).
12. Lanskaya K.A. *Vysokokhromistye zharoprochnye stali* [High-chromium heat resisting steels]. Moscow: Metallurgiya, 1976, 216 p. (In Russ.).
13. Khimushin F.F. *Nerzhavayushchie stali* [Stainless steels]. Moscow: Metallurgiya, 1967, 800 p. (In Russ.).
14. Votinov S.N., Golovin I.S., Kolotushkin V.P. Development of perspective materials for fuel rods cover of nuclear reactors on fast neutrons. In: *Atomnye elektrostantsii Rossii. 60 let atomnoi promyshlennosti* [Atomic power stations of Russia. 60 years of the nuclear industry]. Moscow, 2005, pp. 313–335. (In Russ.).
15. Mal'tsev V.V., Ogorodov A.M., Roslyakov V.F., Sergeev G.A., Sheinkman A.G. Operating experience of fuel rods and fuel assembly wrappers (FAW) of reactor BN-600. In: *Trudy Mezhdunarodnoi konferentsii po radiatsionnomu materialovedeniyu, Alushta, 22 – 25 maya 1990 g.* [Papers of Int. Conf. on Radiating Material Science. Alushta. 22 – 25 on May, 1990]. Vol. 4. Kharkov: KhFTI, 1990, pp. 105–112. (In Russ.).

16. Tselishchev A.V., Ageev V.S., Budanov Yu.P., Mitrofanova N.M. Development of structural steel for fuel elements and fuel assemblies of sodium-cooled fast reactors. *Atomic Energy*. 2010, vol. 108, no. 4, pp. 274–280.
17. Solonin M.I., Ioltukhovskii A.G., Bibilashvili Yu.K., Leont'eva-Smirnova M.V., Medvedeva E.A., Mitrofanova N.M., Budanov Yu.P., Chernov V.M., Tselishchev A.V. Problems of creation and development of stainless steels for details of active zones of nuclear reactors on fast neutrons and of thermonuclear reactor of synthesis. *Fizika i khimiya obrabotki materialov*. 2001, no. 5, pp. 5–13. (In Russ.).
18. Dvoriashin A.M., Porollo S.I., Konobeev Yu.V., Garner F.A. Influence of high dose neutron irradiation on microstructure of EP-450 ferritic–martensitic steel irradiated in three Russian fast reactors. *Journal of Nuclear Materials*. 2004, vol. 329–333, pp. 319–323.
19. Odette G.R., Alinger M.J., Wirth B.D. Recent developments in irradiation-resistant steels. *Annual Review of Materials Research*. 2008, vol. 38, pp. 471–503.
20. Kupriyanova Y.E., Bryk V.V., Borodin O.V., Kalchenko A.S., Voyevodin V.N., Tolstolutskaia G.D., Garner F.A. Use of double and triple-ion irradiation to study the influence of high levels of helium and hydrogen on void swelling of 8–12 % Cr ferritic–martensitic steels. *Journal of Nuclear Materials*. 2016, vol. 468, pp. 264–273.
21. Rusanov A.E., Troyanov V.M., Belomytsev Yu.S., Shulepin S.V. Development and research of covering steels for fuel rods of nuclear power stations with heavy heat carrier. In: *Sbornik dokladov konf. "Tyazhelye zhidkometallicheskie teplonositeli v yadernykh tekhnologiyakh"* [Proc. of the Conf. "Heavy Liquid Metal Heat Carriers in Nuclear Technologies"]. Vol. 2. Obninsk. GNTs RF-FEI, 1999, pp. 673–685. (In Russ.).
22. Roy A.K., Hossain M.K. Cracking of martensitic alloy EP-823 under controlled potential. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2006, vol. 15, no. 3, pp. 336–344.
23. Maloy S.A., Romero T., James M.R. Tensile testing of EP-823 and HT-9 after irradiation in STIP II. *Journal of Nuclear Materials*. 2006, vol. 356, no. 1–3, pp. 56–61.
24. Voyevodin V.N., Karpov S.A., Kopanets I.E., Ruzhytskyi V.V., Tolstolutskaia G.D., Garner F.A. Influence of displacement damage on deuterium and helium retention in austenitic and ferritic–martensitic alloys considered for ADS service. *Journal of Nuclear Materials*. 2016, vol. 468, pp. 274–280.
25. Ioltukhovskii A.G., Leont'eva-Smirnova M.V., Chernov V.M., Tsvelev V.V., Solonin M.I., Golovanov V.N., Shamardin V.K. Development of new-generation high-temperature 12 % chromium steel 16Kh12v2FTaR with rapid decline of the induced activity for the atomic power engineering of Russia. *Metal Science and Heat Treatment*. 2002, vol. 44, no. 11–12, pp. 482–486.
26. Ioltukhovskiy A.G., Blokhin A.I., Budylnin N.I., Chernov V.M., Leont'eva-Smirnova M.V., Mironova E.G., Medvedeva E.A., Solonin M.I., Porollo S.I., Zavyalsky L.P. Material science and manufacturing of heat-resistant reduced-activation ferritic–martensitic steels for fusion. *Journal of Nuclear Materials*. 2000, vol. 283–287, pp. 652–656.
27. Ioltukhovskiy A.G., Leont'eva-Smirnova M.V., Solonin M.I., Chernov V.M., Golovanov V.N., Shamardin V.K., Bulanov T.M., Povstyanko A.V., Fedoseev A.E. Heat resistant reduced activation 12 % Cr steel of 16Cr12W2VTaB type-advanced structural material for fusion and fast breeder power reactors. *Journal of Nuclear Materials*. 2002, vol. 307–311, pp. 532–535.
28. Ioltukhovskii A.G., Leont'eva-Smirnova M.V., Chernov V.M., Tsvelev V.V., Solonin M.I., Golovanov V.N., Shamardin V.K. Development of heat resisting 12 % chromium steel 16Cr12W2VTaB of new generation with fast recession of the induced activity for needs of atomic engineering of Russia. *Voprosy atomnoi nauki i tekhniki (Khar'kov). Seriya: Fizika radiatsionnykh povrezhdenii i radiatsionnoe materialovedenie*. 2003, no. 6, pp. 60–64. (In Russ.).
29. Nikitina A.A., Ageev V.S., Chukanov A.P., Tsvelev V.V., Porezanov N.P., Kruglov O.A. R&D of ferritic–martensitic steel EP450 ODS for fuel pin claddings of prospective fast reactors *Journal of Nuclear Materials*. 2012, vol. 428, pp. 117–124.
30. Klueh R. L., Ehrlich K., Abe F. Ferritic/martensitic steels: Promises and problems. *Journal of Nuclear Materials*. 1992, vol. 191, pp. 116–124.
31. Roy A. K., Kukatla S. R., Yarlagadda B., Potluri V. N., Lewis M., O'Toole B. Tensile properties of martensitic stainless steels at elevated temperatures. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2005, vol. 14 (2), pp. 212–218.
32. Porollo S.I., Dvoriashin A.M., Konobeev Yu.V., Garner F.A. Microstructure and mechanical properties of ferritic/martensitic steel EP-823 after neutron irradiation to high doses in BOR-60. *Journal of Nuclear Materials*. 2004, vol. 329–333, pp. 314–318.
33. Maloy Stuart A., Romero T., James M.R., Dai Y. Tensile testing of EP-823 and HT-9 after irradiation in STIP II. *Journal of Nuclear Materials*. 2006, vol. 356, pp. 56–61.
34. Dragunov Yu.G., Zubchenko A.S., Kashirskii Yu.V., Degtyarev A.F., Zharov V.V., Koloskov M.M., Orlov A.S., Skorobogatikh V.N. *Marochnik stalei i splavov* [Handbook of steels and alloys]. Dragunov Yu.G., Zubchenko A.S. eds. Moscow: Mashinostroyeniye, 2015, 1216 p. (In Russ.).
35. Leont'eva-Smirnova M.V., Agafonov A.N., Ermolaev G.N., Ioltukhovskii A.G., Mozhalov E.M., Reviznikov L.I., Tsvelev V.V., Chernov V.M., Bulanov T.M., Golovanov V.N., Ostrovskii Z.O., Shamardin V.K., Blokhin A.I., Ivanov M.B., Kozlov E.V., Kolobov Yu.R., Kardashev B.K. Microstructure and mechanical properties of reduced-activated ferritic–martensitic steel EK-181 (RUSFER-EK-181). *Perspektivnye materialy*. 2006, no. 6, pp. 40–52. (In Russ.).
36. Solonin M.I., Ioltukhovskii A.G., Leont'eva-Smirnova M.V., Bibilashvili Yu.K., Golovanov V.N., Kondrat'ev V.P., Chernov V.M., Shamardin V.K. *Maloaktiviruemyaya zharoprochnaya radiatsionnostoikaya stal'* [Heat-resistant reduced-activated irradiation-resistance steel]. Patent RF no. 2211878. Publ. 10.09.2003. (In Russ.).
37. Zhongfei Ye, Wang Pei, Li Dianzhong, Zhang Yutuo, Li Yiyi. Effect of carbon and niobium on the microstructure and impact toughness of a high silicon 12 % Cr ferritic/martensitic heat resistant steel. *Materials Science and Engineering A*. 2014, vol. 616, pp. 12–19.
38. Zelenskii G.K., Ioltukhovskii A.G., Leont'eva-Smirnova M.V., Naumenko I.A., Tolkachenko S.A. Corrosion resistance of fuel element steel cladding in a lead coolant. *Metal Science and Heat Treatment*. 2007, vol. 49, no. 11–12, pp. 533–538.
39. Ye Zhongfei, Wang Pei, Li Dianzhong, Li Yiyi. M23C6 precipitates induced inhomogeneous distribution of silicon in the oxide formed on a high-silicon ferritic/martensitic steel. *Scripta Materialia*. 2015, vol. 97, pp. 45–48.
40. Bobkov V.P., Blokhin A.I., Rumyantsev V.N., Solov'ev V.A., Tarasikov V.P. *Spravochnik po svoistvam materialov dlya perspektivnykh reaktornykh tekhnologii. T. 5: Svoistva reaktornykh stalei i splavov* [Handbook on properties of materials for perspective nuclear reactor technologies. Vol. 5. Properties of nuclear reactor steels and alloys.]. Poplavskii V.M. ed. Moscow: Izdat, 2014, 584 p. (In Russ.).
41. Vatulin A.V. Constructional and fuel materials of active zones of nuclear reactors (condition and direction of development). In: *Toplivnyi tsikl yadernoi energetiki Rossii. Nauchnye problemy i perspektivy* [The fuel cycle of nuclear power of Russia. Scientific problems and prospects]. Moscow: FGUP VNIINM, 2006, pp. 113–130. (In Russ.).
42. Ioltukhovskii A.G., Lanskaia K.A., Belomytsev Yu.S., Saratovskii L.N. Investigation of heat treatment conditions of 12 %- chromium steel EP-823 with reference to operating conditions of fuel assembly wrappers (FAW) of reactor BN-600. *Voprosy atomnoi nauki i tekhniki. Ser. Atomnoe materialovedenie*. 1985. Issue 2 (19), pp. 65–70. (In Russ.).
43. Bibilashvili Yu.K., Ioltukhovskii A.G., Kazennov Yu.I., Budanov Yu.P., Chernov V.M. Service characteristics of 12 % chromium steels with reference to operating conditions of elements of active zones of nuclear reactors with lead and lead – bismuth heat carrier.

- In: *Sbornik dokladov konferentsii "Tyazhelye zhidkometallicheskie teplonositeli v yadernykh tekhnologiyakh"* [Proc. of the Conf. "Heavy Metal Liquid Heat Carriers in Nuclear Technology"]. Vol. 2. Obninsk: GNTs RF-FEI, 1999, pp. 782–791. (In Russ.).
44. Ioltukhovskii A.G., Leont'eva-Smirnova M.V., Ageev V.S., Golovanov V.N., Kondrat'ev V.P., Shamardin V.K., Chernov V.M. Influence of initial structural condition on propensity of 12 % of chromic steel to embrittlement under irradiation. In: *Tret'ya mezhotraslevaya konferentsiya po reaktornomu materialovedeniyu. Dmitrovgrad. 27–30 oktyabrya 1992 g.* [The 3th Interbranch Russian Conf. on Reactor Material Science. October, 27–30, 1994, Dimitrovgrad]. Vol. 2. Dmitrovgrad: GNTs RF-NIIAR, 1994, pp. 56–68. (In Russ.).
 45. Khabarov V.S., Porollo S.I. Influence of initial heat treatment on mechanical properties of irradiated ferritic-martensitic steels EI-842, EP-450 and EP-823. In: *Sbornik dokladov Pyatoi mezhotraslevoi konferentsii po reaktornomu materialovedeniyu. Dmitrovgrad. 8–12 sentyabrya 1997 g.* [Proc. of the 5th Interbranch Russian Conf. on Reactor Material Science. September 8–12, 1997, Dimitrovgrad]. Vol. 2. Part 2. Dmitrovgrad: GNTs RF-NIIAR, 1998, pp. 123–135. (In Russ.).
 46. Rozenberg V.M. *Osnovy zharoprochnosti metallicheskih materialov* [Basics of thermal stability of metal materials]. Moscow: Metallurgiya, 1973, 328 p. (In Russ.).
 47. Shtremel' M.A. *Prochnost' splavov. Chast' 2: Deformatsiya* [Alloy strength. Part 2. Deformation]. Moscow: ID MISiS, 1999, 518 p. (In Russ.).
 48. Shlyakman B.M., Yampol'skii O.N., Ratushev D.V. A method for determining constant C in the Hollomon parameter. *Metal Science and Heat Treatment*. 2011, vol. 52, no. 9-10, pp. 451–453.
 49. Obratsov S.M., Shimkevich A.L., Obratsov S.M., Shimkevich A.L. Bootstrap-identification of exponential dependence. *Zavodskaya laboratoriya*. 2000, vol. 66, no. 1, pp. 62–64. (In Russ.).
 50. Belomytsev M.Yu., Mordashov S.V. Regularities of short-term creep of St3 steel. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2015, no. 11, pp. 798–801. (In Russ.).

Information about the authors:

M.Yu. Belomytsev, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Metallography and Physics of Strength" (myubelom@yandex.ru)
V.G. Molyarov, Cand. Sci. (Eng.), Senior Researcher, Deputy Head of Department of Materials Science and Welding of Oil Equipment (molyaron@mail.ru)

Received September 7, 2017

Revised March 11, 2019

Accepted March 29, 2019

УДК 621.926.323

СИЛОВОЙ АНАЛИЗ ПРОЦЕССА РАЗРУШЕНИЯ ХРУПКИХ МАТЕРИАЛОВ В ОДНОВАЛКОВОЙ ДРОБИЛЬНОЙ МАШИНЕ С УПОРОМ НА ВАЛКЕ

*Никитин А.Г.¹, д.т.н., доцент, директор института машиностроения
и транспорта (nikitin1601@yandex.ru)*

Епифанцев Ю.А.¹, к.т.н., доцент кафедры «Механика и машиностроение»

Медведева К.С.¹, аспирант кафедры «Механика и машиностроение» (ksuwinchester@mail.ru)

*Герике П.Б.², к.т.н., старший научный сотрудник лаборатории средств
механизации (am_besten@mail.ru)*

¹ Сибирский государственный индустриальный университет
(654007, Россия, Кемеровская обл., г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42)

² Федеральный исследовательский центр угля и углехимии СО РАН
(650099, Россия, г. Кемерово, пр-т Советский, 18)

Аннотация. Переработка сыпучих материалов, используемых в металлургической промышленности для получения необходимых классов крупности, требует эксплуатации дробильных машин, в том числе и одновалковых. Показателями процесса дробления являются степень и энергоёмкость дробления. Степень дробления оценивается отношением размеров исходного дробимого и получаемого кусков и зависит от величины зазора между валком и неподвижной щекой. Энергоёмкость дробления определяется массой дробленого материала, получаемой при расходовании единицы электроэнергии, и зависит, главным образом, от прочности дробимого материала. С целью снижения расхода энергии на дробление в Сибирском государственном индустриальном университете разработана одновалковая дробилка с принудительной подачей дробимого куска в зону разрушения за счет упора, расположенного на валке. Силы технологического сопротивления, возникающие в процессе эксплуатации машины, являются основными исходными величинами для расчета мощности привода машины и элементов конструкции на прочность, поэтому силовой анализ рабочего процесса является неотъемлемым этапом проектирования любой машины, в том числе и дробильной. В настоящей работе выявлены силы, действующие на дробимый кусок со стороны валка и неподвижной щеки в вертикальной и горизонтальной плоскостях. На основании полученных результатов определено, что на кусок дробимого материала действуют как внутренние сжимающие силы, вызывающие в куске действие нормальных сжимающих напряжений, так и внутренних крутящий момент, вызывающий действие касательных напряжений, т.е. в дробимом куске создается сложное напряженное состояние с одновременным действием нормальных и касательных напряжений, под действием которых происходит разрушение дробимого куска. Этим достигается уменьшение расхода энергии на дробление при прочих равных условиях, что уменьшает энергоёмкость работы одновалковой дробилки с принудительной подачей материала в зону дробления.

Ключевые слова: одновалковая дробилка, степень дробления, упор, сила, напряжение, энергоёмкость.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-303-307

ВВЕДЕНИЕ

Одним из наиболее энергоёмких процессов в металлургическом, горном, строительном и других производствах является дробление сыпучих материалов различных классов крупности. Ежегодно из недр Земли извлекаются и перерабатываются около 25 млрд. т минерального сырья. Для их переработки расходуются десятки гигаватт часов энергии в основном на дробление, в том числе и на одновалковых дробилках, которые в последнее время получили широкое распространение [1 – 11].

Нужная крупность материала достигается в процессе дробления путем измельчения более крупных кусков. Эффективность процесса оценивается степенью и энергоёмкостью дробления [12]. Степень дробления определяется отношением размеров исходного дробимого

и получаемого кусков, а энергоёмкость – массой дробленого материала, получаемой при расходовании единицы электроэнергии, и зависит, главным образом, от прочности дробимого материала.

Основным недостатком валковых дробилок является малая степень дробления, которая в первую очередь зависит от угла захвата дробимого куска и диаметра валка, при этом угол захвата ограничивается коэффициентом трения между валком и куском. Значения коэффициента трения для минерального сырья изменяются в пределах 0,4 – 0,5 [13]; с увеличением же размера валка значительно возрастают габариты дробилки [14].

Цель исследования

В Сибирском государственном индустриальном университете спроектирована и запатентована конструкция

одновалковой дробилки [15], в которой за счет упора, расположенного на валке, происходит принудительная подача измельчаемого куска в зону дробления, что приводит к увеличению степени дробления [16].

Возникающие в процессе эксплуатации машины силы технологического сопротивления являются основными исходными величинами для расчета мощности привода машины и элементов конструкции на прочность. В связи с этим силовой анализ рабочего процесса является неотъемлемым этапом проектирования любой машины, в том числе и дробильной.

Ввиду того, что форма куска измельчаемого материала не влияет на величину и направление сил, действующих на дробимое тело, а наиболее часто на практике подвергаются дроблению сферообразные материалы, то сечение куска можно принять круглым с радиусом r .

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ

В процессе работы дробилки куски подаются в камеру дробления, расположенную между валком и неподвижной щекой, и при повороте валка на некоторый угол происходит соприкосновение упора с куском дробимого материала в точке C , при этом возникает сила давления N_3 , давящая на него и действующая в направлении движения валка, перпендикулярно рабочей поверхности упора (рис. 1). До соприкосновения с упором кусок контактирует с вращающимся валком и давит на него за счет силы тяжести, а после соприкосновения упора с куском в точке контакта куска с валком возникает нормальная сила N_1 , направленная по радиусу от точки касания к центру куска. В дальнейшем валок, упор

и кусок движутся совместно, поэтому в точках A и C не возникает сил трения [17].

В процессе захвата дробимого куска под действием горизонтальных составляющих сил N_3 и N_1 возникает сила реакции N_2 , которая приложена в точке B и направлена по горизонтали от неподвижной щеки. Так как кусок под действием вертикальной составляющей силы N_3 движется вниз, то возникает сила трения F_2 , направленная в противоположную сторону и действующая по линии, совпадающей с поверхностью щеки. Сила F_2 препятствует движению куска в зазор между валком и щекой. Таким образом, на кусок действуют силы N_1 , N_2 , N_3 , а также сила трения $F_2 = f_2 N_2$, где f_2 – коэффициент трения между куском и щекой.

Для дальнейшего анализа сил, действующих в процессе разрушения материала в одновалковой дробилке с упором на валке, необходимо выразить силы N_1 и N_2 в функции силы N_3 , что выполнено в работе [18], в которой установлены следующие зависимости:

$$N_1 = N_3 \left(\frac{\cos \theta - f_2 \sin \theta}{\sin \alpha + f_2 \cos \alpha} \right);$$

$$N_2 = N_3 \left(\frac{\sin \alpha \sin \theta + \cos \alpha \cos \theta}{\sin \alpha + f_2 \cos \alpha} \right),$$

где α – угол захвата; θ – угол между направлением действия силы N_3 и ее вертикальной составляющей N_3^B (так называемый угол атаки).

В вертикальной плоскости (рис. 2, а) на кусок действуют три параллельные силы: две из них (сила трения F_2 и вертикальная составляющая нормальной силы N_1^B) направлены в одну сторону, а вертикальная составляющая силы давления N_3^B направлена в противоположную сторону. Так как рассматривается система, находящаяся в равновесии, то равнодействующая сил F_2 и N_1^B равна по модулю величине N_3^B , а линия ее действия находится на расстоянии от линии действия силы N_1^B , равном [19]

$$x_a = \frac{F_2}{N_3^B} (r + r \cos \alpha) = \frac{F_2}{N_3^B} r (1 + \cos \alpha).$$

Следовательно, на дробимый кусок в вертикальной плоскости действуют две силы, равные между собой по величине и направленные в противоположные стороны по параллельным линиям, т.е. они создают крутящий момент, под действием которого в куске возникают касательные напряжения, при этом плечо момента можно рассчитать по формуле

$$x = r \left[(\sin \theta - \cos \alpha) + \frac{F_2}{N_3^B} (1 + \cos \alpha) \right].$$

В горизонтальной плоскости (рис. 2, б) также действуют три параллельные силы: две из них (горизонтальные составляющие нормальной силы N_1^r и силы

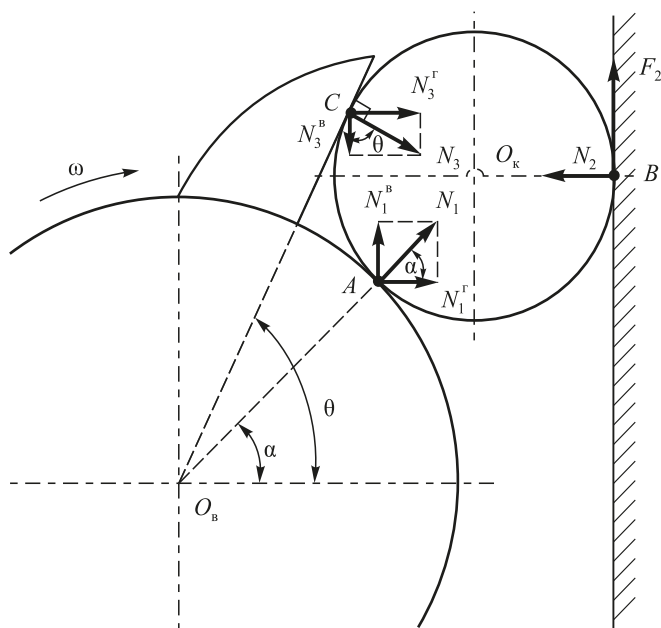


Рис. 1. Схема внешних сил, действующих на кусок дробимого материала

Fig. 1. Scheme of external forces acting on a piece of crushing material

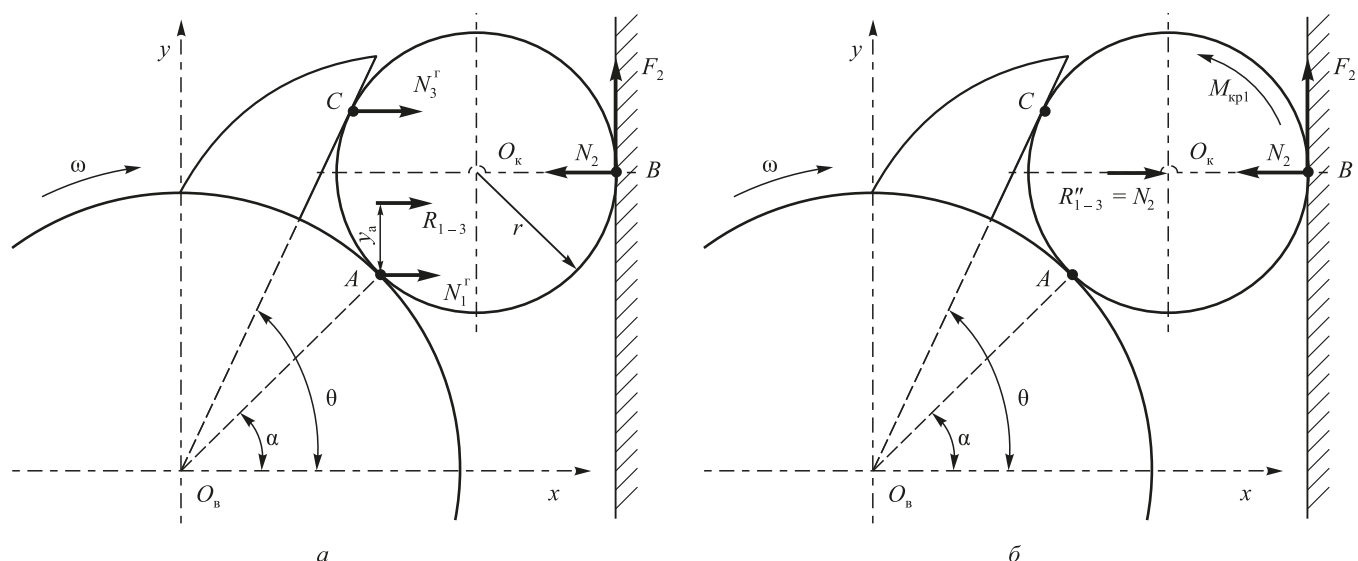


Рис. 2. Схема сил, действующих на кусок дробимого материала в вертикальной (а) и горизонтальной (б) плоскостях

Fig. 2. Scheme of forces acting on a piece of crushing material in vertical (a) and horizontal (b) planes

давления N_3^r) направлены в одну сторону, а сила N_2 направлена в противоположную сторону. Равнодействующая сил N_1^r и N_3^r равна по модулю N_2 , а линия ее действия находится на расстоянии от линии действия силы N_1^r , равном

$$y_a = \frac{N_3^r r (\cos \theta + \sin \alpha)}{N_2} = r \frac{\sin \theta \cos \theta + \sin \theta \sin \alpha}{\cos \theta \cos \alpha + \sin \theta \sin \alpha} (\sin \alpha + f_2 \cos \alpha).$$

Полученное выражение не имеет аналитического решения, однако численное решение с учетом того, что расстояние между линией действия силы N_1^r и горизонтальной осью, проходящей через центр тяжести куска, равно $r \sin \alpha$, показывает практическое совпадение линии действия равнодействующей сил N_1^r и N_3^r с горизонтальной осью. Следовательно, в горизонтальной плоскости на дробимый кусок действует сжимающая сила, равная по модулю силе N_2 .

РЕЗУЛЬТАТЫ АНАЛИТИЧЕСКОГО ИССЛЕДОВАНИЯ

Как следует из вышеприведенных рассуждений, в одновалковой дробилке с упором на валке на кусок дробимого материала действуют как сжимающие силы, вызывающие в куске действие нормальных сжимающих напряжений, так и крутящий момент, вызывающий действие касательных напряжений, т.е. в дробимом куске создается сложное напряженное состояние с одновременным действием нормальных и касательных напряжений (рис. 3), под действием которых происходит разрушение дробимого куска. Этим достигается уменьшение расхода энергии на дробление при прочих равных условиях [20], что уменьшает энергоемкость

работы одновалковой дробилки с принудительной подачей материала в зону дробления.

Выводы

Выявлены силы, действующие на дробимый кусок со стороны вала и неподвижной щеки в вертикальной и горизонтальной плоскостях. Определено, что в дробимом куске создается сложное напряженное состояние с одновременным действием нормальных и касательных напряжений, под действием которых происходит его разрушение. В результате уменьшается расход энергии на дробление и снижается энергоемкость рабо-

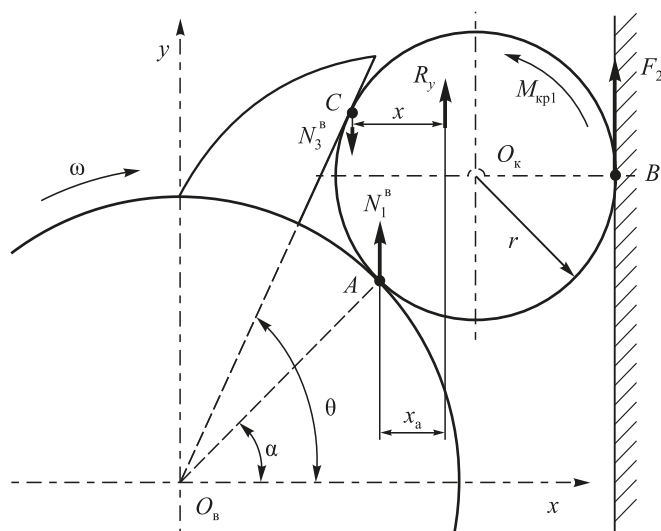


Рис. 3. Схема внутренних силовых факторов, действующих на кусок дробимого материала

Fig. 3. Scheme of internal force factors acting on a piece of crushed material

ты одновалковой дробилки с принудительной подачей материала в зону дробления.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Austin L.G., Van Orden D., McWilliams B., Perez J.W., Shoji K. Breakage parameters of some materials in smooth roll crushers // Original Research Article Powder Technology. 1981. April – May. Vol. 28. Iss. 2. P. 245 – 251.
2. Austin L.G., Van Orden D., Pérez J.W. A preliminary analysis of smooth roll crushers // Original Research Article International Journal of Mineral Processing. 1980. February. Vol. 6. Iss. 4. P. 321 – 336.
3. Никитин А.Г., Сахаров Д.Ф. Экспериментальное исследование дробления хрупких материалов в одновалковой дробилке // Изв. вуз. Черная металлургия. 2011. № 6. С. 53.
4. Rogers R.S.C. Closed form analytical solutions for models of closed circuit roll crushers // Original Research Article Powder Technology. 1982. May – June. Vol. 32. Iss. 1. P. 125 – 127.
5. Sajjan Kumar Soni, Satish Chandra Shukla, Gautam Kundu. Modeling of particle breakage in a smooth double roll crusher // International Journal of Mineral Processing. 2009. February. Vol. 90. Iss. 1-4. P. 97 – 100.
6. Болтенгаген И.Л., Власов В.Н., Клишин В.И. Расчет параметров валкового пресса для дробления кимберлитовой руды // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. 2003. № 3. С. 61 – 72.
7. Ivana Cotabarren, Pablo Gastón Schulz, Verónica Bucalá, Juliana Piña. Modeling of an industrial double-roll crusher of a urea granulation circuit // Original Research Article Powder Technology. 2008. April. Vol. 183. Iss. 2. P. 224 – 230.
8. Velletri P., Weedon D.M. Comminution in a non-cylindrical roll crusher // Original Research Article Minerals Engineering. 2001. November. Vol. 14. Iss. 11. P. 1459 – 1468.
9. Morrell S. Predicting the specific energy required for size reduction of relatively coarse feeds in conventional crushers and high pressure

- grinding rolls // Minerals Engineering. 2010. January. Vol. 23. Iss. 2. P. 151 – 153.
10. Shirong Zhang, Wei Mao. Optimal operation of coal conveying systems assembled with crushers using model predictive control methodology // Original Research Article Applied Energy. 2017. July. Vol. 198. P. 65 – 76.
11. Schaefer H.U. LOESCHE vertical roller mills for the comminution of ores and minerals // Original Research Article Minerals Engineering. 2001. October. Vol. 14. Iss. 10. P. 1155 – 1160.
12. Целиков А.И. Машины и агрегаты металлургических заводов. Т. 1. – М.: Машиностроение, 1987. – 440 с.
13. Jack de la Vergne. Hard Rock Miner's Handbook. – Edmonton, Alberta, Canada: Stantec Consulting, 2008. – 330 p.
14. Клушанцев Б.В., Косарев А.И., Муйземнек Ю.А. Дробилки. – М.: Машиностроение, 1990. – 320 с.
15. Пат. РФ 2524536. Способ дробления в валковой дробилке / Никитин А.Г., Люленков В.И., Лактионов С.А., Кузнецов М.А., Матехина А.Н. // Открытия. Изобретения. 2014. Бюл. № 21.
16. Никитин А.Г., Медведева К.С., Титов В.А. Определение степени дробления материала в одновалковой дробилке с упором на щеке. – В кн.: Металлургия: технологии, инновации, качество: Труды XIX Международной научно-технической конференции: Ч. 1. – Новокузнецк: ИЦ СибГИУ, 2015. С. 371 – 372.
17. Meriam J.L., Kraige L.G. Engineering Mechanics. – Hoboken, NY, USA: John Wiley & Sons, Inc., 2012. – 550 p.
18. Никитин А.Г., Епифанцев Ю.А., Медведева К.С., Герики П.Б. Влияние коэффициента трения между дробимым материалом и щекой в одновалковой дробилке на энергоемкость процесса дробления // Изв. вуз. Черная металлургия. 2017. Т. 60. № 10. С. 846 – 848.
19. Pytel A., Kiusalaas J. Engineering Mechanics: Statics. – Stamford, CT, USA: Cengage Learning, 2010. – 601 p.
20. Goulet J. Resistance des matériaux. – Paris: Bordas, 1976. – 192 p.

Поступила в редакцию 8 ноября 2017 г.

После доработки 12 января 2018 г.

Принята к публикации 12 января 2018 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2019. VOL. 62. NO. 4, pp. 303–307.

POWER ANALYSIS OF THE PROCESS OF BRITTLE MATERIALS DESTRUCTION IN UNIVERSAL CRUSHING MACHINE WITH ROLL LOCKER

A.G. Nikitin¹, Yu.A. Epifantsev¹, K.S. Medvedeva¹,
P.B. Gerike²

¹Siberian State Industrial University, Novokuznetsk, Kemerovo
Region, Russia

²Federal Research Center of Coal and Coal Chemistry of SB RAS,
Russia, Kemerovo

Abstract. The processing of friable materials used in metallurgical industry for production of definite size classes requires operation of crushing machines, including single-roll machines. Parameters of crushing process are degree and efficiency of crushing. The crushing degree is estimated by the ratio of dimensions of the initial crushing and resulting pieces and depends on the size of gap between the roll and the fixed jaw. Crushing efficiency is determined by mass of material crushed by consumed electric energy unit, and depends mainly on strength of crushed material. In order to reduce energy consumption needed for crushing, a single-roll crusher was developed at Siberian State Industrial University with forced feeding of crushing piece into the fracture zone due to the locker located on the roll. Forces of technological resistance appearing during machine operation are the main initial values for machine drive power and structural elements strength testing, thus, the operation power analysis is

an integral stage in the design of any machine, including a crushing one. In the present work, forces acting on a crushing piece from roll side and fixed jaw in vertical and horizontal planes are identified. Based on the results obtained, it was determined that internal compressive forces acting on piece of crushing material cause action of normal compressive stresses in a piece, as well as an internal torque effect, which causes shearing stresses action, i.e. a complex stress state is generated in a fractioned piece with simultaneous action of normal and shearing stresses, under which action a fractioning piece is destroyed. Thus reduction in energy consumption for crushing is achieved, with all other conditions being equal. It reduces energy consumption of a single-roll crusher with forced feeding of material into the crushing zone.

Keywords: single-roll crusher, degree of crushing, locker, force, tension, energy intensity.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-303-307

REFERENCES

1. Austin L.G., Van Orden D., McWilliams B., Perez J.W., Shoji K. Breakage parameters of some materials in smooth roll crushers. *Original Research Article Powder Technology*. 1981, vol. 28, no. 2, pp. 245–251.

2. Austin L.G., Van Orden D., Pérez J.W. A preliminary analysis of smooth roll crushers. *Original Research Article International Journal of Mineral Processing*. 1980, vol. 6, no. 4, pp. 321–336.
3. Nikitin A.G., Sakharov D.F. Experimental study of brittle materials breaking in a single-roll crusher. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2011, no. 6, pp. 53. (In Russ.).
4. Rogers R.S.C. Closed form analytical solutions for models of closed circuit roll crushers. *Original Research Article Powder Technology*. 1982, vol. 32, no. 1, pp. 125–127.
5. Sajjan Kumar Soni, Satish Chandra Shukla, Gautam Kundu. Modeling of particle breakage in a smooth double roll crusher. *International Journal of Mineral Processing*. 2009, vol. 90, no. 1–4, pp. 97–100.
6. Boltengagen I.L., Vlasov V.N., Klishin V.I. Calculation of roller-press parameters for kimberlite ore crushing. *Journal of Mining Science*. 2003, vol. 39, no. 3, pp. 260–270.
7. Ivana Cotabarren, Pablo Gastón Schulz, Verónica Bucalá, Juliana Piña. Modeling of an industrial double-roll crusher of a urea granulation circuit. *Original Research Article Powder Technology*. 2008, vol. 183, no. 2, pp. 224–230.
8. Velletri P., Weedon D.M. Comminution in a non-cylindrical roll crusher. *Original Research Article Minerals Engineering*. 2001, vol. 14, no. 11, pp. 1459–1468.
9. Morrell S. Predicting the specific energy required for size reduction of relatively coarse feeds in conventional crushers and high pressure grinding rolls. *Minerals Engineering*. 2010, vol. 23, no. 2, pp. 151–153.
10. Shiron Zhang, Wei Mao. Optimal operation of coal conveying systems assembled with crushers using model predictive control methodology. *Original Research Article Applied Energy*. 2017, vol. 198, pp. 65–76.
11. Schaefer H.U. LOESCHE vertical roller mills for the comminution of ores and minerals. *Original Research Article Minerals Engineering*. 2001, vol. 14, no. 10, pp. 1155–1160.
12. Tselikov A.I. *Mashiny i agregaty metallurgicheskikh zavodov. T. 1* [Machines and units of metallurgical plants. Vol. 1.]. Moscow: Mashinostroenie, 1987, 440 p. (In Russ.).
13. Jack de la Vergne. *Hard Rock Miner's Handbook*. Edmonton, Alberta, Canada: Stantec Consulting, 2008, 330 p.
14. Klushantsev B.V., Kosarev A.I., Muizemnek Yu.A. *Drobilki* [Crushers]. Moscow: Mashinostroenie, 1990, 320 p. (In Russ.).
15. Nikitin A.G., Lyulenkov V.I., Laktionov S.A., Kuznetsov M.A., Matekhina A.N. *Sposob drobleniya v valkovoi drobilke* [Crushing method in a roller crusher]. Patent RF no. 2524536. *Otkrytiya. Izobreteniya. Byulleten' izobretenii*. 2014, no. 21. (In Russ.).
16. Nikitin A.G., Medvedeva K.S., Titov V.A. Determination of the degree of material crushing in a single-roll crusher with jaw locker. In: *Metallurgiya: tekhnologii, innovatsii, kachestvo: Trudy XIX Mezhdunarodnoi nauchno-tekhnicheskoi konferentsii: Ch. 1* [Metallurgy: technologies, innovations, quality: Papers of XIXth Int. Sci.-Tech. Conf.: Part 1]. Novokuznetsk: SibGIU, 2015, pp. 371–372. (In Russ.).
17. Meriam J.L., Kraige L.G. *Engineering Mechanics*. Hoboken, NY, USA: JohnWiley & Sons, Inc., 2012, 550 p.
18. Nikitin A.G., Epifantsev Yu.A., Medvedeva K.S., Gerike P.B. Influence of friction coefficient between the crushed material and the cheek in one-roll crusher on crushing process energy capacity. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2017, vol. 60, no. 10, pp. 846–848. (In Russ.).
19. Pytel A., Kiusalaas J. *Engineering mechanics: Statics*. Stamford, CT, USA: Cengage Learning, 2010, 601 p.
20. Goulet J. *Resistance des matériaux*. Paris: Bordas, 1976, 192 p. (In Fr.).

Information about the authors:

A.G. Nikitin, Dr. Sci. (Eng.), Assist. Professor, Director of Institute of Mechanical Engineering and Transport (nikitin1601@yandex.ru)
Yu.A. Epifantsev, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor of the Chair of Mechanics and Mechanical Engineering
K.S. Medvedeva, Postgraduate of the Chair of Mechanics and Mechanical Engineering (ksuwinchester@mail.ru)
P.B. Gerike, Cand. Sci. (Eng.), Senior Researcher of the Laboratory of Means of Mechanization (am_besten@mail.ru)

Received November 8, 2017

Revised January 12, 2018

Accepted January 12, 2018

УДК 621.967.1:531.1

К ИССЛЕДОВАНИЮ КИНЕМАТИКИ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ НОЖНИЦ С ПАРАЛЛЕЛЬНЫМИ НОЖАМИ

Бычков И.В., аспирант кафедры «Механика и машиностроение» (elbibl@mail.ru)
Дворников Л.Т., д.т.н., профессор кафедры «Механика и машиностроение» (tmmiok@yandex.ru)
Жуков И.А., д.т.н., доцент кафедры «Механика и машиностроение»

Сибирский государственный индустриальный университет
(654007, Россия, Кемеровская обл., Новокузнецк, ул. Кирова, 42)

Аннотация. Процесс резания на ножницах с параллельными ножами состоит из трех периодов: вмятия ножей в металл; резания; скалывания (отрыва). Максимальное усилие требуется в конце периода вмятия и начале резания. Так как один из ножей неподвижен, то второму в процессе резания нужно углубиться на всю толщину металла, чтобы разрезать заготовку. Например, если толщина металла 20 мм, то для его разрезания верхнему ножу нужно пройти 20 мм. Если сделать подвижными оба ножа, которые будут двигаться навстречу друг другу, то усилия резания станут меньше. При этом каждый нож при резании металла толщиной 20 мм будет проходить расстояние 10 мм. Для того, чтобы механизм ножниц с двумя подвижными ножами не был излишне сложным, важно обеспечить его подвижность от одного привода. Встает актуальный вопрос о возможности организации встречного движения ножей при гарантированной прочности звеньев, передающих усилия на ножи. Предлагается кинематическая схема ножниц с параллельными ножами, движущимися параллельно друг другу в вертикальной плоскости. Преимущества предложенной конструкции ножниц заключаются в том, что при встречном движении ножей требуется меньше усилий для разрезания заготовок; усилие от каждого ножа распределяется на два шатуна, что снижает нагрузку на каждый из них. Так как ножи движутся навстречу друг другу, то основное усилие резания распределяется по звеньям механизма и передается к двигателю, что позволяет снизить нагрузку на станину и фундамент при резании. При встречном движении ножей происходит более быстрое разделение металла, что позволяет сосредоточить максимальное усилие в момент реза при минимальной нагрузке на двигатель; отрезаемая часть заготовки не уходит ниже рольганга в конце резания, поэтому не требуется установки нижнего подвижного стола. Подвижность предлагаемого механизма определена по формуле П.Л. Чебышева и ее значение составило единицу. Кинематический анализ ножей проведен с использованием специального метода, который заключается в использовании точки пересечения шатунов.

Ключевые слова: высокотемпературное моделирование, верхняя и комбинированная продувка, конвертерная ванна, реакционная зона, гидродинамика, тепломассообмен.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-308-314

ВВЕДЕНИЕ

Процесс резания на ножницах с параллельными ножами [1 – 6] состоит из трех периодов: вмятия ножей в металл; резания; скалывания (отрыва). Распределение усилий на всех этапах показано на графике (рис. 1) [7]. Как видно, максимальное усилие требуется в конце периода вмятия и начале резания.

Так как один из ножей неподвижен, то второму в процессе резания нужно углубиться на всю толщину металла, чтобы разрезать заготовку. Например, если толщина металла 20 мм, то для его разрезания верхнему ножу нужно пройти 20 мм (рис. 2, а). Если сделать подвижными оба ножа, которые будут двигаться навстречу друг другу, то усилия резания станут меньше. При этом каждый нож при резании металла толщиной 20 мм будет проходить расстояние 10 мм (рис. 2, б).

При встречном движении ножей график распределения усилий станет другим (рис. 3). Из графика видно, что теоретически нагрузка на каждый нож уменьшится в два раза по сравнению с нагрузкой одним подвижным ножом. Для того, чтобы механизм ножниц с дву-

мя подвижными ножами не был излишне сложным, важно обеспечить его подвижность от одного привода. Естественно встает вопрос о возможности организации встречного движения ножей при гарантированной прочности звеньев, передающих усилия на ножи.

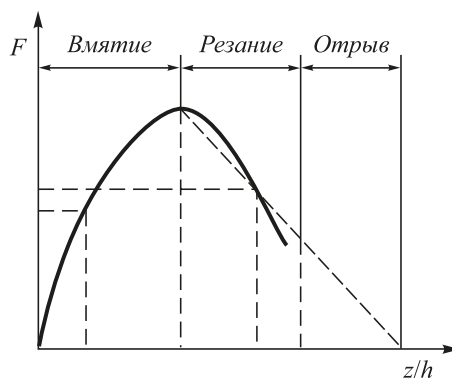


Рис. 1. Распределение усилий резания (z – глубина внедрения ножей в металл, h – толщина металла)

Fig. 1. Distribution of cutting forces (z – depth of blades entering in metal, h – thickness of metal)

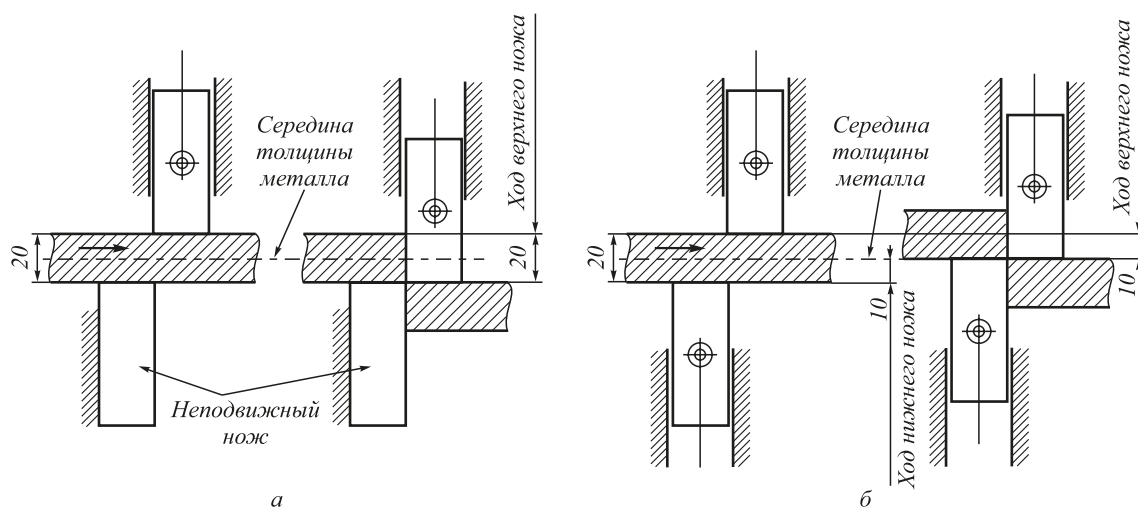


Рис. 2. Процесс резания заготовки:

a – начальное и конечное положение ножей при неподвижном нижнем ноже; *б* – начальное и конечное положение ножей при движении ножей навстречу друг другу

Fig. 2. Process of billet cutting:

a – initial and final position of cutters with fixed lower blade; *б* – initial and final position of blades with blades moving towards each other

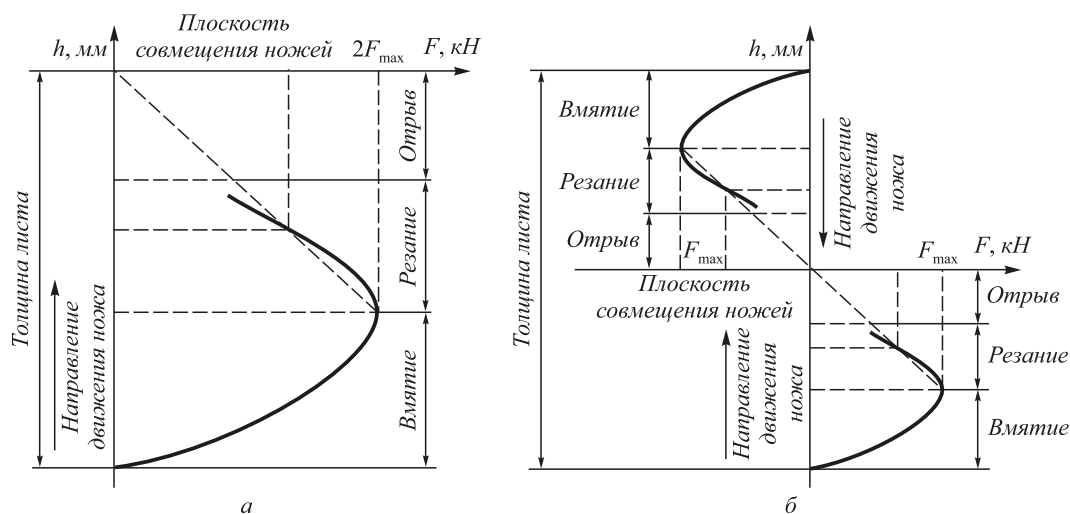


Рис. 3. Сравнение усилий резания с одним (*a*) и с двумя (*б*) подвижными ножами

Fig. 3. Comparison of cutting forces with one (*a*) and two (*б*) moving blades

В основу положен кривошипно-ползунный механизм с усилением – двойным шатуном [8], работающим по приведенной на рис. 4 схеме.

Кинематическая схема ножниц с движущимися параллельными ножами приведена на рис. 5. В ней ножи 10 и 11 движутся параллельно друг другу в вертикальной плоскости. Каждый из ножей через сдвоенные шатуны 6 – 7 и 8 – 9 связывается с трехшарнирными шатунами 4 и 5, приводимыми в движение от ведущего кривошипа через звенья 2 и 3.

Преимущества предложенной конструкции ножниц заключаются в том, что при встречном движении ножей требуется меньше усилий для разрезания заготовок; усилие от каждого ножа распределяется на два шатуна, что снижает нагрузку на каждый из них. Так как ножи

движутся навстречу друг другу, то основное усилие резания распределяется по звеньям механизма и передается к двигателю, что позволяет снизить нагрузку на станину и фундамент при резании. При движении

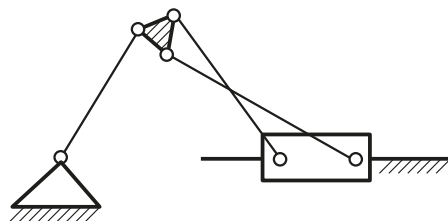


Рис. 4. Кривошипно-ползунный механизм с двумя шатунами

Fig. 4. Crank-slider mechanism with two connecting rods

ножей навстречу друг другу происходит более быстрое разделение металла, что позволяет сосредоточить максимальное усилие в момент реза при минимальной нагрузке на двигатель; отрезаемая часть заготовки не уходит ниже рольганга в конце резания, поэтому не требуется установки нижнего подвижного стола.

Методы исследования

Подвижность предлагаемого механизма может быть определена по формуле П.Л. Чебышева [9]

$$W = 3n - 5p_5, \quad (1)$$

где n – число подвижных звеньев; p_5 – число кинематических пар пятого класса.

Механизм ножниц с параллельными ножами состоит из 11 звеньев, связанных в 16 кинематических пар пятого класса, и степенью подвижности, равной единице: $W = 3 \cdot 11 - 5 \cdot 16 = 33 - 32 = 1$, что гарантирует определенное движение всех звеньев при заданном движении кривошипа 1 (рис. 5).

В структурном отношении механизм ножей (рис. 6) может быть разложен на ведущее звено и на три струк-

турные группы Ассура: диаду 2 – 3 и две четырехзвенные группы (4 – 6 – 7 – 10 и 5 – 8 – 9 – 11).

При проектировании механизма проводится силовой расчет для определения нагрузок на все звенья и шарниры. Чтобы узнать силы инерции и моменты инерции, нужно знать скорости и ускорения всех характерных точек механизма, которые определяются с помощью кинематического анализа, применяющегося также для решения других подобных задач [10 – 19].

Основным затруднением проведения кинематического анализа ножей с параллельными ножами является присутствие трехпарных звеньев. В литературе

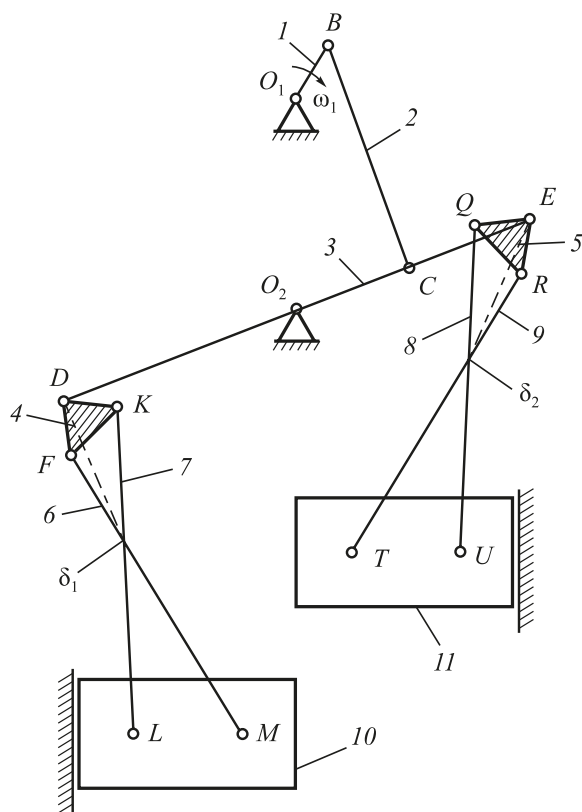


Рис. 5. Ножницы с параллельными ножами:
1 – кривошип; 2 – двухшарнирный шатун; 3 – коромысло;
4, 5 – трехшарнирный шатун; 6 – 9 – тяги; 10, 11 – ножи

Fig. 5. Cutters with parallel blades:
1 – crank; 2 – two-hinged connecting rod; 3 – rocker; 4, 5 – three-hinged connecting rod; 6 – 9 – rods; 10, 11 – blades

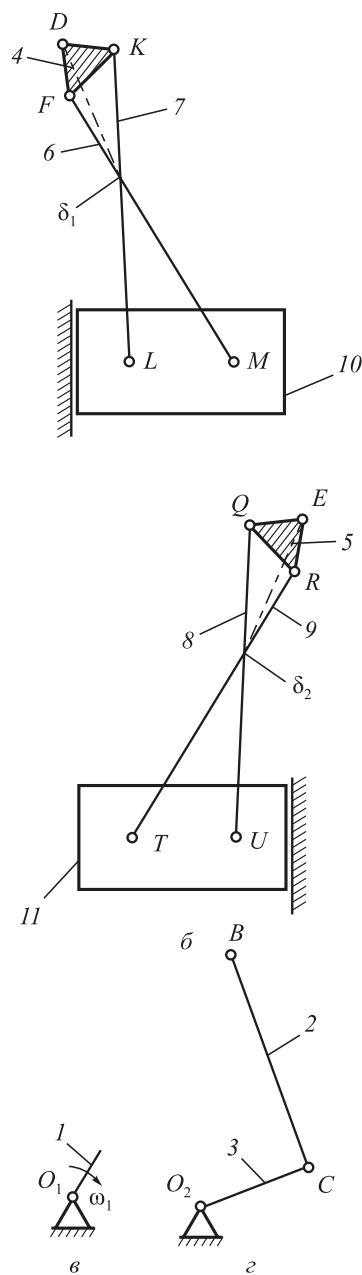


Рис. 6. Структурный состав параллельных ножей:
а – б – структурные группы Ассура; з – ведущее звено

Fig. 6. Structural composition of parallel blades:
а – б – Assur structural groups; з – leading link

по теории машин и механизмов скорость трехпарного звена находят методами ложных планов скоростей, что достаточно затруднительно.

Кинематический анализ ножей может быть проведен с использованием специального метода [20], который доказывает кинематическую разрешимость плоской четырехзвенной группы Ассур с замкнутым контуром графоаналитическим методом в соответствии с теоремой «Если в плоской шарнирной кинематической цепи точки Ассур двух независимых, т.е. не имеющих общих кинематических пар звеньев, совмещаются в одну точку δ , то скорость (ускорение) этой точки может быть найдена по известным, заданным скоростям (ускорениям) отдельных точек независимых звеньев».

Для нахождения скоростей точек F и K прежде необходимо определить скорости точек L и M . Так как нож движется поступательно, то все точки ножа имеют равную скорость, поэтому $v_L = v_M$.

При движении ножа его тяги могут иметь в пространстве некую общую точку (точки δ_1 и δ_2 – точки пересечения тяг), которые имеют поступательное движение. Скорость точки δ_1 равна скоростям точек L и M ($v_{\delta_1} = v_L = v_M$), а скорость точки δ_2 равна скоростям точек T и U ($v_{\delta_2} = v_T = v_U$).

По известной скорости точки D (v_D) можно найти скорость точки δ_1 .

РАСЧЕТЫ

Принцип кинематического анализа ножниц с параллельными ножами на примере построения плана скоростей [20] заключается в следующем.

Скорость точки B кривошипа определяется зависимостью

$$v = \omega l, \quad (2)$$

где ω – угловая скорость звена, $1/c$; l – длина звена, мм.

Устанавливаем точку, которая принимается за полюс плана скоростей: точка p . Из полюса проводится вектор pb , который изображает скорость $\vec{v}_B$ точки B .

Скорость точки C шатуна BC (звена 2) находится по векторным уравнениям

$$\begin{aligned} \vec{v}_C &= \vec{v}_B + \vec{v}_{CB}; \\ \vec{v}_C &= \vec{v}_{O_2} + \vec{v}_{CO_2}, \end{aligned} \quad (3)$$

где $\vec{v}_{CB} \perp CB$; $\vec{v}_{O_2} = 0$; $\vec{v}_{CO_2} \perp CO_2$.

Согласно приведенной системе уравнений из точки b проводим линию $\vec{v}_{CB} \perp CB$, а из полюса p – линию $\vec{v}_{CO_2} \perp CO_2$. Точку c находим на пересечении этих линий.

Для определения скорости точки E используется свойство подобия. Фигура на плане скоростей, образованная векторами относительных скоростей точек, принадлежащих одному звену, подобна фигуре звена на плане механизма и сходственно расположена:

$$\frac{pc}{pe} = \frac{O_2C}{O_2E}, \quad (4)$$

откуда

$$pe = pc \frac{O_2C}{O_2E}. \quad (5)$$

На продолжении прямой pc откладывается отрезок pe – это вектор скорости точки E . Скорость точки D равна скорости точки E , но направлена из полюса p в противоположную сторону ($v_D = v_E$).

По известной скорости v_D точки D можно найти скорость точки δ_1 . Соединим точку D с точкой δ_1 линией. Скорость точки δ_1 будет равна

$$\begin{aligned} \vec{v}_{\delta_1} &= \vec{v}_D + \vec{v}_{\delta_1 D}; \\ \vec{v}_{\delta_1} &= \vec{v}_L = \vec{v}_M, \end{aligned} \quad (6)$$

где $\vec{v}_{\delta_1 D} \perp \delta_1 D$; ($\vec{v}_L = \vec{v}_M$) $\parallel O_1 O_2$ (рис. 7, а).

На плане скоростей из полюса проводится вертикальная линия (параллельная $O_1 O_2$), а из точки d проводится прямая, перпендикулярная линии $\delta_1 D$. Точка δ_1 находится на пересечении этих прямых.

По известной скорости v_E точки E можно найти скорость точки δ_2 .

Соединим точку E с точкой δ_2 линией. Скорость точки δ_2 будет равна

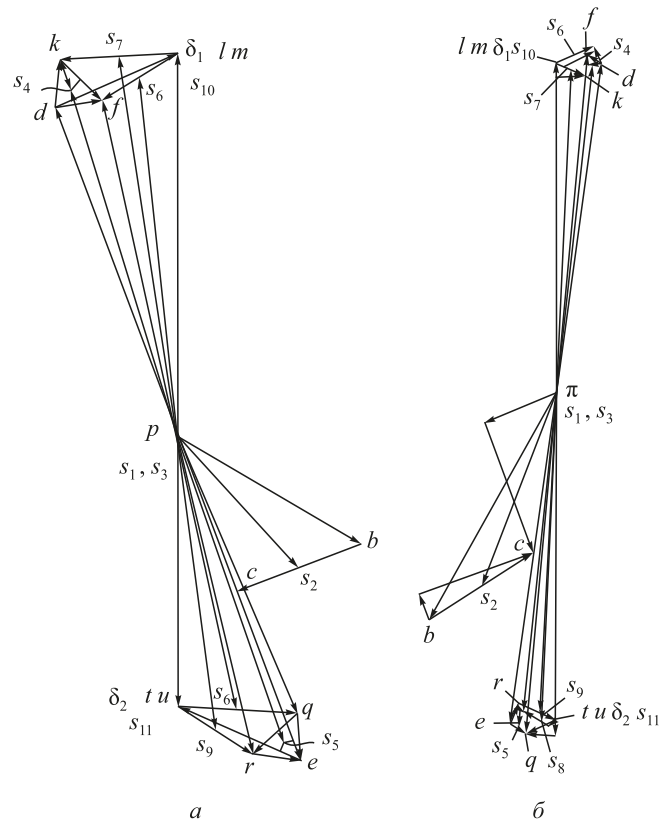


Рис. 7. Планы скоростей (а) и ускорений (б)

Fig. 7. Diagrams of velocity (a) and acceleration (b)

$$\begin{aligned}\vec{v}_{\delta_2} &= \vec{v}_E + \vec{v}_{\delta_2 E}; \\ \vec{v}_{\delta_2} &= \vec{v}_T = \vec{v}_U,\end{aligned}\quad (7)$$

где $\vec{v}_{\delta_2 E} \perp \delta_2 E$; $\vec{v}(\vec{v}_T = \vec{v}_U) \parallel O_1 O_2$.

На плане скоростей из полюса проводится вертикальная линия (параллельная $O_1 O_2$), а из точки e проводится прямая, перпендикулярная линии $\delta_2 E$. Точка δ_2 находится на пересечении этих прямых.

После определения скорости $\vec{v}_{\delta_1}$ находим скорости точек F и K трехпарного звена DFK по следующим уравнениям:

$$\begin{aligned}\vec{v}_F &= \vec{v}_D + \vec{v}_{FD}; \\ \vec{v}_F &= \vec{v}_{\delta_1} + \vec{v}_{F\delta_1},\end{aligned}\quad (8)$$

$$\begin{aligned}\vec{v}_K &= \vec{v}_D + \vec{v}_{KD}; \\ \vec{v}_K &= \vec{v}_{\delta_1} + \vec{v}_{K\delta_1},\end{aligned}\quad (9)$$

где $\vec{v}_{FD} \perp FD$; $\vec{v}_{F\delta_1} \perp F\delta_1$; $\vec{v}_{KD} \perp KD$; $\vec{v}_{K\delta_1} \perp K\delta_1$.

На плане скоростей из точки d проводим линию, перпендикулярную звену FD , а из точки δ_1 линию, перпендикулярную $F\delta_1$. На пересечении этих линий найдем точку f . Для нахождения точки k из точки d проводим линию, перпендикулярную звену KD , а из точки δ_1 линию, перпендикулярную $K\delta_1$. На пересечении этих линий найдем точку k . Находим скорости точек Q и R трехпарного звена EQR по следующим уравнениям:

$$\begin{aligned}\vec{v}_Q &= \vec{v}_E + \vec{v}_{QE}; \\ \vec{v}_Q &= \vec{v}_{\delta_2} + \vec{v}_{Q\delta_2},\end{aligned}\quad (10)$$

$$\begin{aligned}\vec{v}_R &= \vec{v}_E + \vec{v}_{RE}; \\ \vec{v}_R &= \vec{v}_{\delta_2} + \vec{v}_{R\delta_2},\end{aligned}\quad (11)$$

где $\vec{v}_{QE} \perp QE$; $\vec{v}_{Q\delta_2} \perp Q\delta_2$; $\vec{v}_{RE} \perp RE$; $\vec{v}_{R\delta_2} \perp R\delta_2$.

Для нахождения точки q из точки e проводим линию, перпендикулярную звену QE , а из точки δ_2 линию, перпендикулярную $Q\delta_2$. На пересечении этих линий найдем точку q .

Для нахождения точки R из точки e проводим линию, перпендикулярную звену RE , а из точки δ_2 линию, перпендикулярную $R\delta_2$. На пересечении этих линий найдем точку r .

Угловые скорости звеньев находятся по следующим формулам:

$$\begin{aligned}\omega_2 &= \frac{\vec{v}_{CB}}{l_{CB}}; \omega_3 = \frac{\vec{v}_C}{l_{O_2 C}}; \omega_4 = \frac{\vec{v}_{KD}}{l_{DK}}; \omega_5 = \frac{\vec{v}_{RE}}{l_{ER}}; \\ \omega_6 &= \frac{\vec{v}_{MF}}{l_{FM}}; \omega_7 = \frac{\vec{v}_{LK}}{l_{KL}}; \omega_8 = \frac{\vec{v}_{QU}}{l_{QU}}; \omega_9 = \frac{\vec{v}_{TR}}{l_{RT}}; \\ \omega_{\delta_1 D} &= \frac{\vec{v}_{\delta_1}}{l_{D\delta_1}}; \omega_{\delta_2 E} = \frac{\vec{v}_{\delta_2}}{l_{E\delta_2}}.\end{aligned}$$

Построение плана ускорений начинается с точки π , от которой откладывается вектор ускорения точки B , его величина определяется как

$$a_B = \omega_1^2 l_{O_1 B}. \quad (12)$$

Так как звено $O_1 B$ вращается с постоянной угловой скоростью ($\omega_1 = \text{const}$), то угловое ускорение равно нулю: $\varepsilon_1 = 0$.

Ускорение точки C определится по системе уравнений

$$\begin{aligned}\vec{a}_C &= \vec{a}_B + \vec{a}_{CB}'' + \vec{a}_{CB}^\tau; \\ \vec{a}_C &= \vec{a}_{O_2} + \vec{a}_{CO_2}'' + \vec{a}_{CO_2}^\tau.\end{aligned}\quad (13)$$

Нормальные составляющие ускорений определяются по формуле

$$a^n = \omega^2 l. \quad (14)$$

Нормальные ускорения звеньев CB и CO_2 определяются из уравнений

$$\begin{aligned}\vec{a}_{CB}'' &= \omega_2^2 l_{BC}; \\ \vec{a}_{CO_2}'' &= \omega_3^2 l_{O_2 C},\end{aligned}\quad (15)$$

а ускорение точки E – из условия подобия

$$\frac{\pi c}{\pi e} = \frac{O_2 C}{O_2 E}, \quad (16)$$

откуда $\pi e = \pi c \frac{O_2 C}{O_2 E}$.

На продолжении прямой πc откладывается отрезок πe – это вектор ускорения точки E .

Ускорение точки D равно ускорению точки E , но направлено из полюса π в противоположную сторону: $a_D = a_E$.

Аналогично способу, описанному при нахождении скоростей точек K, F, δ_1 , находятся их ускорения

$$\begin{aligned}\vec{a}_{\delta_1} &= \vec{a}_D + \vec{a}_{\delta_1 D}'' + \vec{a}_{\delta_1 D}^\tau; \\ \vec{a}_{\delta_1} &= \vec{a}_L = \vec{a}_M; \\ \vec{a}_{\delta_1 D}'' &= \omega_{\delta_1 D}^2 l_{\delta_1 D}; \\ \vec{a}_F &= \vec{a}_D + \vec{a}_{FD}'' + \vec{a}_{FD}^\tau; \\ \vec{a}_F &= \vec{a}_{\delta_1} + \vec{a}_{F\delta_1}'' + \vec{a}_{F\delta_1}^\tau,\end{aligned}$$

где $\vec{a}_{FD}'' \parallel FD$; $\vec{a}_{FD}^\tau \perp FD$; $\vec{a}_{F\delta_1}'' \parallel F\delta_1$; $\vec{a}_{F\delta_1}^\tau \perp F\delta_1$;

$$\begin{aligned}\vec{a}_{FD}'' &= \omega_4^2 l_{FD}; \\ \vec{a}_{F\delta_1}'' &= \omega_6^2 l_{F\delta_1}; \\ \vec{a}_{\delta_2} &= \vec{a}_E + \vec{a}_{\delta_2 E}'' + \vec{a}_{\delta_2 E}^\tau; \\ \vec{a}_{\delta_2} &= \vec{a}_T = \vec{a}_U,\end{aligned}$$

где $\vec{a}_{\delta_2 E}'' \parallel \delta_2 E$; $\vec{a}_{\delta_2 E}^\tau \perp \delta_2 E$; $(\vec{a}_T = \vec{a}_U) \parallel O_1 O_2$;

$$\begin{aligned}\vec{a}_{\delta_2 E}^n &= \omega_{\delta_2 E}^2 l_{\delta_2 E}; \\ \vec{a}_Q &= \vec{a}_E + \vec{a}_{QE}^n + \vec{a}_{QE}^t; \\ \vec{a}_Q &= \vec{a}_{\delta_2} + \vec{a}_{Q\delta_2}^n + \vec{a}_{Q\delta_2}^t,\end{aligned}$$

где $\vec{a}_{QE}^n \parallel QE$; $\vec{a}_{QE}^t \perp QE$; $\vec{a}_{Q\delta_2}^n \parallel Q\delta_2$; $\vec{a}_{Q\delta_2}^t \perp Q\delta_2$;
 $\vec{a}_{QE}^n = \omega_5^2 l_{QE}$; $\vec{a}_{Q\delta_2}^n = \omega_8^2 l_{Q\delta_2}$.

Результатом проведения кинематического анализа являются план скоростей (рис. 7, а) и план ускорений (рис. 7, б).

Выводы

На основе полученных результатов можно констатировать, что приведенная схема ножниц с параллельными ножами поддается полному кинематическому исследованию, т.е. может быть разрешена в силовом отношении.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Никитин А.Г., Епифанцев Ю.А., Демина Е.И. Определение усилия резания на ножницах предварительно изогнутой полосы // Изв. вуз. Черная металлургия. 2015. Т. 58. № 5. С. 386, 387.
2. Гидравлические гильотинные ножницы, гильотинные ножницы с ЧПУ для раскроя и обработки листовых материалов // Главный механик. 2016. № 9. С. 44 – 48.
3. Никитин А.Г., Епифанцев Ю.А., Демина Е.И. Расчет предварительного изгиба полосы при резке на ножницах // Изв. вуз. Черная металлургия. 2016. Т. 59. № 2. С. 142, 143.
4. Стерлигова Я.М., Демина Е.И. Анализ работы ножниц для резки металла // Вестник Сибирского государственного индустриального университета. 2017. № 1 (19). С. 46 – 48.
5. Никитин А.Г., Демина Е.И., Баженов И.А. Экспериментальное исследование резки на ножницах предварительно изогнутой полосы проката // Изв. вуз. Черная металлургия. 2018. Т. 61. № 4. С. 333, 334.
6. Nikitin A.G., Demina E.I., Zhivago E.Ya., Dvornikov L.T., Saruev L.A. Energy-saving method of cutting a pre-bent bar on the shear machine // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2018. Vol. 411. P. 1 – 5 (012053).
7. Машины и агрегаты металлургических заводов. Т. 3. / А.И. Целиков, П.И. Полухин, В.М. Гребеник и др. – М.: Металлургия, 1988. – 680 с.
8. Полезная модель 2010128671/02 РФ, МПК F16H 21/16 (2006.01). Кривошипно-ползунный механизм с двойным ползуном / Дворников Л.Т., Соловьев А.С.; заявл. 09.07.2010; опубл. 27.02.2011. Бюл. № 7.

9. Артоболевский И.И. Теория механизмов и машин: Учебное пособие для студентов вузов. 4-е изд., испр. – М.: Машиностроение, 1996. – 592 с.
10. Dvornikov L.T., Gudimova L.N. The development of structural analysis methods for flat complex rod kinematic chains. X International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms, Technikal University of liberec departament of textile machine design, september 2-4, 2008. – Liberec, Czech Republic. P. 205 – 212.
11. Davitashvili N., Demetrasze L., Kapanadze L., Kapanadze N. Dynamic analysis of runners driving hinged mechanisms with two degrees of freedom of loop-forming elements of warp-knitting machines. X International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms, Technikal University of liberec departament of textile machine design, september 2-4, 2008. – Liberec, Czech Republic. P. 177 – 185.
12. Dumitru Mihaescu, Florina-Liliana Buzescu. Study on dynamic behavior of yarns wound on rotating circular disks. X International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms, Technikal University of liberec departament of textile machine design, september 2-4, 2008. – Liberec, Czech Republic. P. 399 – 406.
13. Vavrincikova Viola Prispevok k dynamickemu rieseniu mechanizmu pre orientaciu. X International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms, Technikal University of liberec departament of textile machine design, september 2-4, 2008. – Liberec, Czech Republic. P. 685 – 692.
14. Rudolf Vrzala, Iva Petrikova Mechanika prenosu pohybu celnimi stenami trecich kotoucu s rovnobeznymi osami. X International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms, Technikal University of liberec departament of textile machine design, september 2-4, 2008. – Liberec, Czech Republic. P. 703 – 708.
15. Nielsen J., Roth B. On the Kinematic Analysis of Robotic Mechanisms // The International Journal of Robotics Research. 1999. Vol. 18 (12). P. 1147 – 1160
16. Ravani B., Roth B. Mappings of Spatial Kinematics // J. Mech. Des. 1984. Vol. 106(3). P. 341 – 347.
17. Chew M., Shen N.T., Issa G.F. Kinematic Structural Synthesis of Mechanisms Using Knowledge-Based Systems // J. Mech. Des. 1995. Vol. 117(1). P. 96 – 103.
18. Kong X., Gosselin C.M. Type Synthesis of Parallel Mechanisms. Berlin, Heidelberg: Springer, 2007. – 272 p.
19. Janabi-Sharifi F., Shchokin B. A rotary parallel manipulator: Modelling and workspace analysis. Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), New Orleans, LA, 2004. P. 3671 – 3677.
20. Дворников Л.Т. О кинематической разрешимости плоской четырехзвенной группы Ассура четвертого класса графоаналитическим методом // Изв. вуз. Машиностроение. 2004. № 12. С. 9 – 15.

Поступила в редакцию 22 июня 2018 г.

После доработки 7 июля 2018 г.

Принята к публикации 7 июля 2018 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2019. Vol. 62. No. 4, pp. 308–314.

KINEMATICS OF METALLURGICAL CUTTERS WITH PARALLEL BLADES

I.V. Bychkov, L.T. Dvornikov, I.A. Zhukov

Siberian State Industrial University, Novokuznetsk, Kemerovo Region, Russia

Abstract. Cutting with parallel blades cutters consists of three periods: blades ridging in metal; cutting; chipping (separation). Maximum force is required at the end of the ridging period and at the beginning

of cutting. Since one of the blades is stationary, the second blade in cutting process has to go deep into the entire thickness of metal to cut the billet. For example, if thickness of metal is 20 mm, then the upper blade needs to pass 20 mm for its cutting. If you make both blades moving towards each other, cutting effort will be less. In this case, each blade cutting 20 mm of metal will pass 10mm. In order not to make mechanism of cutter with two movable blades too complicated, it is important to ensure its mobility from one drive. So, there acute the

issue of arrangement possibility of blades moving towards each other with guaranteed strength of the units, transmitting effort on the blades. Kinematic scheme of cutters with blades moving parallel to each other in a vertical plane is proposed. Advantages of the proposed cutters design are the following: counter movement of blades requires less effort to cut the billet; force from each blade is distributed to two connecting rods, reducing load on each of them; since blades move towards each other, the main cutting force is distributed along the units of the mechanism and is transmitted to the engine, which reduces load on the frame and foundation when cutting; when blades move towards each other, metal separation occurs faster, it allows to concentrate maximal force during cutting with minimal load on the engine; the cut part of the billet does not fall below the roller bed at the end of cutting, so installation of the lower movable table is not required. Mobility of the proposed mechanism is determined by P.L. Chebyshev formula with its value = 1. Kinematic analysis of blades is carried out using a special method, which is in using point of connecting rods intersection.

Keywords: cutters, parallel blades, metallurgical equipment, metal cutting, lever mechanism, kinematics, velocity diagram, acceleration diagram.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-308-314

REFERENCES

1. Nikitin A.G., Epifantsev Yu.A., Demina E.I. The determination of cutting force on the scissors at pre-curved strip cutting. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2015, vol. 58, no. 5, pp. 386, 387. (In Russ.).
2. Hydraulic guillotine shears, CNC guillotine shears for sheet materials cutting and processing. *Glavnyi mekhanik*. 2016, no. 9, pp. 44–48. (In Russ.).
3. Nikitin A.G., Epifantsev Yu.A., Demina E.I. Calculation of preliminary bending of strip during cutting by shears. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2016, vol. 59, no 2, pp. 142, 143. (In Russ.).
4. Sterligova Ya.M., Demina E.I. Analysis of metal cutters operation. *Vestnik Sibirskogo gosudarstvennogo industrial'nogo universiteta*. 2017, no 1 (19), pp. 46–48. (In Russ.).
5. Nikitin A.G., Demina E.I., Bazhenov I.A. Experimental investigation of pre-curved stripe cutting by scissors. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2018, vol. 61, no. 4, pp. 333, 334. (In Russ.).
6. Nikitin A.G., Demina E.I., Zhivago E.Ya., Dvornikov L.T., Saruev L.A. Energy-saving method of cutting a pre-bent bar on the shear machine. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2018, vol. 411, pp. 1–5 (012053).
7. Tselikov A.I., Polukhin I.P., Grebenik V.I. *Mashiny i agregaty metallurgicheskikh zavodov. T. 3.* [Machines and units of metallurgical plants. Vol. 3.]. Moscow: Metallurgiya, 1988, 680 p. (In Russ.).
8. *Krivoshipno-polzunnyi mekhanizm s dvoynym polzunom* [Crank-slider mechanism with double slider]. Utility model patent 2010128671/02 РФ, МПК F16H 21/16(2006.01). *Byulleten' izobretenii*. 2011, no. 7. (In Russ.).
9. Artobolevskii I.I. *Teoriya mekhanizmov i mashin: Uchebnoe posobie dlya studentov vuzov* [Theory of mechanisms and machines. University manual]. Moscow: Mashinostroenie, 1996, 592 p. (In Russ.).
10. Dvornikov L.T., Gudimova L.N. Development of methods structural analysis of flat complex rod kinematic chains. In: *X Int. Conf. on the Theory of Machines and Mechanisms. Technical University of Liberec, department of textile machine design, September 2-4, 2008*. Liberec, Czech Republic, pp. 205–212.
11. Davitashvili N., Demetrasze L., Kapanadze L., Kapanadze N. Dynamic analysis of runners driving hinged mechanisms with two degrees of freedom of loop-forming elements of warp-knitting machines. In: *X Int. Conf. on the Theory of Machines and Mechanisms. Technical University of Liberec, department of textile machine design, September 2-4, 2008*. Liberec, Czech Republic, pp. 177–185.
12. Dumitru Mihaescu, Florina-Liliana Buzescu. Study on dynamic behavior of yarns wound on rotating circular disks. In: *X Int. Conf. on the Theory of Machines and Mechanisms. Technical University of Liberec, department of textile machine design, September 2-4, 2008*. Liberec, Czech Republic, pp. 399–406.
13. Vavrinckikova Viola. Prispievok k dynamickemu rieseniu mechanizmu pre orientaciu. In: *X Int. Conf. on the Theory of Machines and Mechanisms. Technical University of Liberec, department of textile machine design, September 2-4, 2008*. Liberec, Czech Republic, pp. 685–692. (In Czech.).
14. Rudolf Vrzala, Iva Petrikova. Mechanika prenosu pohybu celnimi stenami trecich kotoucu s rovnobeznymi osami. In: *X Int. Conf. on the Theory of Machines and Mechanisms. Technical University of Liberec, department of textile machine design, September 2-4, 2008*. Liberec, Czech Republic, pp. 703–708. (In Czech.).
15. Nielsen J., Roth B. On the kinematic analysis of robotic mechanisms. *The International Journal of Robotics Research*. 1999, vol. 18 (12), pp. 1147–1160.
16. Ravani B., Roth B. Mappings of spatial kinematics. *J. Mech. Des.* 1984, vol. 106 (3), pp. 341–347.
17. Chew M., Shen N.T., Issa G.F. Kinematic structural synthesis of mechanisms using knowledge-based systems. *J. Mech. Des.* 1995, vol. 117 (1), pp. 96–103.
18. Kong X., Gosselin C.M. *Type Synthesis of Parallel Mechanisms*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2007, 272 p.
19. Janabi-Sharifi F., Shchokin B. A rotary parallel manipulator: Modeling and workspace analysis. In: *Proc. of the IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation (ICRA)*. New Orleans, LA, 2004, pp. 3671–3677.
20. Dvornikov L.T. On kinematic solvability of flat four-link Assur group of the fourth class by graph-analytical method. *Izv. vuz. Mashinostroenie*. 2004, no. 12, pp. 9–15. (In Russ.).

Information about the authors:

I.V. Bychkov, Postgraduate of the Chair “Mechanics and Mechanical Engineering” (elbibl@mail.ru)

L.T. Dvornikov, Dr. Sci. Eng., Professor of the Chair “Mechanics and Mechanical Engineering” (tmniok@yandex.ru)

I.A. Zhukov, Dr. Sci. Eng., Assist. Professor, Head of the Chair “Mechanics and Mechanical Engineering”

Received June 22, 2018

Revised July 7, 2018

Accepted July 7, 2018

УДК 621.778

ПОВЫШЕНИЕ СТАБИЛЬНОСТИ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОВОЛОКИ ОТ ДЕЙСТВИЯ ПРОТИВОНАТЯЖЕНИЯ ПРИ НЕПОСТОЯННОМ КОЭФФИЦИЕНТЕ ТРЕНИЯ

Гурьянов Г.Н.¹, к.т.н., доцент, старший научный сотрудник (ggnbelorhome@rambler.ru)

Калугина О.Б.², к.т.н., старший преподаватель кафедры информатики
и информационной безопасности (kalugina.olga@bk.ru)

¹ Научно-исследовательский институт метизной промышленности (ОАО «НИИметиз»)
(453037, Россия, Челябинская обл., Магнитогорск, ул. Грязнова, 44/1)

² Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова
(455000, Россия, Челябинская обл., Магнитогорск, пр. Карла Маркса, 38)

Аннотация. При волочении проволоки нестабильность параметров деформации вызывает переменное осевое напряжение. Условия контактного трения изменяются в наиболее короткий отрезок времени и зависят от многих факторов: однородности по длине протягиваемой заготовки физико-механических свойств обрабатываемого материала, качества технологической смазки, стабильности силы натяжения заготовки на входе очага деформации и интенсивности охлаждения волок, вытяжных барабанов, шайб, направляющих роликов и т.п. Для оценки влияния коэффициента трения на стабильность силы (напряжения) волочения использована относительная величина первой производной по коэффициенту трения уравнения для напряжения волочения. Эта величина определена как отношение значений производной и исходного предела текучести материала проволоки, что позволяет выполнять сравнение производных при разных значениях исходного предела текучести материала проволоки. Производная рассчитана для уравнения, определяющего осевое напряжение с учетом действия противонапряжения, изменения предела текучести вдоль длины очага пластической деформации и уменьшения радиального напряжения в калибрующем пояске от прироста осевого напряжения в рабочем конусе волоки. Построены зависимости от напряжения противонапряжения и коэффициента трения для относительной величины первой производной при разных моделях упрочнения и параметрах деформации. Величина производной уменьшается при росте напряжения противонапряжения, что указывает на целесообразность волочения с противонапряжением с целью стабилизации силы волочения и снижения усталостного износа рабочей поверхности волоки. Показана зависимость исследуемой величины производной от принятой формулы для ее расчета. Рассмотрен процесс волочения, когда величина коэффициента трения постоянная в калибрующем пояске и переменная в рабочем конусе волоки. Для этого процесса также определена относительная величина первой производной по коэффициенту трения уравнения для осевого напряжения. Калибрующий пояс выполняет стабилизирующее действие на напряжение (силу) волочения, если величина коэффициента трения в нем постоянная. Нестабильность напряжения волочения от отклонения номинальной величины коэффициента трения зависит от значений других параметров деформации. Например, величина производной увеличивается с уменьшением угла волочения. Установленный характер влияния параметров деформации на стабильность напряжения волочения при переменной величине коэффициента трения не противоречит результатам исследования М.В. Бровмана, а также согласуется с известными данными, полученными на основе расчета осевого напряжения при номинальной величине коэффициента трения и отклонении его в сторону увеличения и уменьшения. Повышение стабильности напряжения (силы) волочения положительно влияет на качество проволоки, эксплуатационную стойкость узлов и элементов волочильного стана, например, из-за снижения усталостного износа рабочих поверхностей волок, барабанов, обводных и рихтующих роликов. Волочение с противонапряжением и применение специальных конструкций волочильного инструмента стабилизируют напряженное состояние в очаге деформации проволоки.

Ключевые слова: волочение, проволока, противонапряжение, осевое напряжение, запас прочности, калибрующий пояс волоки, коэффициент контактного трения, интенсивность деформационного упрочнения, стабилизация силы волочения, усталостный износ.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-315-323

СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА ИССЛЕДОВАНИЯ

В процессе волочения изменяются реологические свойства смазки и обрабатываемого материала проволоки (прутка), микрорельеф геометрии поверхностей рабочего канала волоки и протягиваемой заготовки, условия подачи смазки в очаг деформации, интенсивность его охлаждения. Все это влияет на величину коэффициента контактного трения [1 – 4]. В результате возникает нестабильность силы волочения и других энергосиловых показателей пластического формоизменения заготовки [5 – 7], что снижает эксплуатационную

стойкость узлов и элементов волочильного стана [8]. Для стабилизации силы волочения круглого сплошного профиля предложены различные конструкции инструмента [9 – 11]. В настоящее время недостаточно данных о характере влияния противонапряжения на напряженное состояние при непостоянных значениях параметров деформации, в частности коэффициента контактного трения [12 – 16]. В работе [15] показан размах изменения силы волочения при отклонении значений угла α рабочего конуса волоки и коэффициента f трения от своих номинальных величин. Этот размах зависит не только от величины соответствующего отклонения угла α и

коэффициента f , но и от значений других параметров деформации. Влияние нестационарной величины коэффициента трения на напряжение волочения при разных моделях упрочнения и параметрах деформации приведено в работе [8]. Для оценки возможных колебаний усилия и напряжения волочения при отклонении предела текучести, коэффициента трения и геометрии рабочего канала волокна от их номинальных размеров [6] использована формула для расчета напряжения волочения [17]. Для этого определены первые производные уравнения для напряжения по параметрам деформации, получившим отклонение своих значений. По величине первой производной и размаха колебания нестационарного параметра деформации оценивали возможное изменение напряжения волочения от колебания этого параметра [6]. При этом принятая формула для расчета напряжения волочения не учитывает напряжение противонапряжения и включает усредненную величину предела текучести в очаге пластической деформации. Поэтому не определено влияние противонапряжения на размах колебания напряжения волочения при отклонении значений параметров деформации, в частности при нестабильной величине коэффициента трения.

Цель настоящей работы – при разных параметрах деформации проволоки показать характер влияния противонапряжения на размах колебания напряжения волочения при нестабильной величине коэффициента трения.

ПРИНЯТЫЕ МОДЕЛИ УПРОЧНЕНИЯ И ФОРМУЛЫ ДЛЯ РАСЧЕТА ОСЕВОГО НАПРЯЖЕНИЯ

Приняли зависимость предела текучести обрабатываемого металла от величины вытяжки μ в виде степенной функции:

$$\sigma_{Si} = \sigma_{S_0} \mu^k, \quad (1)$$

где σ_{S_0} – предел текучести заготовки перед обжатием; $\mu = \left(\frac{r_0}{r_k}\right)^2$ – коэффициент вытяжки; r_0 и r_k – радиус заготовки до и после деформации; k – коэффициент упрочнения.

Эмпирическая зависимость (1) адекватно отражает изменение прочностных свойств при холодном волочении патентированной углеродистой заготовки [5].

Расчет основной составляющей полного осевого напряжения на выходе волокна (прироста осевого напряжения в рабочем конусе волокна) выполнили по формуле [5]:

$$\sigma_{Z_1} = \sigma_{S_0} \frac{(\mu^k - 1)(1 + f \operatorname{ctg} \alpha)}{k}, \quad (2)$$

где f – коэффициент трения; α – угол наклона образующей рабочего конуса к оси волочения.

При расчете σ_{Z_1} по формуле (2) учитывается непрерывное изменение предела текучести и радиального напряжения вдоль длины очага деформации согласно зависимости (1). Прирост осевого напряжения от приложения напряжения противонапряжения при принятом законе упрочнения (1) и использовании формулы (2) определили как [5]

$$\sigma_{Z_2} = \sigma_q \left(1 - \frac{f(\mu^k - 1)}{k \operatorname{tg} \alpha} \right), \quad (3)$$

где σ_q – напряжение противонапряжения.

Прирост осевого напряжения σ_{Z_3} , вызванный деформацией сдвига металла, рассчитывали по известной в теории волочения формуле $\sigma_{Z_3} = 4\sigma_S \frac{\operatorname{tg} \alpha}{3 \cdot \sqrt{3}}$ (здесь $\sigma_S = \frac{\sigma_{S_0} + \sigma_{S_k}}{2}$ – средний предел текучести металла в очаге деформации; σ_{S_k} – предел текучести на выходе очага пластической деформации).

Перед входом калибрующего пояска волокна имеем осевое напряжение

$$\sigma_{Z_k} = \sigma_{Z_1} + \sigma_{Z_2} + \sigma_{Z_3}. \quad (4)$$

Прирост осевого напряжения в пояске волокна длиной L равен [5]

$$\sigma_{Z_4} = \frac{2fL(\sigma_{S_k} - \sigma_{Z_k})}{r_k} = \frac{2\sigma_{S_k}fL \left(1 - \frac{\sigma_{Z_k}}{\sigma_{S_k}} \right)}{r_k}. \quad (5)$$

Полное осевое напряжение или напряжение волочения определяется по следующей формуле:

$$\sigma_Z = \sigma_{Z_k} + \sigma_{Z_4}. \quad (6)$$

Абсолютный запас прочности проволоки на выходе волокна может быть рассчитан по уравнению

$$Za = \sigma_{S_k} - \sigma_Z. \quad (7)$$

Величина абсолютного запаса прочности равна модулю радиального напряжения, что следует из уравнения пластичности. При нулевом значении Za наступает предельный случай волочения, когда возможен обрыв тянущего переднего конца проволоки.

Пусть при волочении проволоки изменяются условия контактного трения в рабочем конусе и калибрующем пояске волокна. Это приводит к переменному напряженному состоянию рабочей поверхности волокна [8, 11, 18, 19]. Определим уравнения первой производной осевого напряжения σ_Z по коэффициенту трения при отсутствии и наличии калибрующего пояска. Формула для расчета этого параметра по коэффициен-

ту трения при наличии калибрующего пояска не приводится по причине ее громоздкости. При отсутствии пояска производная равна

$$\frac{d\sigma_z}{df} = \frac{\sigma_{s_0}(\mu^k - 1) \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{s_0}}\right)}{k \operatorname{tg} \alpha}. \quad (8)$$

Производная имеет размерность напряжения. Выражение (8) не включает коэффициент трения, т.е. производная не зависит от коэффициента f . Прирост осевого напряжения от действия напряжений контактного трения на выходе рабочего конуса волокна определяется интегрированием уравнения (8). Использовали относительную величину производной (8):

$$\frac{\frac{d\sigma_z}{df}}{\sigma_{s_0}} = \frac{d\bar{\sigma}_z}{df}. \quad (9)$$

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ И ИХ АНАЛИЗ

На рис. 1 приведена зависимость относительной величины производной (9) от напряжения противонапряжения. Графики построены при исходном пределе текучести 1000 МПа и коэффициентах упрочнения 0,25 и 0,75, коэффициентах вытяжки 1,25 и 1,50, коэффициентах трения 0,05 и 0,15. Волочение осуществляется через волокна без калибрующего пояска и с пояском, радиус и длина которого равны 1 мм. Значения угла α образующей рабочего канала к оси волочения составили 6 и 16°.

Величина производной снижается с ростом напряжения противонапряжения при разных значениях коэффициентов вытяжки, трения, упрочнения и угла α . При отсутствии калибрующего пояска увеличение коэффициента трения от 0,05 до 0,15 не привело к изменению производной, что следует из формулы (7). Поэтому, например, линии с нечетными номерами 3 и 7 (рис. 1, а, в) имеют одинаковое расположение. При наличии калибрующего пояска (четные номера линий) с ростом напряжения противонапряжения наблюдается более интенсивное снижение производной при меньшей (0,05) величине коэффициента трения (рис. 1, а, б). Но это снижение начинается при значительно большей величине производной при отсутствии противонапряжения. Таким образом, при меньшей исходной величине коэффициента трения колебания его величины в большей степени оказывают влияние на стабильность напряженного состояния. И при этом более эффективно применение противонапряжения для стабилизации осевого напряжения.

Сравнение расположения пар линий 1 и 5, 3 и 7 при отсутствии калибрующего пояска, а также пар линий 2 и 6, 4 и 8 при его наличии показывает увеличение производной в зависимости от роста коэффициента упрочнения от 0,25 до 0,75. Это увеличение больше при наличии пояска, величине $\mu = 1,5$ (рис. 1, б, г) и меньшем значении коэффициента трения 0,05, что показывают пары линий 2 и 6, 4 и 8 на рис. 1, б. С повышением обжатия (рис. 1, б, г) выросла величина производной при $f = 0,05$ и $f = 0,15$, если отсутствует калибрующий поясок (нечетные номера линий). Это показывает парное сравнение расположения соответствующих линий на рис. 1, а и б, в и г. Однако при наличии калибрующего

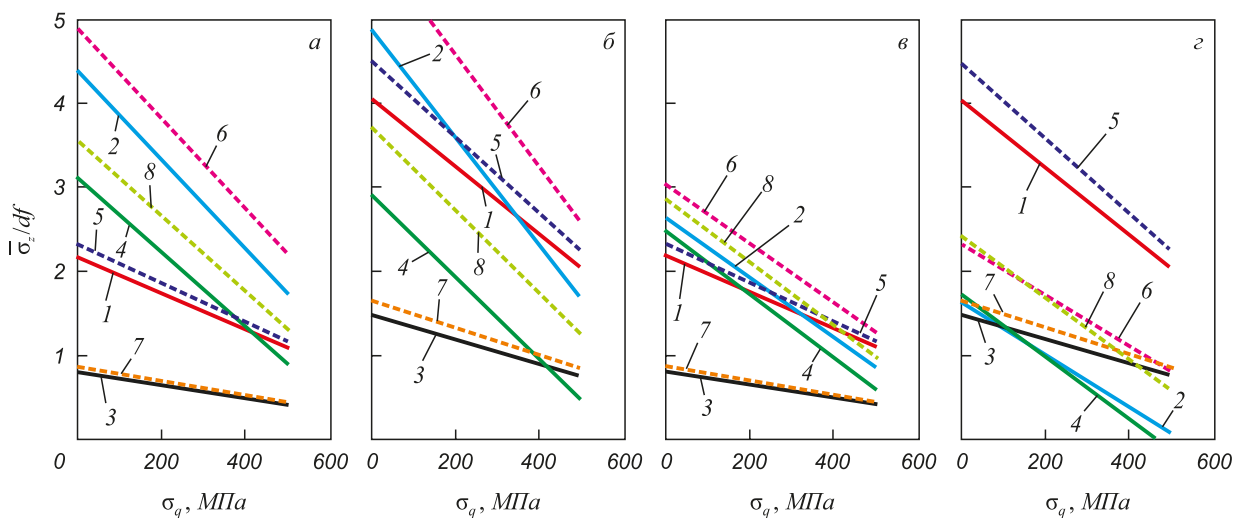


Рис. 1. Зависимость производной $d\bar{\sigma}_z/df$ (осевого напряжения волочения по коэффициенту трения) от напряжения противонапряжения: а, б – $f = 0,05$; в, г – $f = 0,15$; а, в – $\mu = 1,25$; б, г – $\mu = 1,5$; 1 – 4 – $k = 0,25$ (сплошные линии); 5 – 8 – $k = 0,75$ (штриховые линии); нечетные номера кривых – отсутствует поясок; четные – поясок с радиусом и длиной 1 мм; 1, 2, 5, 6 – $\alpha = 6^\circ$; 3, 4, 7, 8 – $\alpha = 16^\circ$

Fig. 1. Dependence of $d\bar{\sigma}_z/df$ derivative (axial stress of drawing by friction coefficient) on backward pull stress: а, б – $f = 0,05$; в, г – $f = 0,15$; а, в – $\mu = 1,25$; б, г – $\mu = 1,5$; 1 – 4 – $k = 0,25$ (solid lines); 5 – 8 – $k = 0,75$ (dash lines); odd numbers of curves – no cylinder; even numbers – cylinder with radius and length of 1mm; 1, 2, 5, 6 – $\alpha = 6^\circ$; 3, 4, 7, 8 – $\alpha = 16^\circ$

пояска величина производной находится в сложной зависимости от коэффициента вытяжки. Линия 4 ($f = 0,15$; $\mu = 1,5$; длина пояска 1 мм) на рис. 1, z пересекает ось абсцисс при высоком напряжении противонапряжения. При значениях напряжения противонапряжения, лежащих правее точки пересечения линии 4 и абсциссы, производная меньше нуля. Расчеты показали, что при нулевой и отрицательной величине производной (9) запас прочности Za меньше нуля при параметрах деформации, при которых построена зависимость (4). Более того, отрицательная величина Za может быть при положительной производной (9). В частности, участки в конце линий 2 и 4 (рис. 1, z) проведены при заметном отрицательном запасе прочности, который не может реализоваться на практике. Таким образом, необходим соответствующий расчет запаса прочности для обоснованного вывода о характере влияния параметров деформации на энергосиловые показатели процесса волочения.

Пусть $\frac{d\bar{\sigma}_z}{df} = 2$, тогда $\frac{d\sigma_z}{df} = 2\sigma_{s_0} = 2000$ МПа, а величина отклонения напряжения волочения при изменении номинального коэффициента трения на величину $\Delta f = 0,05$ равна 100 МПа или 10 % от исходного (1000 МПа) предела текучести.

Зависимости производной от коэффициента трения (рис. 2) позволяют уточнить характер влияния коэффициентов вытяжки, трения и упрочнения, величины угла α и напряжения противонапряжения σ_q на величину производной (9). Расчет выполнен при разной величине угла α (6, 9 и 16°), отсутствии противонапряжения и напряжении противонапряжения 250 (рис. 2, $a, б$) и 400

(рис. 2, $в, z$) МПа. Коэффициент упрочнения k равен 0,25, 0,75, 1,37 и 2,0 (соответственно рис. 2, поз. $a, б, в$ и z). Калибрующий поясок отсутствует (прямые 1 и 3) и его длина равна 1 мм при диам. 2,0 мм (остальные прямые). Коэффициент вытяжки равен 1,25 и 1,50.

Линии 1 – 4 построены при коэффициенте вытяжки 1,50, а линии 5 – 7 – при $\mu = 1,25$ (рис. 2, $a, б$). При отсутствии пояска (линии 1 и 3) производная (9) не зависит от коэффициента трения. Линия 1 при отсутствии противонапряжения показывает более высокую величину производной, чем аналогичная величина при наличии противонапряжения – уравнение (3). Наклон линий при $\mu = 1,50$ больше, чем при $\mu = 1,25$. Из сравнения расположения пар линий 2 и 5 при отсутствии противонапряжения, 4 и 6 при $\sigma_q = 250$ МПа соответственно при коэффициентах вытяжки 1,50 и 1,25 следует, что производная меньше при $\mu = 1,50$, если коэффициент трения больше 0,1 (рис. 2, $a, б$): то есть при $\mu = 1,50$ стабильность напряжения (силы) волочения при неустойчивом режиме трения выше при более высоких значениях коэффициента трения. Линии 2 и 4 ниже оси абсцисс при значительном ($f > 0,2$) коэффициенте трения. Но при этих значениях коэффициентов трения и упрочнения 0,25 и 0,75 (рис. 2, $a, б$ соответственно) запас прочности меньше нуля.

При $k = 1,37$ зависимости (2), (4) и (6) и при $k = 2,00$ (линия $б$) производная меньше нуля также при больших значениях коэффициента трения (рис. 2, $в, z$). При отсутствии противонапряжения (линия 2) и напряжении противонапряжения 400 МПа зависимости (4) и (6), запас прочности отрицательный, когда производная (9) мень-

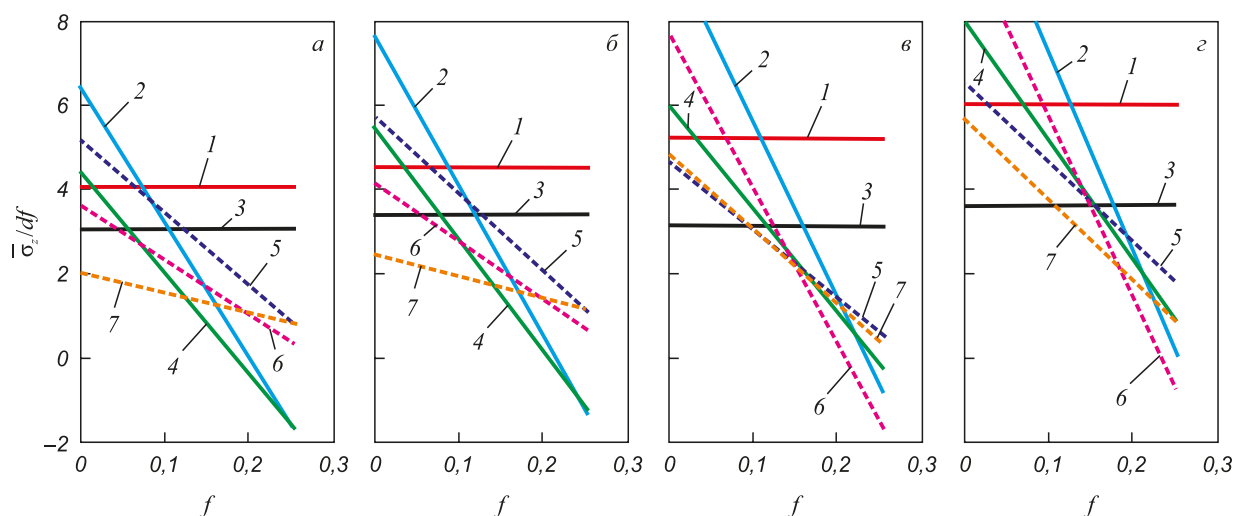


Рис. 2. Производная (9) в зависимости от коэффициента трения:

$a - k = 0,25$; $б - k = 0,75$; $в - k = 1,37$; $z - k = 2,00$; 1 – 4 – $\mu = 1,50$ (сплошные линии); 5 – 7 – $\mu = 1,25$ (штриховые линии); 1, 3 – $L = 0$; 2, 4 – 7 – $L = 1$ мм; 1 – 6 – $\alpha = 6^\circ$; 7 – $\alpha = 16^\circ$; 1, 2, 5 – $\sigma_q = 0$; 3, 4, 6, 7 – $\sigma_q = 250$ МПа для поз. $a, б$; 1 – 6 – $\mu = 1,50$; 7 – $\mu = 1,25$; 1 – 4 – $\alpha = 6^\circ$; 5 – $\alpha = 9^\circ$; 6, 7 – $\alpha = 4^\circ$; 1, 3 – $L = 0$; 2, 4 – 7 – $L = 1$ мм; 1, 2 – $\sigma_q = 0$; 3 – 7 – $\sigma_q = 400$ МПа для поз. $в, z$

Fig. 2. Derivative (9) depending on friction coefficient:

$a - k = 0,25$; $б - k = 0,75$; $в - k = 1,37$; $z - k = 2,00$; 1 – 4 – $\mu = 1,50$ (solid lines); 5 – 7 – $\mu = 1,25$ (dash lines); 1, 3 – $L = 0$; 2, 4 – 7 – $L = 1$ mm; 1 – 6 – $\alpha = 6^\circ$; 7 – $\alpha = 16^\circ$; 1, 2, 5 – $\sigma_q = 0$; 3, 4, 6, 7 – $\sigma_q = 250$ MPa for pos. $a, б$; 1 – 6 – $\mu = 1,50$; 7 – $\mu = 1,25$; 1 – 4 – $\alpha = 6^\circ$; 5 – $\alpha = 9^\circ$; 6, 7 – $\alpha = 4^\circ$; 1, 3 – $L = 0$; 2, 4 – 7 – $L = 1$ mm; 1, 2 – $\sigma_q = 0$; 3 – 7 – $\sigma_q = 400$ MPa for pos. $в, z$

ше и равна нулю (рис. 2, в). Отрицательный запас вызван высоким уровнем напряжения противонапряжения, зависимости (4) и (6), наличием калибрующего пояска (линия 2) при высоком коэффициенте трения. Линия 5 при большем значении угла α (9°) в отличие от линий 4 и 6 не пересекает абсциссу, так как при наличии пояска с увеличением угла μ повышается производная (9). Линия 7 при $\mu = 1,25$ также не достигает абсциссы. Необходимо отметить, что при повышенных значениях коэффициента f производная меньше при наличии калибрующего пояска, чем при его отсутствии. Это видно из сравнения расположения, например, при $\alpha = 6^\circ$ линий 1 и 2 при отсутствии противонапряжения, 3 и 4 – при действии противонапряжения. Таким образом, поясок является стабилизатором напряжения волочения при повышенном коэффициенте трения.

При отсутствии калибрующего пояска из формулы (8) следует снижение производной с ростом угла α . При наличии пояска зависимость производной от величины угла α более сложная. Например, зависимости (6) и (7) на рис. 2, а, б построены соответственно при $\alpha = 6^\circ$ и $\alpha = 16^\circ$ (коэффициент вытяжки 1,25; напряжение противонапряжения 250 МПа; длина пояска 1 мм). Линия 6 расположена выше при малых значениях коэффициента трения и ниже, чем линия 7 при $f = 0,25$. Линии 5 и 6 (рис. 2, в, з) построены при коэффициентах вытяжки 1,5 и упрочнения 1,37 и 2,0. Линия 6 при $\alpha = 4^\circ$ заметно выше линии 5 при $\alpha = 9^\circ$, когда коэффициент трения равен нулю, а при $f = 0,25$ линия 6 ниже линии 5 (рис. 2, в, з). Следовательно, характер влияния угла α на производную (8) зависит от длины пояска и коэффициента трения. Данные рис. 2 показывают, что увеличение коэффициента k от 0,25 (рис. 2, а) до 2,0

(рис. 2, з) привело к усилению влияния коэффициента трения на производную (9) по причине значительного повышения величины производной при малых значениях коэффициента трения.

Пусть в рабочем конусе нестационарная величина коэффициента трения, а в калибрующем пояске коэффициент трения постоянный и равен f_1 . Тогда на выходе калибрующего пояска интенсивность изменения осевого напряжения от нестационарного коэффициента трения f в рабочем конусе при коэффициенте μ вытяжки оценивается по следующей формуле:

$$\frac{d\sigma_z}{df} = \frac{d_{s_0}(\mu^k - 1) \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{s_0}}\right)}{k \operatorname{tg} \alpha} \left(1 - \frac{2Lf_1}{r_k}\right). \quad (10)$$

Из формулы (10) следует снижение величины производной при росте постоянного коэффициента трения f_1 в пояске и его длины, уменьшении радиуса r_k . Это подтверждают результаты расчета производной (10) в зависимости от напряжения противонапряжения при коэффициентах вытяжки 1,25 и 1,50, коэффициентах трения 0,05 и 0,15 (рис. 3), при $\alpha = 6^\circ$ и $\alpha = 16^\circ$.

Увеличение коэффициента вытяжки и коэффициента упрочнения привело к повышению производной (10). Величина производной (рис. 3) меньше при наличии калибрующего пояска (сплошные линии) и большем значении угла α (линии 5, 6). Таким образом, при постоянной величине коэффициента f_1 в пояске проявляется его стабилизирующее действие на величину силы волочения, что согласуется с результатами работ [18 – 20].

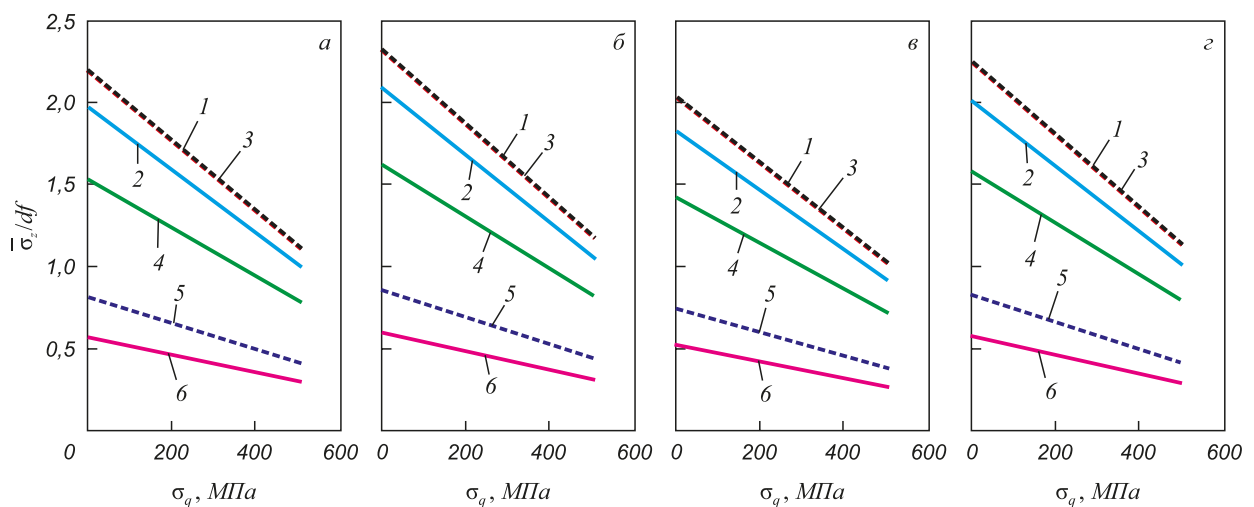


Рис. 3. Зависимость производной $d\bar{\sigma}_z/df$ от напряжения противонапряжения:
а, б – $\mu = 1,25$; в, з – $\mu = 1,5$; а, в – $k = 0,25$; б, з – $k = 0,75$; нечетные номера кривых (штриховые линии) – отсутствует поясок; четные (сплошные линии) – поясок с радиусом и длиной 1 мм; 1 – 4 – $\alpha = 6^\circ$; 5, 6 – $\alpha = 16^\circ$; 1, 2 – $f_1 = 0,05$; 3 – 6 – $f_1 = 0,15$

Fig. 3. Dependence of $d\bar{\sigma}_z/df$ derivative on backward pull stress:
а, б – $\mu = 1,25$; в, з – $\mu = 1,5$; а, в – $k = 0,25$; б, з – $k = 0,75$; odd numbers of curves (dashed lines) – no cylinder; even numbers (solid lines) – cylinder with radius and length of 1 mm; 1 – 4 – $\alpha = 6^\circ$; 5, 6 – $\alpha = 16^\circ$; 1, 2 – $f_1 = 0,05$; 3 – 6 – $f_1 = 0,15$

Заключение о стабилизирующем действии противонапряжения на напряженное состояние круглого сплошного профиля сделано при принятии модели его упрочнения (1) и использовании соответствующих уравнений для расчета составляющих полного осевого напряжения при этой модели. Аналогичные исследования проведены при модели упрочнения:

$$\sigma_s = \sigma_{s_0} + m\varepsilon^n = \sigma_{s_0} + m(\ln \mu)^n, \quad (11)$$

где m, n – эмпирические коэффициенты; $\varepsilon = \ln \mu$ – степень деформации.

Зависимость (11) позволяет представлять более сложные формы кривых упрочнения, чем степенная функция (1), так как включает три постоянных коэффициента, а эмпирическая формула (1) – два. При модели упрочнения (11) уравнение для первой производной напряжения волочения по коэффициенту трения при отсутствии калибрующего пояска также более простое, чем при его наличии:

$$\frac{d\sigma_z}{df} = \frac{\sigma_{s_0} \ln \mu + \frac{m(\ln \mu)^{n+1}}{n+1}}{\operatorname{tg} \alpha} \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{s_0}} \right). \quad (12)$$

Формула (12) и аналогичная зависимость (8) при кривой упрочнения уравнения (1) очевидно показывают снижение величины производной с ростом напряжения противонапряжения σ_q и угла α . Таким образом, при разных моделях упрочнения наблюдается стабилизация напряженного состояния круглого сплошного профиля от применения противонапряжения.

СОПОСТАВЛЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ РАСЧЕТА

С АНАЛОГИЧНЫМИ ДАННЫМИ РАБОТЫ [6]

В заключение сравним значения производной (8) и аналогичной производной из работы [6], использованной при анализе влияния нестабильной величины коэффициента трения на колебание напряжения волочения. Формула для расчета производной [6] при принятых обозначениях параметров деформации имеет следующий вид:

$$\frac{d\sigma_z}{df} = 4\tau_T \left(\frac{\ln \mu}{\sin(2\alpha)} + \frac{L}{r_k} \right), \quad (13)$$

где τ_T – сопротивление деформации при сдвиге.

Производная (13) получена после дифференцирования по коэффициенту трения уравнения для определения напряжения волочения, включающего постоянную величину сопротивления деформации сдвигу τ_T при отсутствии деформационного упрочнения или усредненную величину τ_T в рабочем конусе волок [6]:

$$\sigma_z = 2\tau_T \left[\sqrt{3} \ln \left(\frac{r_0}{r_k} \right) + \frac{2}{3} \operatorname{tg} \alpha + 2f \left(\frac{\ln \mu}{\sin(2\alpha)} + \frac{L}{r_k} \right) \right]. \quad (14)$$

Уравнение (14) предусматривает расчет прироста осевого напряжения в калибрующем пояске по упрощенной зависимости, не учитывающей, в отличие от новой формулы (5), напряженного состояния в пояске:

$$\sigma_{z_4} = 4\tau_T f \left(\frac{L}{r_k} \right). \quad (15)$$

При отсутствии ($k = 0$) деформационного упрочнения формула (8) принимает следующий вид:

$$\frac{d\sigma_z}{df} = \frac{\sigma_{s_0} \ln \mu \left(1 - \frac{\sigma_q}{\sigma_{s_0}} \right)}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (16)$$

Поскольку формула (13) не учитывает противонапряжения, а формула (16) представлена для случая отсутствия калибрующего пояска, то сравнили значения производных (13) и (16) при отсутствии противонапряжения и калибрующего пояска ($\sigma_q = 0$; $L = 0$). Пусть исходный предел σ_{s_0} текучести материала заготовки составляет 1000 МПа. Тогда при отсутствии упрочнения величина сопротивления деформации при сдвиге $\tau_T = \frac{\sigma_{s_0}}{\sqrt{3}} = 577$ МПа. При $\mu = 1,25$ и $\alpha = 6^\circ$ можно определить значения производных по формулам (13) и (16):

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma_z}{df} &= 4\tau_T \left(\frac{\ln \mu}{\sin(2\alpha)} \right) = \\ &= 4 \cdot 577 \left(\frac{\ln 1,25}{\sin(2 \cdot 6^\circ)} \right) = 2479 \text{ МПа}; \end{aligned} \quad (17)$$

$$\frac{d\sigma_z}{df} = \frac{\sigma_{s_0} \ln \mu}{\operatorname{tg} \alpha} = \frac{1000 \ln 1,25}{\operatorname{tg} 6^\circ} = 2123 \text{ МПа}. \quad (18)$$

Значения производных, рассчитанные по уравнениям (13) и (16), при $\mu = 1,25$ и $\alpha = 8^\circ$ составили 1870 и 1588 МПа соответственно, а при $\mu = 1,50$ и $\alpha = 8^\circ$ – 3397 и 2885 МПа соответственно. Таким образом, при отсутствии упрочнения, калибрующего пояска и противонапряжения имеем разную зависимость производных, рассчитанных по формулам (13) и (16), от значений коэффициента вытяжки и угла α волочения. Неравенство значений производных (13) и (16) обусловлено различием формул (6) и (14) для расчета напряжения волочения. Необходимо отметить, что в работе [6] определена величина отклонения напряжения волочения $\Delta\sigma_z$ при изменении коэффициента трения на величину Δf по формуле:

$$\Delta\sigma_z = \frac{d\sigma_z}{df} \Delta f. \quad (19)$$

При расчете отклонения по уравнению (19) принята величина $\Delta f = 0,0112$ [6]. Если принять значения производных (17) и (18), то при $\Delta f = 0,0112$ имеем соответствующие значения для отклонения напряжения $\Delta \sigma_z$ 27,8 и 23,8 МПа. Величина Δf зависит от стабильности контактного трения. При высокой величине коэффициента трения и существенной ее нестабильности, например, при $\Delta f = 0,05$, отклонения напряжения волочения $\Delta \sigma_z$ для производных (17) и (18) равны 124 и 106 МПа соответственно.

Выводы

Использование первой производной по коэффициенту трения уравнения, определяющего напряжение волочения, позволяет оценить нестабильность напряженного состояния от изменения величины коэффициента f . Расчетным путем обосновано повышение стабильности напряжения волочения от применения противонапряжения при непостоянной величине коэффициента контактного трения. Нестабильность напряжения волочения от отклонения номинальной величины коэффициента f зависит от значений других параметров деформации. Например, нестабильность от непостоянной величины коэффициента трения усиливается с уменьшением угла волочения. Такой же вывод сделан исследователем М.Я. Бровманом. Установленный характер влияния противонапряжения на стабильность напряженного состояния на основе расчета безразмерной величины производной согласуется с известными данными, полученными при сравнении осевого напряжения при номинальной величине коэффициента трения и ее отклонении в сторону увеличения и уменьшения. Показана зависимость исследуемой величины производной от принятой формулы для ее расчета. Волочение с противонапряжением (как и конструкции инструмента) целесообразно использовать для стабилизации напряженного состояния в очаге деформации проволоки и повышения ее качества. Результаты расчетов показали, что форма очага деформации влияет не только на напряжение волочения [5, 21 – 23], но и на величину его изменения при нестационарном контактном трении.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Колмогоров Г.Л. Гидродинамическая смазка при обработке металлов давлением. – М.: Металлургия, 1986. – 168 с.
2. Radionova L., Radionov A. The current situation and perspectives the development of wire-drawing steel wire // Russian Internet Journal of Industrial. 2013. No. 1. P. 3 – 9.
3. Gur'yanov G.N. Hydrodynamic Friction in the Drawing of Thin Wire // Steel in Translation. 2015. Vol. 45. No. 2. P. 145 – 152.
4. Мор У., Павельски О., Расп В. Оценка технологических смазок для волочения прутков и катанки // Черные металлы. 1987. № 10. С. 16 – 22.
5. Гурьянов Г.Н., Железков О.С. Оценка влияния контактного трения на приrost осевого напряжения в рабочем конусе и калибрующем пояске волоки при волочении стальной проволоки // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 1. С. 32 – 35.
6. Бровман М.Я. Анализ точности формул для расчета энергосиловых параметров процесса волочения // Производство проката. 2013. № 9. С. 32 – 34.
7. Бэкофен В. Процессы деформации / Пер. с англ. В.С. Берковского, Ф.И. Рузанова. – М.: Металлургия, 1977. – 288 с.
8. Гурьянов Г.Н. Нестабильность напряженного состояния при волочении проволоки как причина усталостного износа рабочей поверхности волоки // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 7. С. 2 – 10.
9. Лысяный И.К., Щёголев Г.А., Лысяная А.Э., Коровина Г.Н. Волоки для волочения проволоки в режиме гидродинамического трения // Метизное производство. Бюл. ин-та «Черметинформация». 1982. Вып. 3. С. 13.
10. А.с. 712158 РФ. Картак Б.Р., Колмогоров В.Л., Бренков А.В. и др. Устройство для волочения проволоки с регулируемым давлением смазки // Открытия, изобретения, промышленные образцы, товарные знаки. 1980. № 4.
11. А.с. 1183224 РФ. Гурьянов Г.Н., Колмогоров В.Л. Белалов Х.Н. и др. Устройство для волочения изделий в режиме гидродинамического трения // Бюл. изобр. 1985. № 37.
12. Zelin M. Microstructure evolution in pearlitic steels during wire drawing // Acta Materialia. 2002. Vol. 50. P. 4431 – 4447.
13. Pilarczyk J.W., Markovsky J. Fem Analysis of effect of die angle on strain and stress state in process of drawing steel for prestressed concrete // Metallurgija. 2005. Vol. 44. No. 3. P. 227 – 230.
14. Rubio E.M., Camacho A.M., Sevilla L., Sebastian M.A. Calculation of the forward tension in drawing processes // Journal of Materials Processing Technology. 2005. No. 162-163. P. 551 – 557.
15. Sy-Wei Lo, Yuung-Hwa Lu. Wire drawing dies with prescribed variations of strain rate // Journal of materials processing technology. 2002. No. 123. P. 212 – 218.
16. Chen Wen-lin, Yao L.U., Peng Li-jing, Liu Qiao-qiu, Yi-hua W.U. Research on Multi-stage Compound Forming Process of Deep Drawing // Journal of Netshape Forming Engineering. 2011. No. 1. P. 23 – 26.
17. Кучеряев Б.В., Николаев Р.А., Жукова Е.А. Расчет энергосиловых параметров процесса волочения прутков // Производство проката. 2006. № 6. С. 30 – 33.
18. Гурьянов Г.Н. Расчет прироста осевого напряжения в калибрующем пояске волоки при волочении круглого сплошного профиля // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2013. Т. 79. № 5. С. 58 – 60.
19. Yang S.W. Numerical Simulation of Deep Drawing Process of Drawing Cylinder Based on Dynaform // Advanced Materials Research. 2013. Vol. 816-817. P. 294 – 297.
20. Kolmogorov G.L., Chernov T.V., Aver'yanova E.M., Snigireva M.V. Optimal drawplate geometry // Steel in Translation. 2013. Vol. 43. No. 7. P. 432, 433.
21. Wright R.N. Wire Technology Process Engineering and Metallurgy. 2011. – 320 p.
22. Hosford W.F., Caddell R.M. Metal Forming. Mechanics and Metallurgy. – Cambridge University Press. 2007. – 312 p.
23. Wright R.N. Workability in Extrusion and Wire Drawing, in Workability Testing Techniques, G.E. Dieter ed. ASM International, Materials Park, Ohio, 1984. P. 255.

Поступила в редакцию 28 декабря 2016 г.

После доработки 9 сентября 2018 г.

Принята к публикации 6 октября 2018 г.

INCREASE OF WIRE STRESS STABILITY DEPENDING ON ANTI-TENSION ACTION WHEN FRICTION COEFFICIENT IS INCONSTANT

G.N. Gur'yanov¹, O.B. Kalugina²

¹OJSC NIImetiz, Scientific Research Institute of Hardware Industry,
Magnitogorsk, Chelyabinsk Region, Russia

²Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk,
Chelyabinsk Region, Russia

Abstract. The strain parameters instability causes variable axial stress during the drawing process. Contact friction specification varies in the shortest time and depends on many factors: homogeneity physico-mechanical properties of the processed material along the length of the pulled billet, quality of technological lubrication, stability of tension force of the billet at the entrance of deformation center and cooling intensity of the fiber, suction drums, washers, rollers, etc. To estimate the effect of friction coefficient on stability of drawing force (stress), first derivative with respect to friction coefficient in drawing equation is used. The first derivative dependence on drawing coefficient is constructed for different hardening models and deformation parameters. Action of anti-tension was investigated when drawing on stressed state of a circular continuous profile. Studies have been carried out for simulation models of hardening. In the course of study, it was proved that it is possible to estimate instability of stressed state by the first derivative with respect to magnitude, depending on friction coefficient of the equation that determines drawing stress. For different deformation parameters, the first derivative with respect to friction coefficient is calculated for the equation determining axial drawing stress. A decrease in magnitude of the derivative is shown with an increase in anti-tension, which indicates expediency of drawing with anti-tension to stabilize drawing force and to reduce fatigue wear of dies working surface. Calculations were performed for different values of friction coefficient for drawing under the conditions of presence and absence of drawing cylinder and slope angle of drawing cone to drawing axis, mechanical properties of the billet for drawing, and for various coefficients of its hardening. The stabilizing effect of drawing cylinder of dies on drawing stresses with an increased friction coefficient is shown. Instability of drawing stress from deviation of nominal value of friction coefficient depends on values of other strain parameters. In conditions of drawing cylinder presence and small amount of deformation in drawing path and smaller initial friction coefficient, change in its magnitude has a greater effect on stability of the stressed state. Increase in drawing stress stability positively affects quality of wire, operational stability of units and drawing-line elements, for example, due to decrease in fatigue wear of die working surfaces, drawing drums, bypass and straightening rollers. Drawing with anti-tension and the use of special drawing tools stabilize stress state in deformation zone.

Keywords: drawing, wire, anti-tension, axial stress, safety factor, contact friction coefficient intensity of strain hardening, drawing force stabilization, fatigue wear.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-315-323

REFERENCES

1. Kolmogorov G.L. *Gidrodinamicheskaya smazka pri obrabotke metallov davleniem* [Hydrodynamic lubrication at metal forming]. Moscow: Metallurgiya, 1986, 168 p. (In Russ.).
2. Radionova L., Radionov A. The current situation and perspectives the development of wire-drawing steel wire. *Russian Internet Journal of Industrial*. 2013, no. 1, pp. 3–9.
3. Gur'yanov G.N. Hydrodynamic friction in the drawing of thin wire. *Steel in Translation*. 2015, vol. 45, no. 2, pp. 145–152.
4. Mor U., Pavel'ski O., Rasp V. Evaluation of technological lubricants for drawing rods and rolled wire. *Chernye metally*. 1987, no. 10, pp. 16–22. (In Russ.).
5. Gur'yanov G.N., Zhelezkov O.S. Assessment of gains contact friction axial stress in the working cone and the caliber of the girdle portages at drawing steel wire. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2013, no. 1, pp. 32–35. (In Russ.).
6. Brovman M.Ya. Analysis of accuracy of formulas for calculating drawing power parameters. *Proizvodstvo prokata*. 2013, no. 9, pp. 32–34. (In Russ.).
7. Backofen W.A. *Deformation Processing*. Addison-Wesley, 1972. (Russ.ed.: Backofen W. *Protseessy deformatsii*. Moscow: Metallurgiya, 1977, 288 p.).
8. Gur'yanov G.N. Instability of stress state during wire drawing as a cause of fatigue wear of die drawing surface. *Trenie i smazka v mashinakh i mekhanizmaxh*. 2015, no. 7, pp. 2–10. (In Russ.).
9. Lysyanyi I.K., Shchegolev G.A., Lysyanaya A.E., Korovina G.N. Dies for wire drawing in hydrodynamic friction mode. *Metiznoe proizvodstvo. Byul. in-ta "Chermetinformatsiya"*. 1982, no. 3, p. 13. (In Russ.).
10. Kartak B.R., Kolmogorov V.L., Bren'kov A.V. etc. Wire drawing device with adjustable lubrication pressure. Certificate of authorship RF no. 712158. *Otkrytiya, izobreteniya, promyshlennye obraztsy, tovarnye znaki*. 1980, no. 4. (In Russ.).
11. Gur'yanov G.N., Kolmogorov V.L., Belalov Kh.N. etc. *Ustroystvo dlya volocheniya izdelii v rezhime gidrodinamicheskogo treniya* [Device for drawing in hydrodynamic friction mode]. Certificate of authorship RF no. 1183224. *Bulleten, izobretenii*. 1985, no. 37, (In Russ.).
12. Zelin M. Microstructure evolution in pearlitic steels during wire drawing. *Acta Materialia*. 2002, vol. 50, pp. 4431–4447.
13. Pilarczyk J.W., Markovsky J. Fem Analysis of effect of die angle on strain and stress state in process of drawing steel for prestressed concrete. *Metallurgiya*. 2005, vol. 44, no. 3, pp. 227–230.
14. Rubio E.M., Camacho A.M., Sevilla L., Sebastian M.A. Calculation of the forward tension in drawing processes. *Journal of Materials Processing Technology*. 2005, no. 162-163, pp. 551–557.
15. Sy-Wei Lo, Yuung-Hwa Lu. Wire drawing dies with prescribed variations of strain rate. *Journal of Materials Processing Technology*. 2002, no.123, pp. 212–218.
16. Chen Wen-lin, Lu Yao, Peng Li-jing, Liu Qiao-qiu, Wu Yi-hua. Research on multi-stage compound forming process of deep drawing. *Journal of Netshape Forming Engineering*. 2011, no. 1, pp. 23–26.
17. Kucheryaev B.V., Nikolaev R.A., Zhukova E.A. Calculation of the power parameters of rods drawing process. *Proizvodstvo prokata*. 2006, no. 6, pp. 30–33. (In Russ.).
18. Gur'yanov G.N. Calculation of axial stress increase in drawing cylinder of die at round solid profile drawing. *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov*. 2013, vol. 79, no. 5, pp. 58–60. (In Russ.).
19. Yang S.W. Numerical simulation of deep drawing process of drawing cylinder based on Dynaform. *Advanced Materials Research*. 2013, vol. 816-817, pp. 294–297.
20. Kolmogorov G.L., Chernov T.V., Aver'yanova E.M., Snigireva M.V. Optimal drawplate geometry. *Steel in Translation*. 2013, vol. 43, no. 7, pp. 432, 433.
21. Wright R.N. *Wire Technology Process Engineering and Metallurgy*. 2011, 320 p.
22. Hosford W.F., Caddell R.M. *Metal Forming. Mechanics and Metallurgy*. Cambridge University Press, 2007, 312 p.

23. Wright R.N. *Workability in Extrusion and Wire Drawing, in Workability Testing Techniques*. Dieter G.E. ed. ASM International, Materials Park, Ohio, 1984, pp. 255.

O.B. Kalugina, *Cand. Sci. (Eng.)*, Senior Lecturer of the Chair of Computer Science and Information Security
(kalugina.olga@bk.ru)

Information about the authors:

G.N. Gur'yanov, *Cand. Sci. (Eng.)*, Assist. Professor, Senior Researcher (ggnbelorhome@rambler.ru)

Received December 28, 2016

Revised September 9, 2018

Accepted October 6, 2018

ВРЕМЯ-ЧАСТОТНЫЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ КЛАССА КОЭНА ИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ СИГНАЛОВ КАК СРЕДСТВО МОНИТОРИНГА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

Федосенков Д.Б.¹, к.т.н., доцент, начальник отдела управления
активами (rafwavelet@ngs.ru)

Симикина А.А.², аспирант кафедры «Автоматизация производственных
процессов и АСУ» (simikovaanna@mail.ru)

Кулаков С.М.³, д.т.н., профессор кафедры «Автоматизация и информационные
системы» (kulakov-ais@mail.ru)

Федосенков Б.А.⁴, д.т.н., профессор кафедры «Информационные и автоматизированные
производственные системы»

¹ ООО «Сибирская генерирующая компания»
(115054, Россия, Москва, ул. Дубининская, 53)

² Кемеровский государственный университет (КемГУ)
(650000, Россия, Кемерово, ул. Красная, 6)

³ Сибирский государственный индустриальный университет
(654007, Россия, Кемеровская обл., Новокузнецк, ул. Кирова, 42)

⁴ Кузбасский государственный технический университет имени Т.Ф. Горбачева (КузГТУ)
(650000, Россия, Кемерово, ул. Весенняя, 28)

Аннотация. В статье представлены и описаны время-частотные распределения класса Коэна, которые целесообразно использовать как математическое средство, позволяющее формировать удобное, с точки зрения информативности и семантической ясности - визуально-графическое отображение рабочих режимов разнохарактерных технологических процессов, в том числе процессов черной металлургии. Отмечено, что обычно процесс регулирования реализуется без синхронного визуального контроля каждой регулируемой скалярной (одномерной) координаты, однако наличие такого мониторинга является важным условием автоматизированного управления динамикой нестационарных технологических процессов. Для устранения этого недостатка предложено выполнять синхронный мониторинг с использованием многомерных время-частотных распределений класса Коэна, когда каждый измерительный скалярный сигнал специфически отображается посредством одного из таких распределений, например распределения Вигнера-Вилле. Приводится выражение для обобщенного распределения класса Коэна с наличием ядра распределения и функции неоднозначности. Последняя позволяет получать из материнской функции распределения разного типа. Приведены наиболее характерные представители время-частотных распределений этого класса с указанием их ядер. Доказана возможность возникновения на карте сигнального распределения интерференционных элементов, затрудняющих идентификацию контролируемых режимов. Рассмотрен случай формирования виртуальных элементов в составе распределения Вигнера-Вилле, отображающего двухкомпонентный одномерный сигнал. Поясняются условия возникновения паразитных элементов на карте распределения, получаемой, например, в ходе реализации процесса мультикомпонентного дозирования сыпучих шихтовых материалов при производстве доменного агломерата. Получено аналитическое выражение распределения Вигнера, отображающее многокомпонентный скалярный сигнал и содержащее информационную (полезную) и виртуальную (паразитную) части время-частотного распределения. Установлена связь между числом дозаторов сыпучих материалов в составе блока дозирующих устройств и количеством паразитных (виртуальных) элементов в распределении Вигнера. На примере процесса дозирования продемонстрирован эффект распространения шумовых компонент в распределении Вигнера. Приведен пример, иллюстрирующий проникновение шума в распределение Вигнера и возникновение в нем виртуальной части при отображении сигнальной оциллограммы с наличием зашумленной паузы и двух участков с разными частотами. Получено выражение для распределения Вигнера в виде решетчатой функции. Сделано заключение о параметрах периодичности распределения и необходимой частоте дискретизации измерительных сигналов.

Ключевые слова: время-частотные распределения класса Коэна, распределение Вигнера-Вилле, ядро распределения, функция неоднозначности, интерференционные (виртуальные) элементы распределения, процессы черной металлургии, дозаторы непрерывного действия, сигнал дозирования, мультикомпонентный сигнал.

DOI: 10.10703/0368-0797-2019-4-324-329

ВВЕДЕНИЕ

В проектируемых системах автоматизированного управления технологическими процессами в качестве устройств управления обычно предусматриваются ав-

томатические регуляторы, реализующие определенные законы и алгоритмы регулирования. При этом процесс регулирования реализуется без синхронного визуального контроля каждой регулируемой скалярной (одномерной) координаты, в то время как наличие такого

контроля является важным обстоятельством, особенно в условиях нестационарности регулируемых процессов [1]. Для устранения этого недостатка предлагается выполнять синхронный мониторинг [1] с использованием многомерных время-частотных распределений класса Коэна [2, 3], когда каждый измерительный скалярный сигнал специфически отображается посредством одного из таких распределений, например распределения Вигнера-Вилле.

ВРЕМЯ-ЧАСТОТНЫЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ КЛАССА КОЭНА

Распределение Вигнера-Вилле [2 – 10] и его модификации (см. таблицу) относятся к билинейным распределениям класса Коэна. В общем виде распределения этого типа определяются выражением

$$Coh_x(t, f) = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} A_x(\theta, \tau) \Phi(\theta, \tau) \times \exp[j2\pi(\theta t - \tau f)] d\theta d\tau, \quad (1)$$

где $A_x(\theta, \tau)$ – функция неоднозначности [4, 11], задающая определенный тип распределения и имеющая вид

$$A_x(\theta, \tau) = \int_{-\infty}^{+\infty} x^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) \exp(-j2\pi\theta t) x \left(t + \frac{\tau}{2} \right) dt, \quad (2)$$

$\Phi(\theta, \tau)$ – ядро распределения [3, 11] класса Коэна, служит для модификации виртуальной (паразитной) части распределения; здесь t, τ – текущие моменты времени; j – мнимая единица; f и θ – мгновенные линейные частоты в спектре сигнала.

Поскольку функция неоднозначности (неопределенности) полностью повторяет с точностью до константы вид распределения Вигнера-Вилле

$$W(t, \omega) = (2\pi)^{-1} \int_{-\infty}^{+\infty} x^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) \exp(-j\omega\tau) x \left(t + \frac{\tau}{2} \right) d\tau, \quad (3)$$

то ядро последнего $\Phi(\theta, \tau) = 1$.

Некоторые из широко используемых в практике обработки сложных мультикомпонентных технологических сигналов распределения представлены в таблице.

На практике, в ходе процесса комплексного дозирования сыпучих шихтовых материалов, когда при дозировании разноименных ингредиентов различными дозаторами как непрерывного, так и дискретного действия, зачастую, возникают такие режимы, при которых подачи тех или иных компонентов естественным образом перемежаются с паузами, причем при этом могут меняться и частоты дозирования. В этом случае, если не принять соответствующих мер, связанных с идентификацией и/или с принудительным подавлением виртуальных элементов [2, 3, 12 – 14] на отображающих

Время-частотные распределения и их ядра в составе (1)

Time-frequency distributions and their kernels in composition (1)

Наименование распределения	Ядро $\Phi(\theta, \tau)$	Запись распределения $E(t, \omega)$
Вигнера-Вилле	1	$\frac{1}{2\pi} \int_0^t \exp(-j\omega\tau) x^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) x \left(t + \frac{\tau}{2} \right) d\tau$
Марджено-Хилла [11, 12]	$\cos\left(\frac{\theta\tau}{2}\right)$	$\text{Re} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} x(t) \exp(-j\omega\tau) S^*(\omega)$
Рихачека [11]	$\exp\left(j\frac{\theta\tau}{2}\right)$	$\frac{1}{\sqrt{2\pi}} x(t) \exp(-j\omega\tau) S^*(\omega)$
Фазонормированный синус	$\frac{\sin a\theta\tau}{a\theta\tau};$ $a = \text{const}$	$\frac{1}{4\pi a} \int_0^t \frac{1}{\tau} \exp(-j\omega\tau) \int_{t-a\tau}^{t+a\tau} x^* \left(u - \frac{\tau}{2} \right) x \left(u + \frac{\tau}{2} \right) du d\tau$
Пейджа [2]	$\exp\left(j\frac{\theta \tau }{2}\right)$	$\frac{\partial}{\partial t} \left \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^t x(t) \exp(-j\omega\tau) d\tau \right ^2$
Чуи-Уильямса [2, 3, 11, 13]	$\exp\left(-\frac{\theta^2\tau^2}{\sigma}\right)$	$\frac{1}{4\pi^{3/2}} \iint \left(\frac{\tau^2}{\sigma}\right)^{-0.5} \exp\left\{-\left[\frac{(u-t)^2}{4\tau^2} - j\omega\tau\right]\right\} \times$ $\times x^* \left(u - \frac{\tau}{2}\right) x \left(u + \frac{\tau}{2}\right) du d\tau$
Спектрограмма		$\left \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^t \exp(-j\omega\tau) x(\tau) h(\tau-t) d\tau \right ^2$

измерительные сигналы распределения, интерпретация полученных на мониторах время-частотных изображений материалопотоковых сигналов дозирования как по времени, так и по частоте будет представлять собой достаточно сложную для эксплуатационников задачу. Сложность заключается в том, что нужно будет постоянно сопоставлять полученное время-частотное отображение (например, распределение Вигнера) с соответствующим порождающим его материалопотоковым сигналом. При динамичных и достаточно нестационарных процессах дозирования такая ситуация может приводить к потере контроля текущего процесса, а при цифровой идентификации полученного распределения еще и с целью реализации функции управления это может вызвать некорректное формирование управляющих воздействий при их подаче на исполнительные механизмы дозаторов. Последнее обстоятельство недопустимо, а в ряде случаев – фатально. Пример тому – приготовление шихтовой смеси при производстве доменного агломерата.

Также, например, в сфере записи и распознавания речевых команд важны интервалы молчания, формирующие определенную семантику анализируемого сигнала, но паразитные элементы распределения Вигнера маскируют их. Эти паразитные фрагменты могут быть удалены путем сглаживания (фильтрации), но сглаживание уничтожает некоторые другие желательные свойства распределения Вигнера. К тому же такая фильтрация может напрямую «затирать» на карте Вигнера определенные время-частотные элементы, что, в свою очередь, способствует неверной интерпретации внутренней структуры анализируемых сигналов.

Наличие виртуальных элементов на карте Вигнера-Вилле (то есть паразитных, интерференционных [2, 3, 14], членов в составе распределения) поясним аналитически, для чего рассмотрим двухкомпонентный сигнал вида $s(t) = \alpha g(t) + \beta c(t)$, где $g(t)$ и $c(t)$ – составляющие сигнала; α и β – масштабные коэффициенты. Распределение Вигнера, отображающее этот сигнал, на основании выражения (3) преобразуется так:

$$\begin{aligned} W(t, \omega) &= (2\pi)^{-1} \int_{-\infty}^{+\infty} s^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) \exp(-j\omega\tau) s \left(t + \frac{\tau}{2} \right) d\tau = \\ &= (2\pi)^{-1} \int_{-\infty}^{+\infty} \left[\alpha g \left(t + \frac{\tau}{2} \right) + \beta c \left(t + \frac{\tau}{2} \right) \right] \times \\ &\times \left[\alpha^* g^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) + \beta^* c^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) \right] \exp(-j\omega\tau) d\tau = \\ &= (2\pi)^{-1} \int \left[|\alpha|^2 g \left(t + \frac{\tau}{2} \right) g^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) \right] \exp(-j\omega\tau) d\tau + \\ &+ (2\pi)^{-1} \int \left[|\beta|^2 c \left(t + \frac{\tau}{2} \right) c^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) \right] \exp(-j\omega\tau) d\tau + \\ &+ (2\pi)^{-1} \int \left[\alpha \beta^* g \left(t + \frac{\tau}{2} \right) c^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) \right] + \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &+ \left[\alpha^* \beta g^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) c \left(t + \frac{\tau}{2} \right) \right] \exp(-j\omega\tau) d\tau = \\ &= |\alpha|^2 W_g(t, \omega) + |\beta|^2 W_c(t, \omega) + (2\pi)^{-1} \times \\ &\times \int \left[\alpha \beta^* g \left(t + \frac{\tau}{2} \right) c^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) + \alpha^* \beta g^* \left(t - \frac{\tau}{2} \right) \times \right. \\ &\quad \left. \times c^* \left(t + \frac{\tau}{2} \right) \right] \exp(-j\omega\tau) d\tau. \end{aligned}$$

Отсюда видно, что в состав итогового распределения входят распределения для составляющих $g(t)$ и $c(t)$ сигнала $s(t)$, а также интегральное распределение, отображающее проявление паразитной связи между компонентами сигнала, что выражается в появлении виртуальных элементов на карте (распределении) Вигнера [11, 15 – 19].

ВРЕМЯ-ЧАСТОТНЫЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ МНОГОКОМПОНЕНТНЫХ СИГНАЛОВ

При двухкомпонентном гармоническом сигнале в распределении Вигнера возникают концентрации энергии [1, 2] на двух основных частотах (фактическое распределение энергии) и на полусуммарной частоте [2, 15] (виртуальное распределение энергии).

В общем случае при сложном N -компонентном сигнале вида

$$s(t) = \sum_1^N S_k(t)$$

время-частотное распределение выглядит следующим образом:

$$\begin{aligned} W(t) &= \sum_1^N W_{kk}(t, \omega) + \sum_1^N W_{kl}(t, \omega), \\ &k \neq l, \quad k, l = \overline{1, N}, \end{aligned}$$

где первая «сигма» означает сумму распределений для каждой k -ой компоненты $s_k(t)$ в составе сигнала $s(t)$, а вторая – сумму распределений виртуальных элементов.

При использовании в составе блока дозирующих устройств дозаторов непрерывного типа – шнековых и(или) спиральных – в распределении Вигнера возникают виртуальные концентрации энергии на полусуммарных частотах – при определении средней частоты любых двух дозаторов. Следовательно, для N дозаторов непрерывного действия получаем $1/2N(N-1)$ локализованных концентраций виртуальной энергии.

При расчете время-частотных распределений мультикомпонентных сигналов последние выражаются в виде дискретных решетчатых функций.

Ниже приведено количество локализованных виртуальных концентраций, порождаемое блоком дозаторов:

Число дозаторов, N , в составе блока дозирующих устройств 2, 3, 4, 5
Количество паразитных элементов в составе распределения Вигнера 1, 3, 6, 10

В этом случае, в соответствии с теоремой отсчетов [2, 20], распределение Вигнера определяется как

$$W(t, \omega) = \frac{T}{\pi} \sum_{k=0, \infty} s^*(t - kT) s(t + kT) \exp(-j2\omega kT), \quad (4)$$

где $1/T$ – частота дискретизации, выбирается из соотношения $T \leq \frac{\pi}{2\omega_{\max}}$, $\omega_{\max}$ – максимальная частота в спектре сигнала.

Как видно из выражения (4), дискретное распределение Вигнера – периодически с периодом π (поскольку частота мнимой экспоненты равна 2ω), а не 2π – как в случае непрерывного сигнала. Следовательно, частота дискретизации ω_s должна быть в два раза больше частоты Найквиста ω_N [2, 11], то есть

$$\omega_s \geq 2\omega_N = 4\omega_{\max}.$$

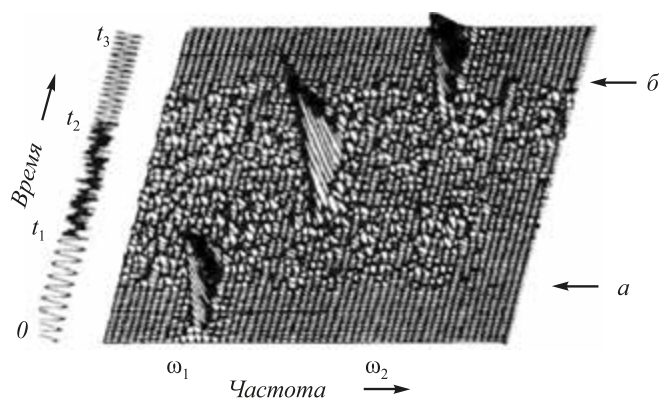
При решетчатой форме сигнала расхода материало- потока, дискретизированного по времени и заданного в форме $\hat{x}(t) = \sum_{n=0, \infty} x(nT) \delta(T - nT)$ и непрерывной час- тоты ω получаем дискретную версию распределения Вигнера:

$$\hat{W}(n, \omega) = \sum_{k=0, \infty} s^*[(n - 2k)T] s(kT) \exp[-j\omega(2k - n)T].$$

Данное выражение соответствует условию беззатрат- ного, в информационном смысле, восстановления не- прерывного одномерного материалопотокового сигнала из его дискретного распределения.

ПРИМЕР ПРОНИКНОВЕНИЯ ШУМА В РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ВИГНЕРА

При реализации численных методов расчета рас- пределений Вигнера реальных материалопотоковых сигналов отмечается, что во многих случаях распе- деления оказываются зашумленными как по времен- ному, так и частотному диапазонам. В общем случае, если некоторый шум действует на определенном вре- менном интервале, то этот шум будет проявляться и на других интервалах, а если сигнал – бесконечной длительности (то есть является нелокализованным во времени), то шум будет отображаться на всем времен- ном интервале регистрации сигнала. Этот негативный эффект является общим свойством распределения Вигнера, которое объясняется существенной алокаль- ностью последнего.



Пример, иллюстрирующий проникновение шума в распределение Вигнера

An example illustrating noise penetration into the Wigner distribution

Это свойство продемонстрировано на рисунке, где показан 1D-сигнал конечной длительности с наличием шума в диапазоне (t_1, t_2) , и соответствующее этому сиг- налу распределение Вигнера. Шум на распределении появляется во временном диапазоне между стрелками a и b на рисунке, хотя длительность шума короче это- го интервала. Кроме того, он проявляется и в частот- ном диапазоне, ширина которого больше диапазона (ω_1, ω_2) . Здесь частота ω_1 соответствует нижней части осциллограммы (от нуля до t_1), а частота ω_2 – верхней (t_2, t_3) ; $\omega_2 > \omega_1$.

Пик виртуальной энергии в диапазоне (t_1, t_2) прояв- ляется на полусуммарной частоте $(1/2)(\omega_1 + \omega_2)$. Если бы сигнал имел бесконечную длительность, то шум по- являлся бы на всем временном интервале в распреде- лении Вигнера, хотя он имел конечную длительность в сигнале.

Выводы

В исследовании проанализированы недостатки, а также продемонстрированы возможности время-час- тотных распределений класса Коэна (на примере рас- пределения Вигнера) отображать одномерные сигналы параметров технологических процессов в удобном, с эксплуатационной точки зрения, время-частотном пространстве. Подобные преобразования целесообраз- но использовать в автоматизированных системах управ- ления как математический аппарат, позволяющий фор- мировать комфортное (с позиций информативности и семантической ясности) визуально-графическое отображение рабочих режимов разнохарактерных тех- нологических процессов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Федосенков Б.А. Научно-технические основы создания и мо- делирования автоматизированных систем управления непре- рывными смесеприготовительными процессами. Автореф. ... доктора техн. наук. – М., 2005. – 55 с.

2. Cohen L. Time-frequency distributions – A Review // *Proceedings of the IEEE*. 1989. Vol. 77. No. 7. P. 941 – 981.
3. Cohen L. Time-frequency analysis. – Englewood Cliffs: Prentice Hall, 1995. – 299 p.
4. Hlawatsch F. A note on Wigner distribution for finite duration or band-limited signals and limiting cases // *IEEE Trans. Acoust., Speech, Signal Processing*. 1988. Vol. ASSP-36. P. 927 – 929.
5. Ferrando S.E., Doolittle E.J., Bernal A.J., Bernal L.J. Probabilistic matching pursuit with Gabor dictionaries // *Signal Processing*. 2000. Vol. 80. P. 2099 – 2120.
6. Cohen L. On a fundamental property of the Wigner distribution // *IEEE Trans. Acoust., Speech, Signal Processing*. 1987. Vol. ASSP-35. P. 559 – 561.
7. Cohen L., Posch T. Positive Time-Frequency Distribution Functions // *IEEE Trans. Acoust., Speech., Signal Processing*. 1985. Vol. ASSP-33. No. 1. P. 31 – 38.
8. Cohen L. Wigner distribution for finite duration or band-limited signals and limiting cases // *IEEE Trans. Acoust., Speech, Signal Processing*. 1987. Vol. ASSP-35. No. 6. P. 796 – 806.
9. Debnath L. Recent development in the Wigner-Ville distribution and time-frequency signal analysis // *PINSA*. 2002. Vol. 68A. No. 1. January. P. 35 – 56.
10. Debnath L. Wavelet transforms and their applications. – Birkhauser, Boston, 2002. – 565 c.
11. Mallat St. A wavelet tour of signal processing, Academic Press, 2nd Ed., Ecole Polytechnique, Paris. Reprinted 2001. – 637 p.
12. Auger F., Chassande-Mottin E. Quadratic time-frequency analysis I: Cohen's class / Chapter in: Time-frequency analysis: concepts and methods. ISTE. 2008 (January). P. 131 – 163.
13. Choi H.L. and Williams W.J. Improved time-frequency representation of multicomponent signals using exponential kernels // *IEEE Trans. Acoust., Speech, Signal Processing*. 1989. Vol. ASSP-37. P. 862 – 871.
14. Мартуганова Е.Р. Модель web-сервиса по специализированной обработке данных на основе жадных алгоритмов. – М.: МГУ им. М.В. Ломоносова, 2014. – 86 с.
15. Davis G.M., Mallat S.G., Zhang Z. Adaptive time-frequency decomposition with matching pursuit. *Proc. SPIE 2242, Wavelet Applications*, 1994. P. 402 – 413.
16. Mallat S., Zhang Z. Matching Pursuit With Time-Frequency Dictionaries // *IEEE Transactions on Signal Processing*. 1993. Vol. 41. No. 12. P. 3397 – 3414.
17. Townsend S., Lee B., Jr. Sparse. Approximation and Atomic Decomposition: Considering Atom Interactions in Evaluating and Building Signal Representations. A Dissertation, March 2009. – 260 p.
18. Gribonval R., Depalle P., Rodet X., Bacry E. and Mallat S. Sound signals decomposition using a high resolution matching pursuit. – In *Proc. Int. Computer Music Conf. (ICMC'96)*. August 1996. P. 293 – 296.
19. Boashash B., Touati S., Auger F., Flandrin P., Chassande-Mottin E. et al. Measures, performance assessment and enhancement TFDs // Chapter in: Time-frequency signal analysis and processing: a comprehensive reference. Academic Press. 2016. January. P. 387 – 452.
20. Сергиенко А.Б. Цифровая обработка сигналов. – СПб: Питер, 2006. – 751 с.

Поступила в редакцию 12 ноября 2018 г.
После доработки 26 декабря 2018 г.
Принята к публикации 29 декабря 2018 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2019. VOL. 62. No. 4, pp. 324–329.

COHEN'S CLASS TIME-FREQUENCY DISTRIBUTIONS FOR MEASUREMENT SIGNALS AS A MEANS OF MONITORING TECHNOLOGICAL PROCESSES

*D.B. Fedosenkov¹, A.A. Simikova², S.M. Kulakov³,
B.A. Fedosenkov⁴*

¹Siberian Generating Company, Moscow, Russia

²Kemerovo State University (KemSU), Kemerovo, Russia

³Siberian State Industrial University, Novokuznetsk, Kemerovo Region, Russia

⁴Kuzbass State Technical University named after T.F. Gorbachev, Kemerovo, Russia

Abstract. The article presents and describes Cohen's class time-frequency distributions which are expedient to use as a mathematical tool that allows to create a convenient – in terms of information content and semantic clarity – visual-graphical representation of the operating modes of various technological processes including processes of ferrous metallurgy. It was noted that a controlling process is usually implemented without simultaneous visual monitoring of each scalar (one-dimensional) coordinate that is under control, but the presence of such monitoring is an important condition for the computer-aided controlling of the dynamics of non-stationary technological processes. To eliminate this drawback, it was proposed to perform synchronous monitoring using the multidimensional Cohen's class time-frequency distributions, when each measurement scalar signal is specifically represented through one of these distributions, for example, the Wigner-Ville distribution. An expression is given for the generalized distribution of Cohen's class with a distribution kernel and an ambiguity function. This function allows receiving distributions of various types from the maternal function. The most typical representatives of time-frequency distributions forming this class are given with their available kernels. The possibility of appearance of interference elements, which make it difficult to identify the controlled modes, on a

signal distribution map is proved. Case of the formation of virtual elements within the Wigner-Ville distribution representing a two-component one-dimensional signal is considered. The conditions are explained for the emergence of parasitic elements on the distribution map, obtained, for example, during realizing the process of multi-component feeding the bulk blast furnace charge materials in the production of sintering mixture. An analytical expression is obtained for the Wigner distribution, which displays a multi-component scalar signal and contains the information (useful) and virtual (parasitic) parts of the time-frequency distribution. A link between the number of bulk material feeders available in the feeding devices unit and the number of parasitic (virtual) elements in the Wigner distribution was determined. Using the dosing process as an example, the effect of the noise components propagation in the Wigner distribution is demonstrated. An example is given to illustrate the penetration of noise into the Wigner distribution and appearance of the virtual concentration in it when displaying a signal waveform with a noisy pause and two sections with different frequencies. An expression for the Wigner distribution in the form of a comb function is obtained. The conclusion was made about the parameters of the distribution periodicity and the required sampling frequency of measurement signals.

Keywords: Cohen's class distributions, Wigner-Ville distribution, distribution kernel, interference elements, distribution virtual elements, ferrous metallurgy processes, ambiguity function, multicomponent signal, feeding signal.

DOI: 10.17073/0368-0797-2019-4-324-329

REFERENCES

1. Fedosenkov B.A. *Nauchno-tehnicheskie osnovy sozdaniya i modelirovaniya avtomatizirovannykh sistem upravleniya nepreryvnymi*

- smeseprigotovitel'nyimi protsessami. avtoref. dis... doktora tekh. nauk.* [Scientific and technical basis of design and simulation of automated control systems for continuous mixing preparation. Extended Abstract of Dr. Sci. Eng.]. Moscow, 2005, 55 p. (In Russ.).
2. Cohen L. Time-frequency distributions – A Review. *Proceedings of the IEEE*. 1989, vol. 77, no. 7, pp. 941–981.
 3. Cohen L. *Time-frequency analysis*. Englewood Cliffs: Prentice Hall, 1995, 299 p.
 4. Hlawatsch F. A note on Wigner distribution for finite duration or band-limited signals and limiting cases. *IEEE Trans. Acoust., Speech, Signal Processing*. 1988, vol. ASSP-36, pp. 927–929.
 5. Ferrando S.E., Doolittle E.J., Bernal A.J., Bernal L.J. Probabilistic matching pursuit with Gabor dictionaries. *Signal Processing*. 2000, vol. 80, pp. 2099–2120.
 6. Cohen L. On a fundamental property of the Wigner distribution. *IEEE Trans. Acoust., Speech, Signal Processing*. 1987, vol. ASSP-35, pp. 559–561.
 7. Cohen L., Posch T. Positive Time-Frequency Distribution Functions. *IEEE Trans. Acoust., Speech, Signal Processing*. 1985, vol. ASSP-33, pp. 31–38.
 8. Cohen L. Wigner distribution for finite duration or band-limited signals and limiting cases. *IEEE Trans. Acoust., Speech, Signal Processing*. 1987, vol. ASSP-35, no. 6, pp. 796–806.
 9. Debnath L. Recent development in the Wigner-Ville distribution and time-frequency signal analysis. *PINSA*. 2002, 68 A, no. 1, pp. 35–56.
 10. Debnath L. *Wavelet transforms and their applications*. Birkhauser, Boston, 2002, 565 p.
 11. Mallat St. *A wavelet tour of signal processing*. Academic Press, 2nd Ed., Ecole Polytechnique, Paris. Reprinted, 2001. 637 p.
 12. Auger F., Chassande-Mottin E. Quadratic time-frequency analysis I: Cohen's class. In: *Time-frequency analysis: concepts and methods*. ISTE. 2008 (January), pp. 131–163.
 13. Choi H.L., Williams W.J. Improved time-frequency representation of multicomponent signals using exponential kernels. *IEEE Trans. Acoust., Speech, Signal Processing*. 1989, vol. ASSP-37, p. 862–871.
 14. Martuganova E.R. *Model' web-servisa po spetsializirovannoi obrabotke dannykh na osnove zhadnykh algoritmov* [Model of web-service for specialized data processing based on greedy algorithms]. Moscow: MGU im. M.V. Lomonosova, 2014, 86 p. (In Russ.).
 15. Davis G.M., Mallat S.G., Zhang Z. Adaptive time-frequency decomposition with matching pursuit. In: *Proc. SPIE 2242, Wavelet Applications*, 402, 1994, pp. 402–413.
 16. Mallat S., Zhang Z. Matching pursuit with time-frequency dictionaries. *IEEE Transactions on Signal Processing*. 1993, vol. 41, no. 12, pp. 3397–3414.
 17. Townsend S., Lee B., Jr. Sparse. *Approximation and atomic decomposition: considering atom interactions in evaluating and building signal representations. A Dissertation*. March 2009, 260 p.
 18. Gribonval R., Depalle P., Rodet X., Bacry E., Mallat S. Sound signals decomposition using a high resolution matching pursuit. In: *Proc. Int. Computer Music Conf. (ICMC'96). August 1996*, pp. 293–296.
 19. Boashash B., Touati S., Auger F., Flandrin P., Chassande-Mottin E. etc. Measures, performance assessment and enhancement TFDs. In: *Time-frequency signal analysis and processing: a comprehensive reference*. Academic Press, 2016, January, pp. 387–452.
 20. Sergienko A.B. *Tsifrovaya obrabotka signalov* [Digital signal processing]. St. Petersburg: Piter, 2006, 751 p. (In Russ.).
- Information about the authors:**
- D.B. Fedosenkov**, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor, Head of Asset Management Department (rafwavelet@ngs.ru)
A.A. Simikova, Postgraduate of the Chair "Automation of Production Processes and ACS" (simikovaanna@mail.ru)
S.M. Kulakov, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Automation and Information Systems" (kulakov-ais@mail.ru)
B.A. Fedosenkov, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Information and Automated Production Systems"

Received November 12, 2018
 Revised December 26, 2018
 Accepted December 26, 2018

РЕЦЕНЗИЯ

на рукопись книги «Регенеративная горелка». Справочное издание в 2 томах.
Том 1 / Г.М. Дружинин, И.М. Дистергефт, под общ. ред. д-ра техн. наук,
проф. Г.М. Дружинина. – Екатеринбург, 1127 стр.

РЕЦЕНЗЕНТЫ

Спирин Н.А.¹, профессор, доктор технических наук
Темлянцева М.В.², профессор, доктор технических наук

¹ Уральский федеральный университет

² Сибирский государственный индустриальный университет

REVIEW

on a manuscript of the book “Regenerative burner” of the authors G.M. Druzhinin
and I.M. Destergeft. Reference book in 2 vols. Vol. 1. Ekaterinburg, 1127 pp.

INFORMATION ABOUT THE REVIEWERS

N.A. Spirin¹, Dr. Sci.(Eng.), Professor
M.V. Temlyantseva², Dr. Sci.(Eng.), Professor

¹ Ural Federal University, Ekaterinburg, Sverdlovsk Region, Russia

² Siberian State Industrial University, Novokuznetsk, Kemerovo Region, Russia

Анализ тепловых балансов отечественных пламенных печей показывает, что если все потери тепла оценить в 100 %, то потери с уходящими дымовыми газами составляют до 65 %, потери тепла через футеровку и на периодические разогревы – 25 %, а потери тепла за счет несовершенства процесса сжигания топлива – до 10 %. Таким образом, определяющая доля потерь тепла в печах связана с плохой утилизацией теплоты дымовых газов. В связи со всем вышесказанным проблема снижения потребления углеводородного топлива и уменьшения выбросов вредных веществ в атмосферу в отечественной металлургической промышленности является сверхактуальной задачей, тем более что мероприятия по экономии топлива на производстве обходятся порой в два – три раза дешевле, чем по его добыче и транспортировке, а каждый процент экономии энергоресурсов обеспечивает прирост национального дохода на 0,35 %.

Для решения этих проблем за рубежом в высоко развитых промышленных странах широко используются регенеративные горелки с различными насадками, в которых воздух уже нагревается до 800 – 1100 °С за счет глубокой утилизации теплоты дымовых газов. Данные устройства совершили практически техническую революцию, позволив экономить до 50 – 60 % топлива по сравнению с обычными горелками, сжигающими топливо с холодным воздухом; значительно

но снизить выбросы вредных веществ в атмосферу; существенно повысить качество нагрева металла; уменьшить длину и высоту печи или повысить ее производительность.

В рецензируемой книге представлен огромный объем авторского материала по конструктивным решениям, способам и технологиям, на которые получены патенты России, Великобритании, США, Японии, Германии, Южной Кореи, Канады, Китая, Украины, а также других промышленно развитых стран мира (более 2 тыс. патентов, свидетельств на изобретение и статей, включая интернет-публикации). В книгу включены материалы по способам регенеративного сжигания топлива, которые были разработаны авторами данной книги и запатентованы в различных странах мира.

Книгу следует рассматривать как своеобразный каталог технических решений (банк данных) по регенеративным горелкам. Авторы не ограничились описанием изобретений, а существенно расширили описание конструкций, представили новые технологии сжигания различных видов топлива, а также материалы, используемые для создания регенеративных горелок в ведущих мировых компаниях. Большое внимание уделено непосредственно системам отопления различных типов печей и других тепловых агрегатов с использованием регенеративных горелок, их промышленной реализа-

ции и эффективности. Особое внимание уделено вопросам, связанным с эмиссией оксидов азота при сжигании топлива с воздухом, нагретым до высокой температуры, рассмотрены различные методы их подавления, в том числе беспламенное сжигание топлива и его модификации.

Подобного по объему, содержанию и глубине затронутых проблем справочного материала в России и за рубежом ранее не издавалось.

Данная книга непременно представляет огромный интерес для широкого круга специалистов в области промышленного сжигания топлива: проектировщиков горелочных устройств и пламенных печей; работников предприятий, специализирующихся на пуско-наладке печей; сотрудников заводских теплотехнических служб, научно-исследовательских институтов; преподавателей, учащихся высших технических заведений; аспирантов и изобретателей.

Над номером работали:

Леонтьев Л.И., *главный редактор*

Протопопов Е.В., *заместитель главного редактора*

Ивани Е.А., *заместитель главного редактора*

Бащенко Л.П., *заместитель ответственного секретаря*

Потапова Е.Ю., *заместитель главного редактора по развитию*

Олендаренко Н.П., *ведущий редактор*

Запольская Е.М., *ведущий редактор*

Расенец В.В., *верстка, иллюстрации*

Кузнецов А.А., *системный администратор*

Острогорская Г.Ю., *менеджер по работе с клиентами*

Подписано в печать 26.04.2019. Формат 60×90 ¹/₈. Бум. офсетная № 1.
Печать цифровая. Усл. печ. л. 10. Заказ 9382. Цена свободная.

Отпечатано в типографии Издательского Дома МИСиС.
119049, г. Москва, Ленинский пр-т, 4.
Тел./факс: (499) 236-76-17, 236-76-35

IZVESTIYA

FERROUS METALLURGY

QUALITY IMPROVEMENT OF CAST CYLINDRICAL BAR OF VACUUM INDUCTION MELTING FROM INCONEL 718 ALLOY AT PJSC "RUSPOLIMET"

AERODYNAMICS OF JETS INTERACTING WITH A FLAT SURFACE

STRESSES IN ANVILS OF VARIOUS CONSTRUCTION OF CONTINUOUS CASTING AND DEFORMATION PLANT AT PRODUCTION OF SHEETS FROM STEEL FOR WELDED PIPES

INTERACTION OF MOLTEN SLAG WITH SOLID PHASE OF RED SLUDGE

INFLUENCE OF MACRO- AND MICROSTRUCTURE OF STEEL GRINDING BALLS ON THEIR IMPACT RESISTANCE

CREEP RESISTANCE OF FERRITIC-MARTENSITIC STEEL 16Cr12MoWSiVNbB (EP-823)

POWER ANALYSIS OF THE PROCESS OF BRITTLE MATERIALS DESTRUCTION IN UNIVERSAL CRUSHING MACHINE WITH ROLL LOCKER

KINEMATICS OF METALLURGICAL CUTTERS WITH PARALLEL BLADES

INCREASE OF WIRE STRESS STABILITY DEPENDING ON ANTI-TENSION ACTION WHEN FRICTION COEFFICIENT IS INCONSTANT

COHEN'S CLASS TIME-FREQUENCY DISTRIBUTIONS FOR MEASUREMENT SIGNALS AS A MEANS OF MONITORING TECHNOLOGICAL PROCESSES

REVIEW ON A MANUSCRIPT OF THE BOOK "REGENERATIVE BURNER" OF THE AUTHORS G.M. DRUZHININ AND I.M. DESTERGEFT. REFERENCE BOOK IN 2 VOLS. VOL. 1. EKATERINBURG, 1127 P.