

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ

ИЗВЕСТИЯ

ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ

№ 7, 2016

Издается с января 1958 г. ежемесячно

Том 59

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)

Ответственный секретарь: ПОЛУЛЯХ Л.А.
(Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва)

Заместитель ответственного секретаря: ОЛЕНДАРЕНКО Н.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 Цветметобработка», г. Москва)

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)

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

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

ЗИНИНГРАД М. (Институт Ариэля, Израиль)

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

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)

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

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

ЛИНН Х. (ООО «Линн Хай 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)

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

ПЫШМИНЦЕВ И.Ю., редактор раздела «**Инновации в металлургическом 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)

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

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 Цинхуа, г. Шеньжень, Китай)

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

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

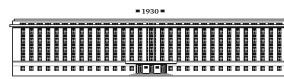
ШПАЙДЕЛЬ М.О. (Швейцарская академия материаловедения, Швейцария)

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

Учредители:



Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»



Сибирский государственный индустриальный университет

Настоящий номер журнала подготовлен к печати

Национальным исследовательским технологическим университетом «МИСиС»

Адреса редакции:

119049, Москва, Ленинский пр-т, д. 4
Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»,
Тел./факс: (495) 638-44-11, (499) 236-14-27
E-mail: fermet.misis@mail.ru, ferrous@sisu.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»

IZVESTIYA

VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA

IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY

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

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

Responsible Secretary: POLULYAKH L.A.
(National Research Technological University "MISIS", Moscow)

Deputy Responsible Secretary: OLENDARENKO N.P.
(Siberian State Industrial University, Novokuznetsk)

Editorial Board:

N.P. ALESHIN (Russian Academy of Sciences, Moscow)

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

G.V. ASHIKHMIN (JSC "Institute Tsvetmetobrabotka", Moscow)

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)

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

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 "**Metallurgical Technologies**" (Baikov Institute of Metallurgy and Materials Science of RAS, Moscow)

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

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

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

M. ZININGRAD (Ariel University, Israel)

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

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)

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)

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)

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

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)

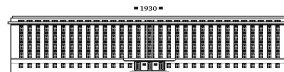
M.R. FILONOV, Editor of the section "**Material science**" (National Research Technological University "MISIS", Moscow)

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

Founders:



National Research Technological University "MISIS"



Siberian State Industrial University

This issue of the journal was prepared by
National Research Technological University "MISIS"

Editorial Addresses:

119049, Moscow, Leninskii prosp., 4
National Research Technological University "MISIS",
Tel./fax: +7 (495) 638-44-11, +7 (499) 236-14-27
E-mail: fermet.misis@mail.ru, ferrous@sisiu.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.

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

- Богатов Н.А., Богатов А.А., Салиханов Д.Р.** Исследование совместной деформации труб из разнородных металлов при изготовлении слоистой композиционной трубы 437
- Герасимова А.А., Радюк А.Г., Титлянов А.Е.** Создание износостойкого слоя на узких стенках кристаллизаторов МНЛЗ с использованием алюминиевого и хромоникелевого газотермических покрытий 443
- Коликов А.П., Звонарев Д.Ю., Таупек И.М., Кадильников С.В., Галимов М.Р.** Математическая модель пластического формоизменения листовой заготовки для изготовления сварных труб большого диаметра. Сообщение 1 455
- Мулявко В.И., Олейник Т.А., Ляшенко В.И., Кириченко А.М., Олейник М.О.** Повышение эффективности работы осадительных камер для утилизации пыли металлургического производства 456
- Телин Н.В., Синицын Н.Н.** Оценка температурных условий службы роликов металлургических машин в условиях накаливания 465
- Шульц Л.А.** О проблемах контроля и снижения высокотемпературного угара стали в нагревательных печах 470
- Горбатюк С.М., Шаповал А.А., Моспан Д.В., Драгобetskii В.В.** Физические основы технологии производства заготовок периодического профиля вибрационным волочением 479

ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

- Александров А.А., Дашевский В.Я., Леонтьев Л.И.** Термодинамика растворов кислорода в расплавах никеля, содержащих алюминий и титан 485
- Вдовин К.Н., Горленко Д.А., Феоктистов Н.А.** Исследование закономерностей формирования, морфологии и химического состава избыточной фазы в литой высокомарганцевистой стали 491

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И АВТОМАТИЗАЦИЯ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

- Тимошпольский В.И.** К теории нагрева в противотоке термомассивных тел излучением и конвекцией одновременно 497
- Фомин С.Я.** Алгоритмическое обеспечение АРМ поддержки решения задач объемно-календарного планирования трубного производства 504

CONTENTS

METALLURGICAL TECHNOLOGIES

- N.A. Bogatov, A.A. Bogatov, D.R. Salikhyanov** Investigation of simultaneous deformation of pipes made of dissimilar metals at the production of laminated composite pipe 437
- A.A. Gerasimova, A.G. Radyuk, A.E. Titlyanov** Creation of wear-resistant layers on the narrow walls of a continuous casting mold with aluminum and chrome-nickel gas-thermal coatings 443
- A.P. Kolikov, D.Yu. Zvonarev, I.M. Taupek, S.V. Kadil'nikov, M.R. Galimov** Mathematical model of plastic forming of the slab for large diameter welded pipes. Report 1 455
- V.I. Mulyavko, T.A. Oleinik, V.I. Lyashenko, A.M. Kirichenko, M.O. Oleinik** Improving the efficiency of collecting chambers for capture of metallurgical dust 456
- N.V. Telin, N.N. Sinitsyn** Evaluation of the temperature conditions of service of metallurgical machinery rolls at scaling 465
- L.A. Shul'ts** On the problems of control and reduction of high-temperature loss of steel in heating furnaces 470
- S.M. Gorbatyuk, A.A. Shapoval, D.V. Mos'pan, V.V. Dragobetskii** Physical principles of manufacturing of periodic profile bars by vibratory drawing 479

PHYSICO-CHEMICAL BASICS OF METALLURGICAL PROCESSES

- A.A. Alexandrov, V.Ya. Dashevskii, L.I. Leont'ev** Thermodynamics of oxygen solutions in the nickel melts containing aluminum and titanium 485
- K.N. Vdovin, D.A. Gorlenko, N.A. Feoktistov** Research of the regularities of formation, morphology and chemical composition of the excess phase in cast high-manganese steel 491

INFORMATION TECHNOLOGIES AND AUTOMATIC CONTROL IN FERROUS METALLURGY

- V.I. Timoshpol'skii** On the theory of counterflow heating of thermally massive bodies by radiation and convection simultaneously 497
- S.Ya. Fomin** Algorithmic maintenance of WKS support for volume scheduling in pipe production 504

УДК 621.77

ИССЛЕДОВАНИЕ СОВМЕСТНОЙ ДЕФОРМАЦИИ ТРУБ ИЗ РАЗНОРОДНЫХ МЕТАЛЛОВ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ СЛОИСТОЙ КОМПОЗИЦИОННОЙ ТРУБЫ*

Богатов Н.А.¹, д.э.н., советник

Богатов А.А.², д.т.н., профессор, зав. кафедрой

«Обработка металлов давлением» (omd@mtf.ustu.ru)

Салихьянов Д.Р.², ассистент, младший научный сотрудник кафедры

«Обработка металлов давлением» (salenhall@gmail.com)

¹ ЗАО НПО «Трубная Энергетическая Машиностроительная Продукция»

(117218, Россия, Москва, ул. Кржижановского, д. 15, корп. 5)

² Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина

(620002, Россия, Екатеринбург, ул. Мира, 19)

Аннотация. Мировая промышленность стремится идти по пути увеличения эксплуатационного ресурса изделий металлургического производства. Одним из наиболее перспективных направлений является производство и применение слоистых композиционных материалов. В частности, практика показывает многократное увеличение эксплуатационного ресурса за счет применения биметаллических и лейнированных труб взамен монометаллических. Лейнированные трубы представляют собой биметаллические, изготовленные способом совместной раздачи труб из разнородных материалов. В литературе, посвященной производству композиционных и биметаллических труб, производству лейнированных труб уделено недостаточно внимания. Формоизменение биметаллических труб при их изготовлении способом лейнирования имеет отличительные особенности по сравнению с прочими способами получения биметаллических и композиционных материалов, которые необходимо учитывать при разработке технологии лейнирования. Отсутствие сведений по особенностям формоизменения слоистой трубы при лейнировании осложняет разработку технологии и режимов обработки лейнированных труб. Поэтому целью настоящей работы является исследование особенностей деформации слоистых труб, формоизменения, неравномерности распределения деформации между слоями при лейнировании и ее влияние на соотношение прочностных свойств материалов.

Ключевые слова: насосно-компрессорные трубы, лейнирование, нефтедобыча, лейнированные трубы, биметаллические трубы, слоистые композиционные материалы, деформация, раздача труб на оправке.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-437-442

Производство и применение изделий из биметаллических и композиционных материалов показывает высокую экономическую эффективность во многих отраслях промышленности, в том числе и нефтедобыче [1 – 9]. Трубы из композиционных и биметаллических материалов способны обеспечить значительное увеличение срока их службы при незначительном повышении себестоимости производства за счет возможности использования недорогой углеродистой стали в качестве основы, а коррозионностойкой высоколегированной стали или сплава в качестве тонкого плакирующего слоя, контактирующего с агрессивной средой. Растущая потребность в таких материалах стимулирует производителей и исследователей разрабатывать новые способы производства таких материалов. В литерату-

ре известны следующие способы производства композиционных и биметаллических труб: формовка и продольная сварка биметаллического листа, гидрораздача, жидкостная диффузионная сварка, сварка взрывом, центробежное литье труб [1 – 4].

Среди известных способов получения композиционных и биметаллических труб стоит отметить способ лейнирования [1, 5 – 10]. Лейнирование заключается в совместной раздаче трубы из обычной углеродистой или низколегированной стали, выступающей в качестве наружной оболочки, и тонкостенной трубы из коррозионностойкой высоколегированной стали, выступающей в качестве внутренней оболочки. В большинстве способов получения биметаллов, соединение слоев обеспечивается за счет диффузионных процессов между ними и образования промежуточной зоны. При лейнировании соединение труб осуществляется главным образом за счет сжимающих остаточных напряжений на межслойной границе. Отсюда вытекают главные преимущества лейнированных труб по сравнению с прочими способами получения биметаллов: меньшие

* Работа выполнена в рамках проектной части государственного задания в сфере научной деятельности № 11.1369.2014/К от 18.07.2014 (номер государственной регистрации 114122470051).

Исследование выполнено в рамках Программы повышения конкурентоспособности. Исследование поддержано программой 211 Правительства РФ, соглашение № 02.А03.21.0006.

себестоимость производства и требуемое время для освоения производства новой продукции (lead time). В нефтедобывающей отрасли имеется положительный опыт промысловых испытаний лейнированных труб как в России, так и за рубежом [1, 5 – 7].

Однако способ лейнирования пока не получил широкого распространения из-за проблемы обеспечения герметичности межтрубного зазора, что накладывает ограничения в подборе материалов. Кроме того, в литературе, посвященной производству композиционных и биметаллических труб, производству лейнированных труб уделено недостаточно внимания. В работах, посвященных производству лейнированных труб [8 – 10], основной целью является исследование напряжений на межслойной границе и обеспечение прочности соединения слоев. Отсутствие сведений по особенностям формоизменения слоистой трубы при лейнировании осложняет разработку технологии и режимов обработки лейнированных труб. Поэтому целью настоящей работы является исследование формоизменения слоистых труб и неравномерности распределения деформации между слоями при лейнировании.

Схема процесса лейнирования

Разрабатываемая технология лейнирования направлена на повышение коррозионной стойкости насосно-компрессорных труб (НКТ), как одних из наиболее проблемных изделий металлургического производства [11]. Общая схема разрабатываемого процесса лейнирования НКТ с достаточной полнотой изложена в работах [6, 7]. В основе технологии лежит совместная раздача труб-заготовок на оправке (рис. 1). Предварительно подготовленные задние концы раздаваемых труб (лейнер и НКТ) зажимаются специальным устройст-

вом, после чего оправка, соединенная через стержень с тянущим узлом волоочильного стана-расширителя, проходит через трубы, последовательно раздавая их по всей длине.

Для успешного получения лейнированных насосно-компрессорных труб, к ним предъявляются следующие требования:

- обеспечение надежного сцепления оболочек;
- удовлетворение лейнированных труб требованиям отечественных и зарубежных стандартов по точности размеров, уровню механических свойств и коррозионной стойкости.

Решение поставленных задач требует исследования напряженно-деформированного состояния труб при совместной деформации на оправке. Исследование процесса выполнялось в пакете конечно-элементного моделирования Deform 3D, позволяющего решать конструкторские и технологические задачи. Общий вид схемы поставленной задачи совместной раздачи труб на оправке представлен на рис. 2.

Отличительной особенностью процесса совместной раздачи труб на оправке от прочих процессов обработки давлением разнородных металлов являются низкие степени деформации ϵ , редко превышающие значения 15 %, и стадийность деформации составляющих компонентов. Стадийность заключается в том, что перед совместной раздачей лейнера и НКТ на оправке происходит свободная раздача лейнера до момента соприкосновения с внутренней поверхностью НКТ. Характер деформации при свободной раздаче лейнера и при совместной раздаче лейнера и НКТ отличается. При свободной раздаче происходит утонение стенки лейнера и укорочение его длины, что согласуется с теорией обработки металлов давлением [12]. При совместной раздаче происходит удлинение и более интенсивное утонение

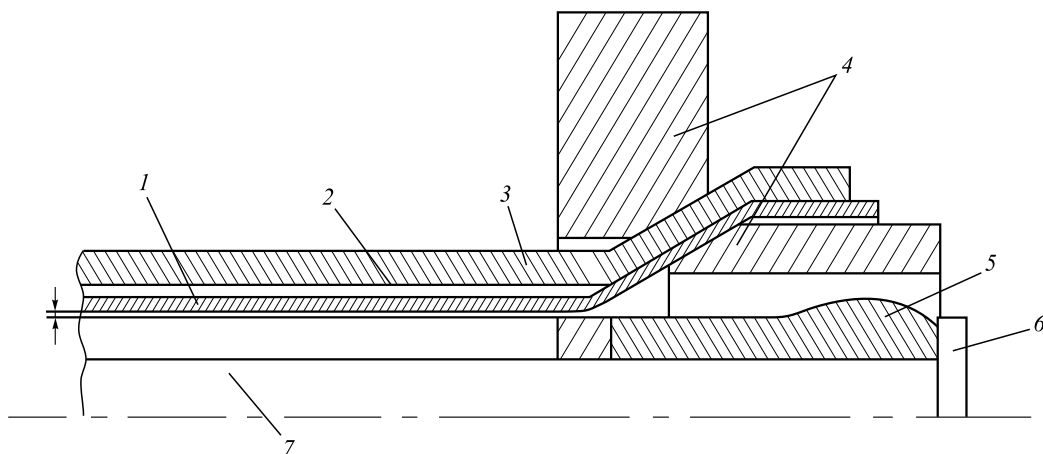


Рис. 1. Схема совместной раздачи труб на оправке:

1 – лейнер; 2 – слой герметика; 3 – НКТ; 4 – устройство для фиксации лейнера и НКТ; 5 – оправка; 6 – упор; 7 – стержень, соединенный с тянущим органом

Fig. 1. Scheme of simultaneous expansion of pipes on a mandrel:

1 – liner; 2 – layer of sealant; 3 – tubing; 4 – device for fixing the liner and tubing; 5 – mandrel; 6 – emphasis; 7 – rod connected to the body of the tractor

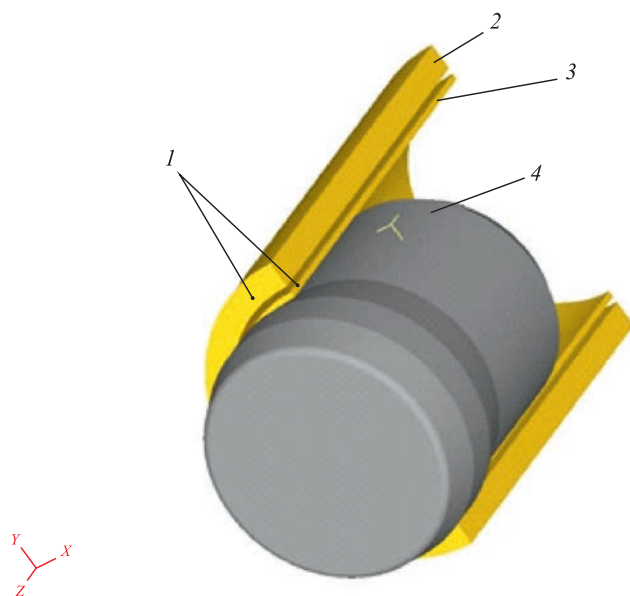


Рис. 2. Общая постановка задачи исследования совместной раздачи труб из разнородных металлов:

1 – граничное условие: ограничение по осевому перемещению концов труб ($v_z = 0$); 2 – насосно-компрессорная труба; 3 – лайнер; 4 – оправка для совместной раздачи

Fig. 2. General problem formulation of investigation of a simultaneous expansion of pipe made of dissimilar metals:

1 – boundary condition: limit on the axial movement of the pipe ends ($v_z = 0$); 2 – tubing; 3 – liner; 4 – mandrel for the joint distribution

стенки лайнера, приблизительно в 3 раза превышающее утонение при свободной раздаче, вызванное обжатием оправкой на внутренней поверхности и насосно-компрессорной трубой на наружной поверхности.

Исследование особенностей формоизменения и неравномерности распределения послойных деформаций слоистой трубы

По сравнению с формоизменением монометаллических труб при деформации, формоизменение слоистых труб значительно сложнее из-за влияния на него технологических факторов, присущих только совместной деформации разнородных металлов [13 – 15]:

- разница в уровне механических свойств составляющих слоистой трубы, выражаемая отношением сопротивления деформации более «мягкой» (металл лайнера) к более «твердой» (металл НКТ), σ_m / σ_t ;
- влияние межслойной границы;
- соотношение толщин слоев;
- величина межтрубного зазора 2δ между лайнером и НКТ;
- общая степень раздачи ϵ , рассчитываемая по формуле $\epsilon = \frac{d_{\text{опр}} - d_{\text{вн}}}{d_{\text{вн}}}$, где $d_{\text{опр}}$ – диаметр калибрующей части оправки для совместной раздачи, $d_{\text{вн}}$ – внутренний диаметр лайнера.

В зависимости от влияния перечисленных факторов, деформация при совместной раздаче труб может распределяться по слоям в разном соотношении.

На формоизменение слоистых труб при лайнировании можно влиять за счет выбора наружного диаметра лайнера и зависящего от него межтрубного зазора 2δ , а также за счет выбора диаметра оправки $d_{\text{опр}}$ для совместной раздачи. Выбор межтрубного зазора 2δ и выбор диаметра оправки $d_{\text{опр}}$ определяют соотношение свободной раздачи лайнера $\epsilon_{\text{своб}}$ и совместной раздачи лайнера и НКТ $\epsilon_{\text{совм}}$ в общей степени раздачи лайнера ϵ . Обобщенной их характеристикой является коэффициент совместной деформации $\epsilon_{\text{совм}} / \epsilon$, отражающий величину предварительного наклепа лайнера перед совместной деформацией.

Для исследования влияния межтрубного зазора 2δ и диаметра оправки $d_{\text{опр}}$ на неравномерность распределения деформации была выполнена серия опытов согласно плану эксперимента (см. таблицу). Внутренний диаметр НКТ $D_{\text{вн}}$ принят равным 64 мм для всех задач, так как его высокую точность можно обеспечить за счет операции калибрования [16]. Наружный диаметр лайнера $d_{\text{нар}}$ изменялся в каждом эксперименте таким образом, чтобы обеспечить изменение межтрубного зазора на сторону δ от 1,5 до 3,5 мм. Диаметр оправки $d_{\text{опр}}$ принимался равным 61,5, 62,0 и 62,5 мм, обеспечивая совместную деформацию труб-заготовок. В таблице также приведены результаты расчета коэффициента совместной деформации $\epsilon_{\text{совм}} / \epsilon$ в зависимости от выбора δ и $d_{\text{опр}}$.

Для оценки неравномерности распределения деформации по слоям (между лайнером и НКТ) было исследовано среднее распределение степени деформации сдвига по толщине стенки лайнера $\Lambda_{\text{л}}^{\text{совм}}$ и НКТ $\Lambda_{\text{НКТ}}^{\text{совм}}$, причем для лайнера дополнительно было исследовано распределение к концу его свободной деформации $\Lambda_{\text{л}}^{\text{своб}}$. Изучение проводилось по шести точкам, расположенным на равном расстоянии друг от друга по всей толщине стенки трубы. Неравномерность распределения деформации по слоям оценивалась показателем неравномерности деформации $\frac{\Lambda_{\text{НКТ}}^{\text{совм}}}{\Lambda_{\text{л}}^{\text{совм}}}$ – чем ближе его значение к единице, тем более равномерное распределение деформации между НКТ и лайнером при лайнировании. Результаты исследования представлены на рис. 3.

Из графика видно, что с увеличением межтрубного зазора на сторону δ наблюдается большая неравномерность распределения послойных деформаций, что объясняется увеличением степени деформации лайнера перед совместной деформацией с НКТ. С увеличением диаметра оправки наблюдается более равномерное распределение деформации, что связано с увеличением доли совместной деформации лайнера и НКТ. На рис. 4 представлена зависимость показателя неравномерности деформации от коэффициента совместной деформации, из которого видно, что с увеличением доли совместной

План эксперимента

Plan of the experiment

Номер, п/п	$D_{\text{вн}}, \text{ мм}$	$d_{\text{нар}}, \text{ мм}$	$\delta, \text{ мм}$	$d_{\text{опр}}, \text{ мм}$	$\varepsilon, \%$	$\varepsilon_{\text{своб}}, \%$	$\varepsilon_{\text{совм}}, \%$	$\varepsilon_{\text{совм}}/\varepsilon$
1	64	61	1,5	61,5	6,03	5,34	0,69	0,11
2	64	60	2,0	61,5	7,89	7,26	0,63	0,08
3	64	59	2,5	61,5	9,82	9,29	0,54	0,05
4	64	58	3,0	61,5	11,82	11,35	0,47	0,04
5	64	57	3,5	61,5	13,89	13,52	0,37	0,03
6	64	61	1,5	62,0	6,90	5,34	1,55	0,23
7	64	60	2,0	62,0	8,77	7,26	1,51	0,17
8	64	59	2,5	62,0	10,71	9,29	1,43	0,13
9	64	58	3,0	62,0	12,73	11,35	1,38	0,11
10	64	57	3,5	62,0	14,81	13,52	1,30	0,09
11	64	61	1,5	62,5	7,76	5,34	2,41	0,31
12	64	60	2	62,5	9,65	7,26	2,39	0,25
13	64	59	2,5	62,5	11,61	9,29	2,32	0,20
14	64	58	3	62,5	13,64	11,35	2,29	0,17
15	64	57	3,5	62,5	15,74	13,52	2,22	0,14

деформации происходит более равномерное распределение деформации между лайнером и НКТ.

Из графиков видно, что значения показателя неравномерности деформации $\frac{\Lambda_{\text{НКТ}}^{\text{совм}}}{\Lambda_{\text{л}}^{\text{совм}}}$ намного меньше едини-

цы, т. е. степень деформации сдвига лайнера к концу совместной деформации выше степени деформации сдвига НКТ. Это влечет за собой изменение соотношения прочностных характеристик, выражаемых отно-

шением $\sigma_{\text{м}}/\sigma_{\text{т}}$. Для выбранных в качестве материала НКТ стали 45, а в качестве материала лайнера стали 12Х18Н10Т, соотношение прочностных характеристик равно 0,58. К началу совместной раздачи лайнера и НКТ соотношение $\sigma_{\text{м}}/\sigma_{\text{т}}$ изменяется в пределах 0,98 – 1,16 в зависимости от межтрубного зазора и диаметра оправки. После совместной раздачи, с учетом упрочнения материалов, значения соотношения $\sigma_{\text{м}}/\sigma_{\text{т}}$ находятся в пределах 1,10 – 1,45, т. е. материал лайнера к концу совместной раздачи приобретает большее значение сопротивления деформации, чем материал НКТ, что может оказывать влияние на эксплуатационные свойства лайнированной трубы.

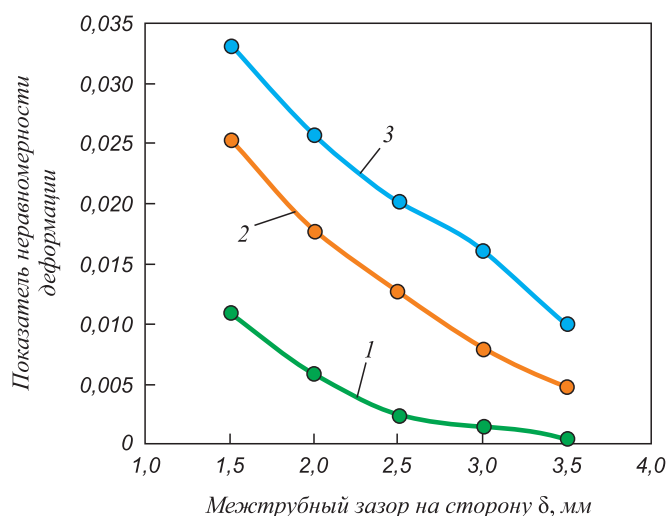


Рис. 3. Зависимость показателя неравномерности деформации от межтрубного зазора на сторону δ и диаметра оправки $d_{\text{опр}}$, мм: 1 – 61,5; 2 – 62,0; 3 – 62,5

Fig. 3. Dependence of the deformation inhomogeneity index on intertubular gap on the side δ and mandrel diameter d_{mand} , mm: 1 – 61,5; 2 – 62,0; 3 – 62,5

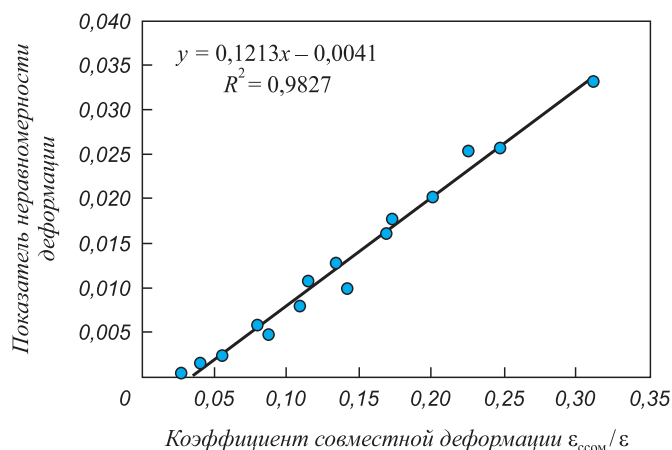


Рис. 4. Зависимость показателя неравномерности деформации от коэффициента совместной деформации

Fig. 4. Dependence of the deformation inhomogeneity index on simultaneous deformation coefficient

Выводы. При исследовании неравномерности распределения послойных деформаций были получены закономерности изменения показателя неравномерности деформации от технологических факторов лейнирования. Отмечена большая роль предварительного наклепа лайнера перед совместной раздачей с НКТ, что оказывает влияние на формоизменение слоистой трубы и уровень механических свойств изделия в целом. Повышению равномерности деформации способствует увеличение доли совместной деформации лайнера и НКТ, выраженное коэффициентом совместной деформации $\varepsilon_{\text{совм}}/\varepsilon$. Исследование изменения соотношения прочностных характеристик в процессе совместной раздачи показало, что в результате свободной раздачи лайнера, предшествующей совместной раздаче лайнера и НКТ, сопротивление деформации лайнера может достигать и превышать значения сопротивления деформации НКТ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Smith L. Engineering with clad steel. NiDI, Technical Series № 10064. Nickel Development Institute, Birmingham, 1996. – 19 p.
- Быков А.А. Методы производства и применение биметаллов // Сталь. 2011. № 9. С. 61 – 69.
- Кобелев А.Г., Лысак В.И., Чернышев В.Н. Производство слоистых композиционных материалов. – М.: Интермет Инжиниринг, 2002. – 496 с.
- Астров Е.И. Плакированные многослойные металлы. – М.: Металлургия, 1965. – 239 с.
- Koning A.C., Nakasugi H., Ping L. TFP and TFT back in town (Tight Fit CRA lined Pipe and Tubing) // Stainless Steel World. 2003. P. 1 – 12.
- Богатов Н.А., Богатов А.А., Салихьянов Д.Р. Лейнированные коррозионностойкие насосно-компрессорные трубы // Сталь. 2014. № 11. С. 86 – 88.
- Богатов Н.А., Богатов А.А., Салихьянов Д.Р. Восстановление служебных характеристик насосно-компрессорных труб, отработавших первоначальный эксплуатационный ресурс, способом лейнирования // Металлург. 2014. № 11. С. 80 – 84.
- Liu F., Zheng J., Xu P. etc. Forming mechanism of double-layered tubes by internal hydraulic expansion // International Journal of Pressure Vessels and Piping. 2004. Vol. 81. P. 625 – 633.
- Wang X., Li P., Wang R. Study on hydro-forming technology of manufacturing bimetallic CRA-lined pipe // International Journal of Machine Tools & Manufacture. 2005. Vol. 45. P. 373 – 378.
- Akisanya A.R., Khan F.U., Deans W.F., Wood P. Cold hydraulic expansion of oil well tubulars // International Journal of Pressure Vessels and Piping. 2011. Vol. 88. P. 465 – 472.
- Ивановский В.Н. Коррозия скважинного оборудования и способы защиты от нее // Коррозия. Территория Нефтегаз. 2011. № 1. С. 18 – 25.
- Теория обработки металлов давлением / И.Я. Тарновский, А.А. Поздеев, О.А. Ганаго и др. – М.: Металлургия, 1963. – 673 с.
- Биметаллы / Л.Н. Дмитриев, Е.В. Кузнецов, А.Г. Кобелев, Ю.П. Чегодаев. – Пермь: Перм. кн. изд-во, 1991. – 414 с.
- Аркулис Г.Э. Совместная пластическая деформация разных металлов – М.: Металлургия, 1964. – 272 с.
- Голованенко С.А., Меандров Л.В. Производство биметаллов. – М.: Металлургия, 1966. – 304 с.
- Богатов А.А., Салихьянов Д.Р. Исследование точности внутреннего диаметра горячекатаных труб при раздаче // Изв. вуз. Черная металлургия. 2015. Т. 58. № 1. С. 35 – 38.

Поступила 3 сентября 2015 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2016. Vol. 59. No. 7, pp. 437–442.

INVESTIGATION OF SIMULTANEOUS DEFORMATION OF PIPES MADE OF DISSIMILAR METALS AT THE PRODUCTION OF LAMINATED COMPOSITE PIPE

N.A. Bogatov¹, A.A. Bogatov², D.R. Salikhyanov²

¹ CJSC RPC “Pipe Power Engineering Products” (“TEMP”), Moscow, Russia

² Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia

Keywords: oil well tubing, lining, oil production, lined pipes, bimetal pipes, laminated composite materials, deformation, pipe expansion on a mandrel.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-437-442

REFERENCES

- Smith L. Engineering with clad steel. NiDI, Technical Series № 10064. Nickel Development Institute, Birmingham, 1996, 19 p.
- Bykov A.A. Bimetal production and application. *Steel in Translation*. 2011, no. 9, pp. 778–786.
- Kobelev A.G., Lysak V.I., Chernyshev V.N. *Proizvodstvo sloistykh kompozitsionnykh materialov* [Production of laminated composite materials]. Moscow: Intermet Inzhiniring, 2002, 496 p. (In Russ.).
- Astrov E.I. *Plakirovannye mnogosloinnye metally* [Clad laminated metals]. Moscow: Metallurgiya, 1965, 239 p. (In Russ.).
- Koning A.C., Nakasugi H., Ping L. TFP and TFT back in town (Tight Fit CRA lined Pipe and Tubing). *Stainless Steel World*. 2003, pp. 1–12.
- Bogatov N.A., Bogatov A.A., Salikhyanov D.R. Corrosion-resistant lined pump and compressor pipe. *Steel in Translation*. 2014, no. 11, pp. 867–869.
- Bogatov N.A., Bogatov A.A., Salikhyanov D.R. Use of the lining method to restore the service characteristic of pump-compressor

Abstract. Global industry tends to follow the path of increasing the working life of products of metallurgical production. One of the most promising directions is production and use of laminated composite materials. In particular, the practice shows a multiple increase in the working life due to the use of bimetal and lined pipes instead of monometallic pipes. Lined pipes are bimetal pipes produced by the method of simultaneous expansion of a pipe made of dissimilar materials. In the literature devoted to the production of composite and bimetal pipe not enough attention is paid to the production of lined pipes. Forming of bimetal pipes in their manufacturing by the method of lining has distinctive features in comparison with other methods of producing bimetal and composite materials, which must be considered in the development of lining technology. Lack of information on the specifics of forming layered pipe at lining complicates the development of technology and modes of lined pipes processing. Therefore, the aim of this work was to study the deformation characteristics of layered pipe forming, non-uniform distribution of strain between the layers under lining and its impact on the ratio of the strength properties of the materials.

- tubing that has exhausted its original service life. *Metallurgist*. 2014, vol. 58, no. 11–12, pp. 1006–1010.
8. F. Liu, J. Zheng, P. Xu et al. Forming mechanism of double-layered tubes by internal hydraulic expansion. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2004, vol. 81, pp. 625–633.
 9. Wang X., Li P., Wang R. Study on hydro-forming technology of manufacturing bimetallic CRA-lined pipe. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 2005, vol. 45, pp. 373–378.
 10. Akisanya A.R., Khan F.U., Deans W.F., Wood P. Cold hydraulic expansion of oil well tubulars. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2011, vol. 88, pp. 465–472.
 11. Ivanovskii V.N. Corrosion of downhole equipment and methods of protection against it. *Korroziya. Territoriya Neftegaz*. 2011, no. 1, pp. 18–25. (In Russ.).
 12. Tarnovskii I.Ya., Pozdeev A.A., Ganago O.A. etc. *Teoriya obrabotki metallov davleniem* [Theory of metal forming processes]. Moscow: Metallurgiya, 1963, 673 p. (In Russ.).
 13. Dmitrov L.N., Kuznetsov E.V., Kobelev A.G., Chegodaev Yu.P. *Bimetalloy* [Bimetals]. Perm: Perm. kn. izd-vo, 1991, 414 p. (In Russ.).
 14. Arkulis G.E. *Sovmestnaya plasticheskaya deformatsiya raznykh metallov* [Simultaneous plastic deformation of dissimilar metals]. Moscow: Metallurgiya, 1964, 272 p. (In Russ.).
 15. Golovanenko S.A., Meandrov L.V. *Proizvodstvo bimetallov* [Bi-metal production]. Moscow: Metallurgiya, 1966, 304 p. (In Russ.).
 16. Bogatov A.A., Salikhyanov D.R. Investigation of the precision of the internal channel of hot-rolled pipes during expansion. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2015, vol. 58, no. 1, pp. 35–38. (In Russ.).
- Acknowledgements.** The work was performed as part of the project of the state task in the field of scientific activity no. 11.1369.2014/K on 18.07.2014 (state registration no. 114 122 470 051). The research was carried out in the framework of the Program of competitiveness increase and was supported by the program 211 of the Russian Government, the agreement 02.A03.21.0006.
- Information about the authors:**
- N.A. Bogatov**, Dr. Sci. (Economics), Adviser
A.A. Bogatov, Dr. Sci. (Eng.), Professor, Head of the Chair “Metal Forming” (omd@mtf.ustu.ru)
D.R. Salikhyanov, Assistant, Junior Researcher of the Chair “Metal Forming” (salenhall@gmail.com)

Received September 03, 2015.

УДК 621.793

СОЗДАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОГО СЛОЯ НА УЗКИХ СТЕНКАХ КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ МНЛЗ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ АЛЮМИНИЕВОГО И ХРОМОНИКЕЛЕВОГО ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ

*Герасимова А.А., к.т.н., доцент, ученый секретарь кафедры инжиниринга
технологического оборудования (allochka@rambler.ru)*

*Радюк А.Г., д.т.н., профессор, ведущий научный сотрудник кафедры технологии и оборудования
трубного производства (radjuk@rambler.ru)*

*Титлянов А.Е., к.т.н., старший научный сотрудник кафедры технологии
и оборудования трубного производства*

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

Аннотация. Для повышения срока службы кристаллизаторов МНЛЗ на их узких стенках из меди М1 перед последним ремонтом создан жаростойкий износостойкий слой напылением алюминиевого и хромоникелевого покрытий. Предварительно исследована структура покрытий, состав фаз, твердость и микротвердость поверхностных слоев. Хромоникелевое газотермическое покрытие толщиной 0,5 – 0,6 мм нанесено на поверхность пары узких стенок толстостенного кристаллизатора. Для получения требуемого класса чистоты поверхности стенок необходима их механическая обработка шлифованием, требуется проведение работ по увеличению толщины хромоникелевого покрытия. При толщине покрытия более 0,8 мм возможно его отслоение. Поэтому для повышения прочности сцепления хромоникелевого покрытия с медной основой рассмотрена возможность использования алюминиевого подслоя. Таким образом, нанесение хромоникелевого покрытия с алюминиевым подслоем для повышения стойкости узких стенок кристаллизаторов МНЛЗ возможно при условии достижения связи пористого слоя с α -фазой или уменьшения пористости слоя.

Ключевые слова: кристаллизатор МНЛЗ, узкая стенка, алюминиевое и хромоникелевое газотермические покрытия, жаростойкий износостойкий слой, структура, фазовый состав, микротвердость.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-443-448

Известно, что многие детали оборудования металлургического производства (кристаллизаторы, конвертерные и доменные фурмы и т.д.) изготавливают из меди и ее сплавов, которые имеют высокую электро- и теплопроводность [1, 2]. В то же время медь имеет низкую жаро- и износостойкость [3]. Опыты показали, что оксиды меди не сопротивляются тепловым ударам и разрушаются после первой же теплосмены, а также отслаиваются при испытании на трение.

Одним из способов повышения эксплуатационных свойств изделий из меди является термодиффузионное насыщение поверхности легирующими элементами [4]. Одним из основных элементов, используемых для насыщения, является алюминий. Алитирование можно проводить, например, методом насыщения в порошковой смеси, состоящей из 50 % алюминиевой пудры, 49 % Al_2O_3 и 1 % NH_4Cl [5]. Износостойкость алитированных образцов из меди увеличивается в 1,3 раза [6]. Однако метод диффузионного насыщения в порошковых смесях является сравнительно трудоемким и обладает низкой производительностью.

Наиболее перспективным направлением снижения интенсивности износа рабочих поверхностей стенок

кристаллизатора МНЛЗ в настоящее время считается нанесение различных покрытий на стенки кристаллизатора [7 – 9]. ООО «Корад» организовало работы по нанесению гальванического покрытия на бывшие в эксплуатации стенки кристаллизатора и провело испытания в условиях ОАО «Северсталь» [10]. В ходе испытаний наносили покрытия фирмы КМЕ Europa Metal AG (Германия) двух видов: из никеля твердостью 220 HV и из сплава никеля с кобальтом твердостью 400 HV. В результате получено увеличение стойкости стенок кристаллизатора по износу для обоих видов покрытия. Однако гальванические покрытия используются только на тонкостенных щелевых кристаллизаторах МНЛЗ и не применяются для толстостенных кристаллизаторов. Решить проблему повышения стойкости стенок толстостенных кристаллизаторов может применение газотермических покрытий [11, 12]. Технологический процесс напыления позволяет получать требуемую производительность нанесения покрытия и характеризуется относительно небольшой трудоемкостью [13].

В результате напыления алюминиевого газотермического покрытия на медь и последующей термооб-

работки образуется диффузионный слой [14] с жаростойкостью и износостойкостью, не уступающими свойствам, полученным с использованием метода диффузионного насыщения из порошков.

Как показали эксперименты, термообработка стенок с алюминиевым газотермическим покрытием в защитной среде при температуре 900 °С и времени выдержки 10 ч, необходимым для создания требуемой толщины диффузионного слоя, приводит к их короблению в результате данного процесса, которое не устраняется механическим способом [15]. Поэтому необходимо было корректировать режимы термообработки или наносить на стенки материал, не уступающий по свойствам Cu–Al диффузионному слою и не нуждающийся в термообработке. Так покрытие из никелевого сплава было нанесено на всю рабочую поверхность двух узких стенок. Необходимый класс чистоты рабочей поверхности стенок был обеспечен с помощью механической обработки. При осмотре кристаллизатора с опытными стенками после разливки 11 плавов высокомарганцевистой стали S355JR было установлено, что износ покрытия в углах нижней части стенок составил 0,60 – 0,75 мм [11].

В данной работе для повышения стойкости узких стенок использовали покрытие из хромоникелевого сплава. Сначала покрытие напыляли на образцы из меди М1.

Исследовали структуру покрытия, состав фаз, твердость и микротвердость поверхностных слоев.

Структура Cr–Ni слоя на образцах 1 и 2 идентична (рис. 1, 2)¹. На границе раздела «покрытие – медная основа» участков несплошного прилегания Cr–Ni слоя не наблюдается. Глубина диффузии никеля в медную основу составляет 30 мкм, глубина диффузии хрома – до 5 мкм (микронное исследование).

Толщина нанесенных слоев приведена в табл. 1.

Локальный химический анализ фаз диффузионных слоев проведен на растровом электронном микроскопе (диапазон анализируемых элементов от Be до U, диаметр зонда ~1 мкм, предел чувствительности 0,1 %).

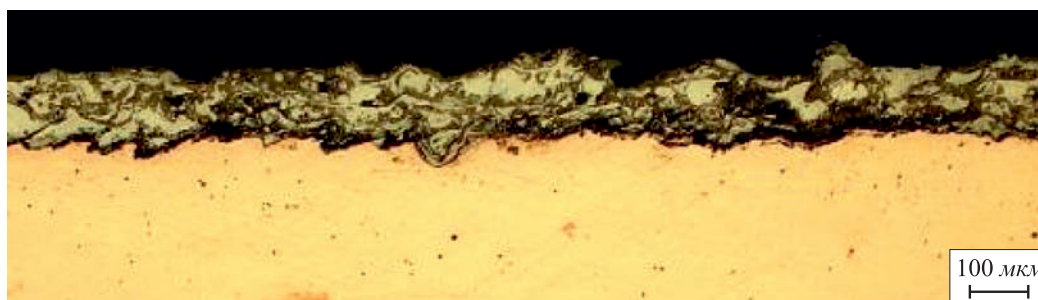
Покрытие на образцах с Cr–Ni слоем состоит из трех фаз: темной, содержащей наибольшее количество хрома и кислорода: [Cr] до 63,4 %, [O] до 33,4 %, [Ni] = 3,2 – 9,1 %; светлой, в составе которой обнаружено максимальное количество никеля (до 89 %) и серой фазы: [Ni] = 63,9 – 73,5 %, [Cr] до 12,4 %, [O] = 22,0 – 24,9 %, [Fe] до 3,4 %, [Si] = 0,3 – 0,5 %.

Элементный состав фаз на образцах идентичен и представлен в табл. 2.

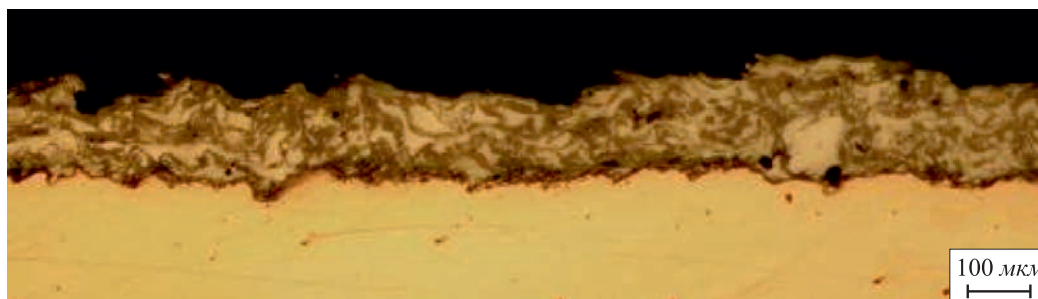
Средние значения микротвердости фаз исследуемых образцов приведены в табл. 3.

При твердости медной основы, равной 53,2 HR15T, твердость поверхностных слоев на исследованных образцах примерно одинаковая и составляет 68,9 – 70,0 HR15T, т.е. в 1,3 раза больше твердости основного металла.

Хромоникелевое газотермическое покрытие толщиной 0,5 – 0,6 мм с исследованными выше структурой и



Образец 1



Образец 2

Рис. 1. Образцы медного листа с Cr–Ni напылением

Fig. 1. Structure of copper sheet with Cr–Ni layer

¹ В работе принимала участие С.А. Ковалева.

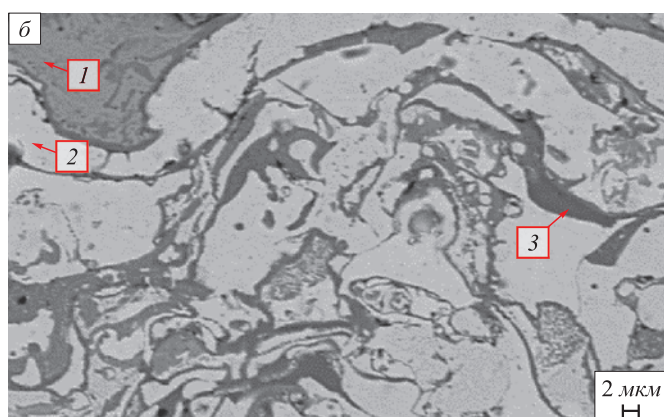
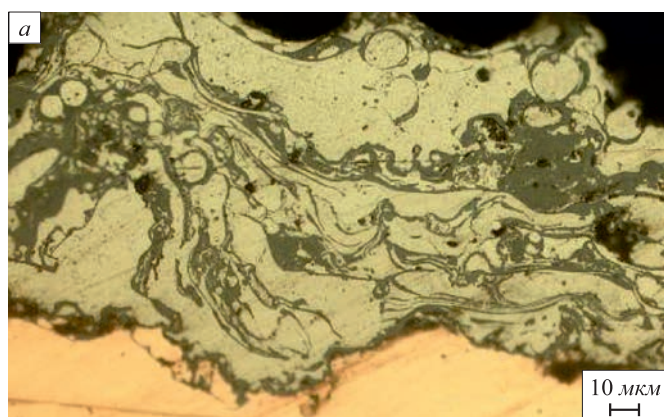


Рис. 2. Структура Cr–Ni слоя:
1 – серая фаза; 2 – светлая фаза; 3 – темная фаза

Fig. 2. Structure of Cr–Ni layer:
1 – gray phase; 2 – light phase; 3 – dark phase

свойствами было нанесено на поверхность пары узких стенок толстостенного кристаллизатора (рис. 3)¹.

В связи с тем, что для получения требуемого класса чистоты поверхности стенок необходима их механическая обработка шлифованием, требуется проведение работ по увеличению толщины хромоникелевого покрытия. При толщине хромоникелевого покрытия более 0,8 мм возможно его отслоение. Поэтому для повышения прочности сцепления хромоникелевого покрытия с медной основой рассмотрена возможность исполь-

Таблица 1

Толщина нанесенных слоев исследуемых образцов

Table 1. Thicknesses of the deposited layers of the samples

Номер образца	Общая толщина нанесенных слоев, мкм			Средняя толщина Cr–Ni слоя, мкм
	средняя	минимальная	максимальная	
1	150	100	210	150
2	140	80	230	140

¹ В работе принимал участие Н.И. Крикунов.

Таблица 2

Локальный химический состав фаз, %

Table 2. Areal chemical composition of phases, %

Элемент	Cr–Ni слой		
	светлая фаза	темная фаза	серая фаза
Si	0,5	–	0,3 – 0,5
Ni	83,9 – 89,0	3,2 – 9,1	63,9 – 73,5
Cr	9,2 – 14,4	59,5 – 63,4	10,5 – 12,4
Fe	1,2 – 1,3	–	1,0 – 3,4
O	–	31,4 – 33,4	21,9 – 24,9

Таблица 3

Средние значения микротвердости, МПа

Table 3. Average values of microhardness, MPa

Номер образца	Основа	Cr–Ni слой		
		светлая фаза	темная фаза	серая фаза
1	580	2440	9970	3900
2	580	3000	9900	4100

зования алюминиевого подслоя. Повышение адгезии покрытия обеспечивается за счет взаимной диффузии алюминия и меди, а также диффузии никеля и хрома в медно-алюминиевые слои. Как и ранее, покрытие напыляли на образцы из меди М1 (образцы 3, 4).

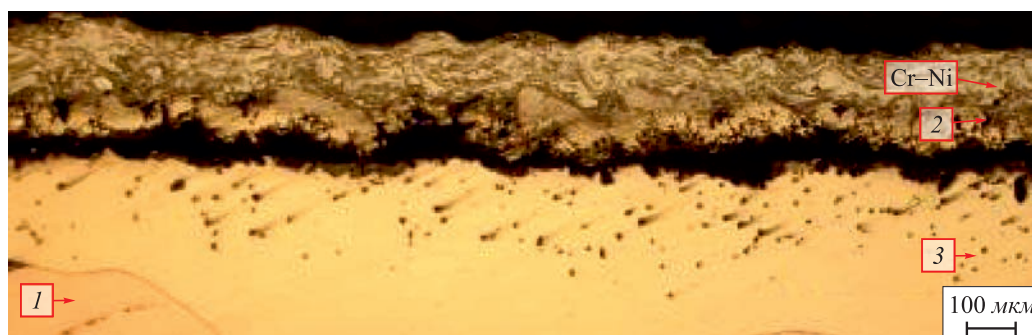


Рис. 3. Стенка кристаллизатора после напыления хромоникелевого покрытия

Fig. 3. Wall of the mold after chrome-nickel coating

В поверхностном слое покрытия образцов наблюдается Cr–Ni слой, идентичный слою на образцах 1 и 2. Под хромоникелевым слоем обнаружен двухфазный пористый слой и зона α -раствора алюминия и никеля в меди (рис. 4). В пористой зоне отмечается наличие несплошностей и пор. На обоих образцах наблюдает-

ся отслоение пористого слоя от α -фазы. Кроме того, в этих участках обнаружены продукты окисления: [Cu] = 80 %, [O] = 20 % (микронное исследование). На границе раздела «Cr–Ni слой – пористый слой» наблюдается плотное прилегание (рис. 5). Толщина слоев приведена в табл. 4.



Образец 3

Рис. 4. Образец с алюминиевым подслоем и Cr–Ni напылением:
1 – медная основа; 2 – пористый слой; 3 – α -фаза

Fig. 4. Sample with aluminum intermediate layer and Cr–Ni coating:
1 – copper base; 2 – porous layer; 3 – α -phase

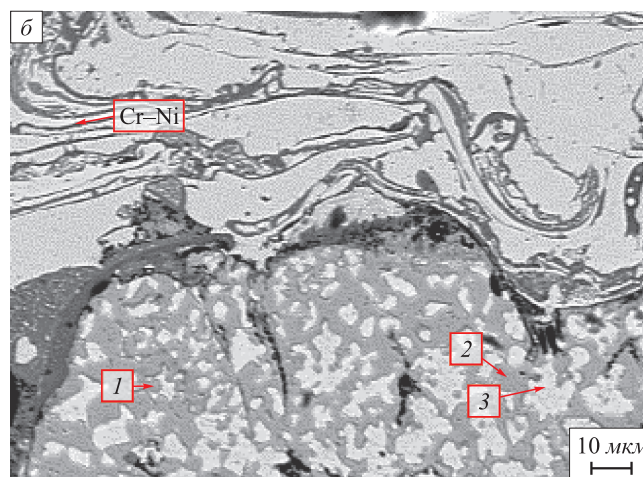
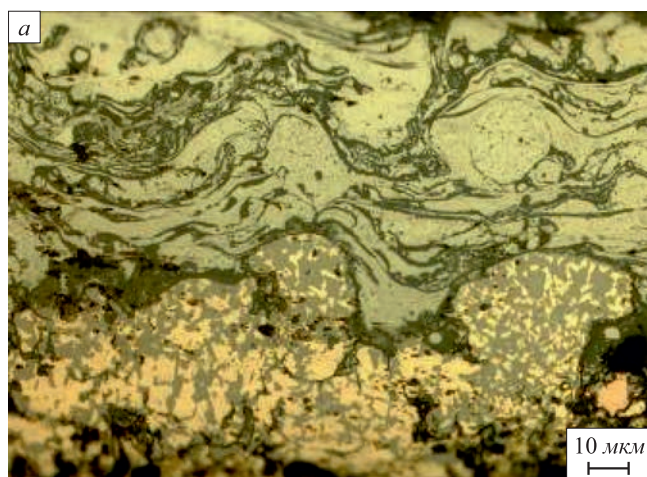


Рис. 5. Структура покрытия:
1 – пористый слой; 2 – серая фаза; 3 – светлая фаза

Fig. 5. Coating structure:
1 – porous layer; 2 – grey phase; 3 – light phase

Таблица 4

Толщина нанесенных слоев исследуемых образцов*

Table 4. Thicknesses of the deposited layers of the samples*

Номер образца	Общая толщина нанесенных слоев, мкм			Средняя толщина зоны α -фазы, мкм	Средняя толщина пористого слоя, мкм	Средняя толщина Cr–Ni слоя, мкм
	средняя	минимальная	максимальная			
3	600	550	650	340	95	130
4	600	550	650	320	95	150

* Толщина слоев указана без учета участков несплошностей.

Светлая фаза пористой зоны по составу соответствует α -фазе, но отличается большим содержанием никеля (до 6,1 %). В составе серой фазы обнаружены [Ni], [Al], [Cu], [Si], [Cr], [Fe].

Элементный состав фаз, кроме Cr–Ni слоя, представлен в табл. 5.

Элементный состав фаз Cr–Ni слоя на образцах 3, 4 полностью идентичен составу на образцах 1, 2.

Средние значения микротвердости фаз, кроме Cr–Ni слоя и медной основы, приведены в табл. 6.

Средние значения микротвердости фаз Cr–Ni слоя и медной основы на образцах 3, 4 соответствует значениям на образцах 1, 2.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Новиков И.И. Теория термической обработки металлов. – М.: Металлургия, 1986. – 480 С.
- Николаев А.К., Ашихмин Г.В. Применение жаропрочных медных сплавов в кристаллизаторах непрерывного литья слитков // Цветная металлургия. 2003. № 11. С. 28 – 36.
- Радюк А.Г., Титлянов А.Е., Украинцев А.Е. Формирование диффузионных слоев на поверхности меди и ее сплавов // Цветные металлы. 2007. № 5. С. 95 – 97.
- Зайт В. Диффузия в металлах. – М.: Металлургия, 1966. – 654 с.
- Минкевич А.Н. Химико-термическая обработка металлов и сплавов. – М.: Машиностроение, 1965. – 491 С.
- Дубинин Г.Н., Соколов В.С. Жаростойкость и коррозионная стойкость меди и бронзы после алитохромирования // Защитные покрытия на металлах. 1979. Вып. 13. С. 79 – 82.
- Ушаков С.Н., Желнин Ю.М., Алексеев А.Г. и др. Результаты применения кристаллизаторов с упрочняющим покрытием в слябовой МНЛЗ с вертикальным участком в электростале-плавильном цехе ОАО «ММК» // Горный журнал. Черные металлы. Специальный выпуск. 2012. № 3. С. 49 – 50.
- Лейрих И.В., Смирнов А.Н., Жибоедов Е.Ю., Любименко Е.Н. Особенности разрушения покрытий гильз кристаллизаторов высокоскоростных сортовых МНЛЗ // Электрометаллургия. 2007. № 4. С. 29 – 32.
- Зайцев А.А. Совершенствование тепловой работы кристаллизаторов машин непрерывного литья заготовок с защитными покрытиями рабочих стенок: Дисс. ... к-та техн. наук. – Череповец, 2005. – 104 с.
- Куклев А.В., Айзин Ю.М., Макрушин А.А. и др. Российский опыт применения покрытий на медных стенках слябовых кристаллизаторов // Сталь. 2007. № 3. С. 17 – 18.

Таблица 5

Локальный химический состав фаз

Table 5. Areal chemical composition of phases

Элемент	Химический состав фаз, %		
	α -фаза	пористый слой	
		светлая фаза	серая фаза
Al	6,4	6,4 – 7,1	22,1 – 22,8
Si	–	–	2,4
Cu	92,1	87,3 – 89,9	17,3 – 19,3
Ni	1,5	4,1 – 6,1	55,2 – 56,1
Cr	–	–	0,4 – 0,9
Fe	–	–	0,4 – 0,6

Таблица 6

Средние значения микротвердости, МПа

Table 6. Average values of microhardness, MPa

Номер образца	α -фаза	Пористый слой	
		светлая фаза	серая фаза
3	940	1900	4300
4	960	1980	3800

- Радюк А.Г., Титлянов А.Е. Совершенствование работы деталей металлургического оборудования из меди напылением газопламенных покрытий // Сталь. 2011. № 3. С. 7 – 9.
- Ильичев М.В., Исакаев Э.Х., Желобцова Г. А. и др. Эффективный метод плазменного нанесения жароизносостойкого покрытия на медную основу // Металлург. 2002. № 2. С. 55 – 57.
- Поляк М.С. Технология упрочнения: В 2-х томах. Т. 1. – М.: Машиностроение, 1995. – 832 с.
- Радюк А.Г., Титлянов А.Е., Самедов Э.М. Свойства поверхностного слоя на меди, образующегося после нанесения и термообработки алюминиевого газотермического покрытия // Изв. вуз. Цветная металлургия. 2007. № 3. С. 70 – 74.
- Герасимова А.А., Радюк А.Г., Титлянов А.Е. Создание диффузионного слоя на узких стенках кристаллизаторов МНЛЗ с использованием алюминиевого газотермического покрытия // Изв. вуз. Черная металлургия. 2015. Т. 58. № 3. С. 174 – 176.

Поступила 24 февраля 2016 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2016. Vol. 59. No. 7, pp. 443–448.

CREATION OF WEAR-RESISTANT LAYERS ON THE NARROW WALLS OF A CONTINUOUS CASTING MOLD WITH ALUMINUM AND CHROME-NICKEL GAS-THERMAL COATINGS

A.A. Gerasimova, A.G. Radyuk, A.E. Titlyanov

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

Abstract. The heat- and wear-resistant layer was created by sputtering aluminum and chromium-nickel coatings to increase service life of continuous casting mold on its narrow sides from M1 copper before the last renovation. Previously, the authors have investigated the

structure of the coatings, composition phases, hardness and microhardness of the surface layers. Chrome-nickel thermal spray coating with thickness of 0.5 – 0.6 mm was deposited on the surface of the pair of narrow walls of thick-walled mold. Machining by grinding is necessary to obtain the required cleanliness class of the walls surface, and it is required to increase the thickness of the chrome-nickel coating. When the chrome-nickel coating thickness is more, than 0.8 mm it can be detached. Therefore, to increase the adhesive strength of the chrome-nickel coating with a copper basis the use of aluminum un-

derlayer is considered. As a result, the application of a chrome-nickel coating with aluminum layer can be used to increase the resistance of the narrow walls of a continuous casting mold if there is interaction of the porous layer with α -phase or the porosity reduction of the layer.

Keywords: mold, narrow wall, aluminum and chrome-nickel gas-thermal coating, wear layer, structure, phase composition, microhardness.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-443-448

REFERENCES

1. Novikov I.I. *Teoriya termicheskoi obrabotki metallov* [Theory of heat treatment of metals]. Moscow: Metallurgiya, 1986, 480 p. (In Russ.).
2. Nikolaev A.K., Ashikhmin G.V. Use of the heat-resistant copper alloys in molds of ingots continuous casting. *Tsvetnaya metallurgiya*. 2003, no. 11, pp. 28–36. (In Russ.).
3. Radyuk A.G., Titlyanov A.E., Ukrainsev A.E. Formation of diffusion layers on the surface of copper and its alloys. *Tsvetnye metally*. 2007, no. 5, pp. 95–97. (In Russ.).
4. Seith Wolfgang. *Diffusion in Metallen. Platzwechselreaktionen*. Springer Verl., 1955. (Russ.ed.: Seith W. *Diffuziya v metallakh*. Moscow: Metallurgiya, 1966, 654 p).
5. Minkevich A.N. *Khimiko-termicheskaya obrabotka metallov i splavov* [Chemical heat treatment of metals and alloys]. Moscow: Mashinostroenie, 1965, 491 p. (In Russ.).
6. Dubinin G.N., Sokolov V.S. The heat resistance and the corrosion resistance of copper and bronze after alite chromizing. *Zashchitnye pokrytiya na metallakh*. 1979, Issue 13, pp. 79–82. (In Russ.).
7. Ushakov S.N., Zhelnin Yu.M., Alekseev A.G., Pekhterev S.V., Yarovoi V.N. The results of applying the mold with a reinforcing coating in the slab continuous casting machine with a vertical plot in the arc-furnace melting shop of JSC “MMK”. *Gornyi zhurnal. Chernye metally*. 2012, no. 3, Spec. Issue, no. 3, pp. 49–50. (In Russ.).
8. Leirikh I.V., Smirnov A.N., Zhiboedov E.Yu., Lyubimenko E.N. Features of damage of coatings of molds liners of high speed billet CCM. *Elektrometallurgiya*. 2007, no. 4, pp. 29–32. (In Russ.).
9. Zaitsev A.A. *Sovershenstvovanie teplovoi raboty kristallizatorov mashin nepreryvnogo lit'ya zagotovok s zashchitnymi pokrytiyami rabochikh stenok: diss. ... kand. tekhn. nauk* [Improvement of thermal operation of molds of continuous casting machines with protective coatings of working walls: Cand. Tech. Sci. Diss.]. Cherepovets, 2005, 104 p. (In Russ.).
10. Kuklev A.V., Aizin Yu.M., Makrushin A.A., Gudkov A.V., Serebryakov E.Yu. Russian experience with coatings on copper slab-mold walls. *Steel in Translation*. 2007, vol. 37, no. 3, pp. 264–265.
11. Radyuk A.G., Titlyanov A.E. Improving the performance of parts of metallurgical equipment from copper-coated gas-flame coatings. *Stal'*. 2011, no. 3, pp. 7–9. (In Russ.).
12. Il'ichev M.V., Isakaev E.Kh., Zhelobtsova G.A., Alekseeva L.E., Filippov G.A. Efficient method for the plasma deposition of a heat- and wear-resistant coating on a copper substrate. *Metallurgist*. 2002, vol. 46, no. 2, pp. 56–61.
13. Polyak M.S. *Tekhnologiya uprochneniya: v 2-kh t.* [Technology of hardening, vols. 1-2]. Vol. 1. Moscow: Mashinostroenie, 1995, 832 p. (In Russ.).
14. Radyuk A.G., Titlyanov A.E., Samedov E.M. The properties of the surface layer on copper, formed after application and heat treatment of aluminum thermal spray coatings. *Izv. VUZov. Tsvetnaya metallurgiya*. 2007, no. 3, pp. 70–74. (In Russ.).
15. Gerasimova A.A., Radyuk A.G., Titlyanov A.E. Creating a diffusion layer on the narrow sides of the mold of continuous casting machine using aluminum thermal spray coatings. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2015, vol. 58, no. 3, pp. 174–176. (In Russ.).

Acknowledgements. The work was performed with the participation of N.I. Krikunov.

Information about the authors:

A.A. Gerasimova, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor, Academic Secretary of the Chair “Engineering of Technological Equipment” (allochka@rambler.ru)

A.G. Radyuk, Dr. Sci. (Eng.), Professor, Leading Researcher of the Chair “Technology and Equipment for Pipe Production” (radjuk@rambler.ru)

A.E. Titlyanov, Cand. Sci. (Eng.), Senior Researcher of the Chair “Technology and Equipment for Pipe Production”

Received February 24, 2016

УДК 621.774.621.643

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПЛАСТИЧЕСКОГО ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ЛИСТОВОЙ ЗАГОТОВКИ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ СВАРНЫХ ТРУБ БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА. СООБЩЕНИЕ 1

Коликов А.П.¹, д.т.н., профессор кафедры обработки металлов давлением (arkol@mail.ru)

Звонарев Д.Ю.², к.т.н., заведующий лабораторией

Таупек И.М.³, аспирант

Кадильников С.В.¹, аспирант кафедры обработки металлов давлением

Галимов М.Р.¹, магистр кафедры обработки металлов давлением (galimov-m@mail.ru)

¹ Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»
(119049, Россия, Москва, Ленинский пр., 4)

² ОАО «Российский научно-исследовательский институт трубной промышленности «РосНИТИ»
(454139, Россия, Челябинск, ул. Новороссийская, 30)

³ Старооскольский технологический институт им. А.А. Угарова, филиал НИТУ «МИСиС»
(309516, Россия, Белгородская обл., Старый Оскол, микрорайон Макаренко, 42)

Аннотация. Представлен анализ качества сварных труб большого диаметра в зависимости от параметров и режимов формовки листовой заготовки на прессовом оборудовании. Выполнено математическое моделирование процессов с применением метода конечных элементов и представлены результаты напряженно-деформированного состояния металла при формовке трубной заготовки в прессовом оборудовании. Созданная программа для ЭВМ позволяет проводить расчет технологических параметров настройки прессового оборудования и определять величины контролируемых геометрических параметров трубной заготовки, предъявляемых в нормативных документах. Теоретические решения проверены экспериментально на сортаменте труб большого диаметра, выпускаемых на ТЭСА 1420. Данную методику рекомендовано применять для расчета параметров формовки ТБД и режимов настройки прессового оборудования, обеспечивающих уменьшение количества дефектов, вызванных геометрией прессового инструмента кромкогибочного прессы и прессы шаговой формовки.

Ключевые слова: сварные трубы большого диаметра, формовка кромки, листовая трубная заготовка, кромкогибочный пресс, пресс шаговой формовки, глубина опускания пуансона, калибровка прессового инструмента.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-455-461

Важнейшей составляющей отечественного топливно-энергетического комплекса является магистральный трубопроводный транспорт, для строительства которого используются сварные трубы большого диаметра [1 – 3].

Для прокладки сухопутных и подводных морских участков трубопроводов применяются сварные трубы диаметром 1220 и 1420 мм, толщиной стенки до 43 мм, длиной до 18,3 м повышенной эксплуатационной надежности, обеспечивающие рабочее давление в газопроводах более 10 МПа [1 – 3]. В мировой и отечественной практике трубного производства утвердился процесс получения сварных одношовных труб с формовкой на прессах по схеме JCO (в литературе встречается аббревиатура JUOE), разработанный компанией SMS Meer [4].

В последние годы ужесточились требования к качеству труб большого диаметра по геометрическим размерам концевых участков, которые выявляются при прокладке морских трубопроводов, поскольку на барже-укладчике осуществляют поперечную сварку стыков стальных труб. В работе [5] отмечено, что

в поперечном многослойном сварном шве возникают растягивающие напряжения по всей его толщине как в тангенциальном, так и в поперечном направлениях, и на качество сварного соединения оказывает влияние взаимное расположение (относительное смещение) кольцевых кромок труб [6].

В связи с этим особую важность имеют исследования по оценке напряженно-деформированного состояния металла в трубах, особенно концевых участков, а также исследования геометрических дефектов в виде отклонения от теоретической окружности, кривизны, смещения кромок и др. Основную роль в их появлении играет технология формовки (калибровка инструмента, режимы деформации) трубной заготовки, а также способы калибрования труб по внутреннему диаметру.

На практике, в случае выявления геометрических дефектов, таких как отклонение от теоретической окружности, кривизна и смещение кромок, трубы повторно направляются на операцию экспандирования. Поэтому для рассмотрения были взяты трубы, произведенные на

ТПА 1420 за четыре года (~ 200 тыс. т) и повторно прошедшие операцию экспандирования [7].

Наиболее вероятной причиной высокого процента дефектов на трубах является нерациональный профиль матрицы на прессе подгибки кромок. Например, на практике подгибку кромок на сортаменте диаметром 820 мм, 1220 мм можно осуществить на двух разных гибочных матрицах. В интервале толщин стенок от 8 до 14 мм превалирует один профиль гибочной матрицы, а свыше 14 мм – другой, которые обеспечивают различные по величине радиус и ширину прикромочной зоны листовой заготовки. В этом случае при уменьшении радиуса прикромочной зоны увеличится вероятность образования протеклов на определенном диапазоне толщин стенок трубы при технологической сварке кромок и образования высоких швов, а при увеличении радиу-

са прикромочной зоны повышается вероятность отклонения от теоретической окружности, так как при сварке внутреннего и наружного шва геометрия трубы изменяется.

По результатам анализа выявлено, что при увеличении диаметра и толщины стенки трубы процент геометрических дефектов снижается, при этом наибольшее количество геометрических дефектов (более 10 %) было отмечено на трубах типоразмера $D_T \times S_T = 559 \times 15,9$ мм (рис. 1).

Отклонение профиля сформованной трубной заготовки от требуемого профиля готовой трубы определяется также напряженно-деформированным состоянием металла по всему технологическому переделу: формовка прикромочной зоны листа → формовка листовой заготовки в *J*-образный профиль на прессе шаговой формовки → формоизменение *J*-образного профиля в *O*-образный в сборочно-сварочном стане → сварка готового профиля с наложением наружных и внутренних швов → калибрование трубы в экспандере.

Формирование качественной геометрии трубы (ГОСТ 2029-85) по технологическому переделу «лист – труба» начинается в кромкогибочном гидравлическом прессе, в котором сформованный профиль прикромочных участков трубной заготовки должен обеспечить плавное сопряжение с основным периметром трубы на прессе шаговой формовки.

На рис. 2 представлена последовательность операций подгибки кромок на прессе. После позиционирования листа в очаге деформации система управления запускает рабочий цикл прессы: на левом и правом гибочных блоках одновременно происходит подъем листовой заготовки 3 рабочими гидроцилиндрами зажимных и гибочных балок, синхронно с ними подъемные ролики поднимают лист. Подъем листа продолжается до тех пор, пока подвижная зажимная балка (траверса) 4 не подведет лист к верхней прижимной неподвижной балке (траверсе) 5 (рис. 2, б). Далее зажимные ци-

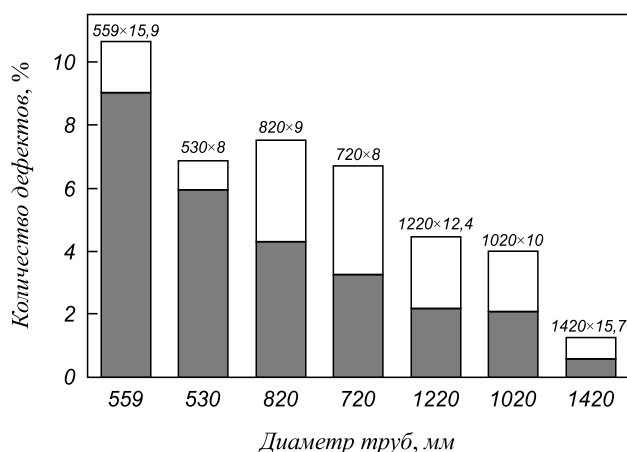


Рис. 1. Распределение геометрических дефектов в трубах большого диаметра: темная область относится к среднему значению количества дефектов, светлая – к максимальному количеству дефектов для данного типоразмера труб

Fig. 1. Distribution of geometrical defects in large diameter pipes. The shaded area refers to the average number of defects, and the open – to the maximum number of defects for a given size of pipes

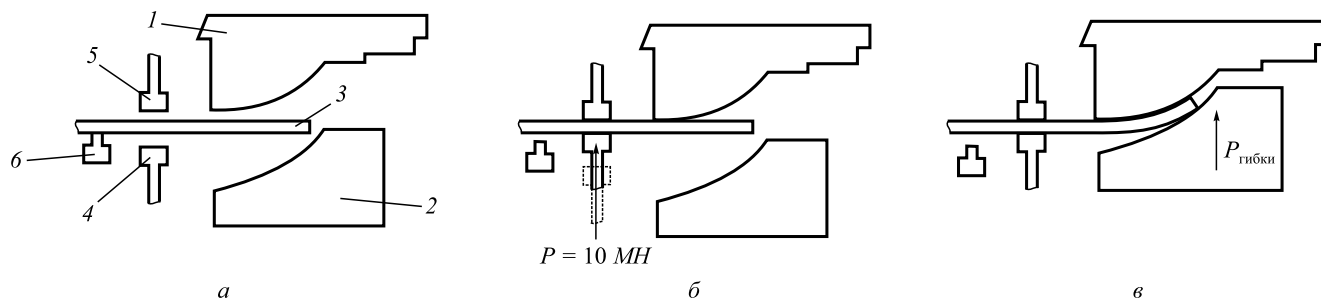


Рис. 2. Последовательность операций подгибки кромок на прессе:

а – перемещение листа по рольгангу в зону гибки; *б* – схема фиксирования листа в очаге деформации; *в* – схема формования кромки листа; 1, 2 – верхний и нижний рабочие инструменты (матрицы) соответственно; 3 – листовая трубная заготовка; 4 – подвижная зажимная траверса; 5 – неподвижная траверса; 6 – рольганг

Fig. 2. The sequence of operations of edges bending on the press:

a – moving the sheet on the roller conveyor to the bending zone; *б* – scheme of fixing the plate in the deformation zone; *в* – scheme of sheet edge forming; 1, 2 – upper and lower tools (dies) respectively; 3 – sheet round billet; 4 – movable clamping traverse; 5 – immobile traverse; 6 – roller conveyor

линдры создают необходимое усилие для зажатия листа (гидросистема поддерживает это усилие до окончания процесса гибки) и рабочие цилиндры нижней балки перемещают инструмент 2 – происходит формовка кромки листа по контуру верхнего инструмента 1 до тех пор, пока усилие гибки $P_{\text{гибки}}$ (рис. 2, в) не достигнет установленного значения. Гидросистема выдерживает давление на протяжении определенного времени, после чего производит разгрузку зажимных балок, опуская их с рабочим инструментом 2 в исходное положение. Одновременно подъемные ролики опускают лист на уровень подводящего и отводящего рольгангов 6 и в этот момент происходит распружинивание кромок в результате действия остаточных напряжений [8]. Затем лист перемещается на следующий шаг формовки и операция повторяется на всей длине листовой заготовки.

В настоящее время для получения качественных труб большого диаметра, наряду с традиционными методами разработки эффективных режимов и калибровки прессового инструмента, широко применяется аналитический метод конечных элементов [9 – 12].

В работах [13, 14] представлена разработанная авторами математическая модель (с применением метода конечных элементов) формоизменения металла на кромкогибочном прессе, а также алгоритм расчета глубины опускания пуансона, по величине которого проверяется высота подгибки кромок $H_{\text{кф}}$ после распружинивания. Это что позволяет определить, обеспечивается ли при данной калибровке инструмента и настройке кромкогибочного пресса необходимый профиль для последующего формоизменения трубной заготовки на прессе шаговой формовки.

Построение и численный анализ реализации данного метода проведены в несколько стадий: построение геометрической модели листовой заготовки и инструмента → реализация расчетных численных схем → выбор алгоритма → практическая реализация полученных результатов.

В предлагаемой модели рассматривается симметричный очаг формовки кромок с двух сторон листовой заготовки на кромкогибочном прессе. Принято, что модель деформируемого материала упругопластическая [8], контакт между листом и бойками точечный, переход от деформируемого к не деформируемому участкам происходит по касательной. Допустимое усилие пресса на один гибочный блок составляет 40 МН. При расчете в выбранной системе координат погонное усилие составляет $[P] = 8,9$ кН/мм (при рабочей длине гибочного блока 4500 мм).

Для определения высоты подгибки кромок листа и усилия выбран полный факторный эксперимент (ПФЭ) – схема $4^1 \cdot 3^1 \cdot 8^1$, количество численных экспериментов – 96.

В ПФЭ были выбраны следующие факторы: местоположение требуемого радиуса гибочной матрицы $X_i = 150, 175, 200, 220$ мм; толщина листовой заготовки

$S_{\text{л}} = S_{\text{т}} = 8,0 \dots 36$ мм с интервалом 4 мм; сопротивление деформации листовой заготовки $\sigma_{\text{т}} = 200, 450, 700$ МПа.

Для расчета геометрических размеров формуемой кромки листа применялось математическое моделирование (МКЭ) в виде программного продукта MSC Marc. По результатам расчета с использованием пакета MathCAD были получены уравнения и аппроксимирующие коэффициенты для определения высоты H и ширины подгибки кромок B в зависимости от варьируемых параметров, решение которых выполнено с помощью алгоритмов.

Ниже в качестве примера приведено одно из уравнений, по которому осуществлен расчет глубины опускания пуансона H при формовке кромок:

$$H(S_{\text{т}}, X, \sigma_{\text{т}}) = 8,094 \cdot 10^{-4} \sigma_{\text{т}} S_{\text{т}} - 1,641 \cdot 10^{-4} \sigma_{\text{т}} X - 5,921 \cdot 10^{-3} \sigma_{\text{т}} + 9,661 \cdot 10^{-3} S_{\text{т}} X + 3,132 \cdot 10^{-3} X^2 - 0,599 X + 0,124 S_{\text{т}} - 0,023 S_{\text{т}}^2 + 37,591. \quad (1)$$

Проверка соответствия расчетного значения высоты подгибки кромок $H_{\text{расч}}$ прикромочной зоны заготовки проведена путем сравнения с фактическим значением измеренной величины $H_{\text{факт}}$ после ее распружинивания при изготовлении труб различного сортамента (см. таблицу).

Сравнение результатов расчета геометрических размеров прикромочной зоны после разгрузки (после распружинивания) с фактическими данными геометрических параметров данного типоразмера труб показало хорошую сходимость.

С помощью численного моделирования были определены усилия на кромкогибочном прессе. Использовался программный продукт MSC Marc и полный факторный эксперимент со схемой $4^1 \cdot 3^1 \cdot 8^1$, в виде ограничения – погонное усилие $[P] = 8,9$ кН/мм. В качестве факторов использовались следующие параметры: X_i – местоположение требуемого радиуса на рабочем диапазоне верхней гибочной матрицы со значениями 150, 175, 200, 220 мм; $S_{\text{т}}$ – толщина листовой заготовки с пределами изменения величин от 8 до 36 мм и интервалом 4 мм; $\sigma_{\text{т}}$ – предел текучести листовой заготовки со значениями 200, 450 и 700 МПа.

Для каждого типа гибочных матриц кромкогибочного пресса для расчета усилий определены регрессионные уравнения, например для гибочной матрицы № 3:

$$P(S, X, \sigma_{\text{т}}) = 405,41 \cdot 10^{-3} \sigma_{\text{т}} S - 1,74 \cdot 10^{-3} \sigma_{\text{т}} X - 1,79 \sigma_{\text{т}} - 216,13 \cdot 10^{-3} S X + 874,34 \cdot 10^{-3} X + 70,94 S - 269,79; \quad (2)$$

для гибочной матрицы № 4:

$$P(S, X, \sigma_{\text{т}}) = 348,76 \cdot 10^{-3} \sigma_{\text{т}} S - 14,04 \cdot 10^{-3} \sigma_{\text{т}} X - 856,35 \cdot 10^{-6} \sigma_{\text{т}}^2 + 1,85 \sigma_{\text{т}} - 378,8 \cdot 10^{-3} S X - 2,65 \cdot 10^{-9} X^2 + 6,86 X - 6,77 S + 2,31 S^2 - 553,16. \quad (3)$$

Результаты расчеты высоты подгибки кромки заготовки после ее распружинивания, полученные при изготовлении труб различного сортамента (A – расстояние между матрицами на левой и правой стороне листа)

Results of the calculations of the height of billet edge bending after its rebound obtained at manufacture of pipes of various assortment (A – the distance between the dies on the left and right side of the sheet)

Типоразмер труб, $D_t \times S_r$, мм	Класс/категория прочности труб	A , мм	$H_{\text{расч}}$, мм	$H_{\text{факт}}$, мм	Относительная ошибка, %
530 × 10	K60	1263	41	38 – 42	2,4 – 7,9
630 × 16	K52	1445	56	55 – 58	1,8 – 6,5
720 × 12	K54	1779	42	40 – 43	2,3 – 5,0
820 × 16	K52	1886	78	75 – 81	3,7 – 4,0
1020 × 13	K52	2629	48	46 – 48	0 – 4,3
1220 × 19	K52	3017	78	75 – 82	4,0 – 4,9
1420 × 19	K60	3764	47	45 – 49	4,1 – 4,4

На рис. 3 приведены результаты расчета погонного усилия подгибки кромок по уравнению (3), анализ которых показывает, что при одной и той же настройке кромкогибочного пресса ($X = \text{const}$) с увеличением толщины стенки листовой заготовки S_t разность по усилию увеличивается в интервале механических свойств одной марки стали, а при увеличении размера X погонное усилие подгибки снижается. Аналогичные результаты получены для всего комплекта гибочных матриц, существующих на ТЭСА1420, с определением предельных величин погонных усилий, при которых процесс подгибки кромок не рекомендуется осуществлять. Например, для гибочной матрицы № 4 эти параметры находятся в интервале толщин от 41 до 44 мм; предела текучести $\sigma_t = 630 - 700$ МПа; местоположение требуемого радиуса X от 180 до 320 мм.

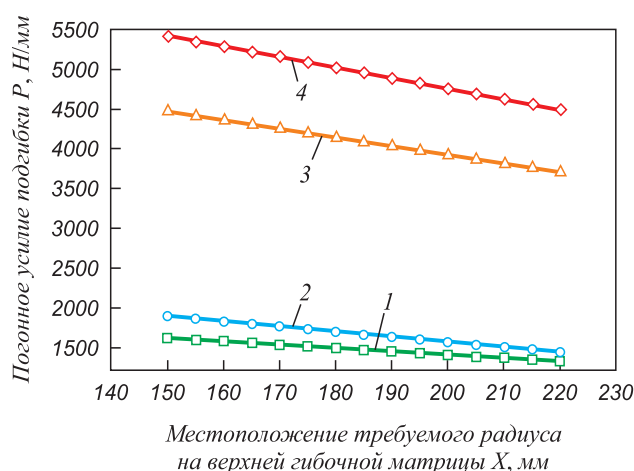


Рис. 3. Изменение погонного усилия подгибки в пределах одной марки стали при:

1 – $S_t = 8$ мм, $\sigma_t = 450$ МПа; 2 – $S_t = 8$ мм, $\sigma_t = 558$ МПа;
3 – $S_t = 20$ мм, $\sigma_t = 450$ МПа; 4 – $S_t = 20$ мм, $\sigma_t = 558$ МПа

Fig. 3. Change of hem efforts within the same steel grade at:

1 – $S_{\text{UTS}} = 8$ мм, $\sigma_{\text{UTS}} = 450$ МПа; 2 – $S_{\text{UTS}} = 8$ мм, $\sigma_{\text{UTS}} = 558$ МПа;
3 – $S_{\text{UTS}} = 20$ мм, $\sigma_{\text{UTS}} = 450$ МПа; 4 – $S_{\text{UTS}} = 20$ мм, $\sigma_{\text{UTS}} = 558$ МПа

Из анализа полученных регрессионных уравнений усилия подгибки были определены диапазоны соотношений толщин стенок, механических свойств и местоположения радиуса, при которых процесс подгибки кромок осуществляется нестабильно. Так, например, при формовке на гибочной матрице № 2 (см. рис. 3) кромки листа с пределом текучести от 630 до 700 МПа, в интервале толщин стенок от 32 до 36 мм и радиусом верхней гибочной матрицы от 150 до 175 мм гибку кромок не рекомендуется проводить. В результате аналитических расчетов установлено, что при подгибке кромок листа на всем диапазоне варьируемых параметров выполняется условие возможности изготовления труб на ТЭСА 1420. При этом максимальное усилие подгибки меньше предельно допустимого усилия пресса на 15,5 %.

Известно, что на качество труб (его допустимых геометрических характеристик по профилю) влияет неравномерность напряженно-деформированного состояния и остаточные напряжения в металле, возникающие в процессе формовки листовой заготовки и при дальнейших операциях изготовления труб [5, 8, 12].

Ниже приведены результаты компьютерного моделирования напряженно-деформированного состояния в программном комплексе DEFORM-3D формируемой кромки листовой заготовки. На рис. 4 показаны схема сборки модели и элементы конечно-элементной сетки, которая состояла из 35 800 элементов. Время расчета операции подгибки кромок составило 3 ч.

Распределение эквивалентных напряжений и интенсивности напряжений при подгибке кромок и после распружинивания показано рис. 5, 6.

Расчет интенсивности напряжений (см. рис. 6) производился по формуле [8]

$$\sigma_{\text{и}} = \sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}, \quad (4)$$

где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – главные нормальные напряжения.

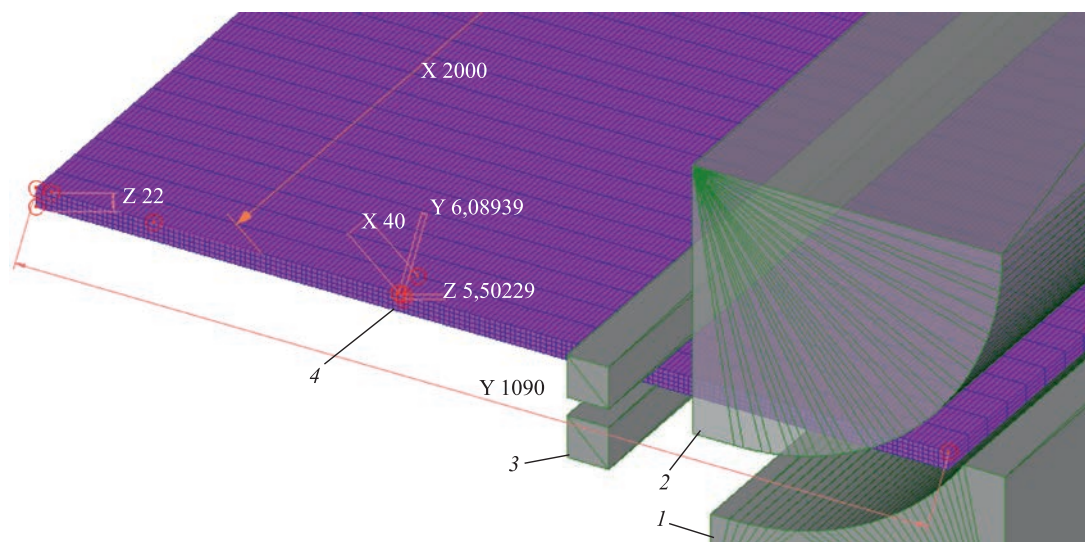


Рис. 4. Размеры заготовки и элемента сетки:

1, 2 – нижний и верхний деформирующие инструменты соответственно; 3 – прижимные планки; 4 – листовая заготовка

Fig. 4. Dimensions of the blank and the grid element:

1, 2 – lower and upper deforming tools respectively; 3 – clamp bars; 4 – sheet billet

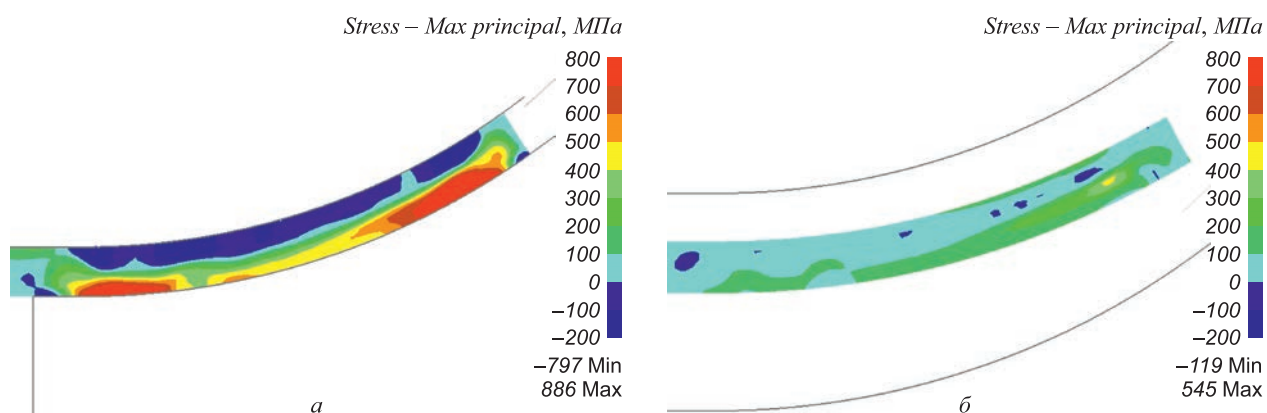


Рис. 5. Распределение эквивалентных напряжений:

a – в конце операции подгибки кромок; *б* – после распружинивания кромок

Fig. 5. Distribution of equivalent stress:

a – at the end of edges bending; *б* – after edge rebound

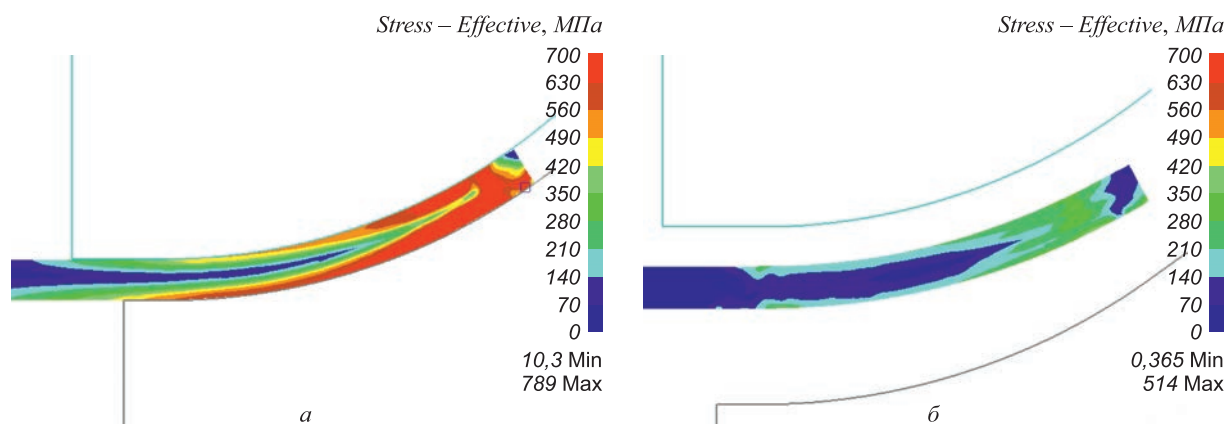


Рис. 6. Распределение интенсивности напряжений:

a – в конце операции подгибки кромок; *б* – после распружинивания кромок

Fig. 6. Distribution of the stress intensity:

a – at the end of edges bending; *б* – after edge rebound

Рис. 7. Общий вид диалогового окна для расчета технологических параметров

Fig. 7. General view of the dialog window for technological parameters calculations

Анализ результатов по распределению напряженного состояния кромки показал, что характер распределения $\sigma_{\text{экв}}$ по ширине кромки неравномерный, при этом максимальные остаточные напряжения составляют $0,70 - 0,75\sigma_T$. Это может привести к не параллельности соединения кромок в сборочно-сварочном стане и некачественному наложению продольного сварного шва кромок.

Результаты формализации полученных алгоритмов и математической модели расчета параметров сформированной кромки листовой заготовки для получения любого типоразмера труб $D_T \times S_T$ представляются в виде автоматизированной системы расчета и данных в текстовом формате (MS Word) (рис. 7) [15].

Исходными данными являются следующие параметры: диаметр трубы, толщина стенки и класс прочности трубы или марка стали.

Программный продукт предназначен как для составления технологических карт на требуемый сортament, так и для анализа возможности производства данного сортамента труб и определения профиля трубной заготовки при фактических ходах пуансона на кромкогибочном прессе.

Предусмотрено представление полученных данных в текстовом формате (MS Word) и архивация данных.

Применение программы позволяет в несколько раз сократить время на составление технологических карт по изготовлению прямошовных сварных труб большого диаметра на ТЭСА 1420.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Эфрон Л.И. Металловедение в «большой» металлургии. Трубные стали. – М.: Металлургиздат, 2012. – 696 с.
2. Katsumi M., O. Kenji O. Steel Products for Energy Industries // JFE Technical Report. 2013. Vol. 43. No. 18 (March). P. 1 – 11.

3. Осадчий В.Я., Коликов А.П. Производство и качество стальных труб. – М.: Изд-во МГУПИ, 2012. – 370 с.
4. Дерикс В., Гензер Б. Новые технологии экономичного и гибкого производства труб большого диаметра // Тр. XIII Междунар. науч.-практ. конф. «Трубы-2005». Ч. 1. – Челябинск: ОАО «РосНИТИ», 2005. С. 105 – 108.
5. Хажинский Г.М. Механика мелких трещин и надежность элементов трубопроводов. – М.: ИНЭК, 2007. – 295 с.
6. Kishiguchi T., Hosoda H., Ikuno Y. etc. Pipe end round equipment and control system (PER-FECTS) // Chin-Niittsu-Sumikin Engineering Gino. 2013. Vol. 4. P. 39 – 45. Яп.
7. Звонарев Д.Ю. Совершенствование процессов подгибки кромок и шаговой формовки сварных труб большого диаметра для обеспечения высокой точности размеров и форм: Дис. ... канд. техн. наук. – Челябинск, 2015.
8. Коликов А.П., Романцев Б.А. Теория обработки металлов давлением: Учебник для вузов. – М.: Изд. Дом МИСиС, 2015. – 451 с.
9. Чернявский А.О. Метод конечных элементов. Основы практического применения. – М.: Машиностроение, 2007. – 106 с.
10. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением. Численные методы. // В.Н. Данченко, А.А. Миленин, В.И. Кузьменко, В.А. Гринкевич. – Днепропетровск: Системные технологии, 2005. – 448 с.
11. Селезнев В.Е., Алешин В.В., Прялов С.Н. Основы численного моделирования магистральных трубопроводов / Под ред. В.Е. Селезнева. 2-е изд., перераб. и доп. – М.: МАКС Пресс, 2009. – 436 с.
12. Lifeng F., Ying G., Qiang L., Xu H. Quality Control on Crimping of Large Diameter Welding Pipe // Chinese Journal of Mechanical Engineering. 2012. Vol. 25. No. 6. P. 1264 – 1274.
13. Осадчий В.Я., Гаас Е.А., Звонарев Д.Ю., Коликов А.П. Математическая модель формоизменения листовой заготовки при производстве сварных труб большого диаметра // Сталь. 2014. № 5. С. 63 – 67.
14. Звонарев Д.Ю., Осадчий В.Я., Романцов А.Н., Коликов А.П. Разработка математической модели формовки листовой заготовки для повышения качества сварных труб большого диаметра // Черные металлы. 2015. № 4. С. 34 – 39.
15. ZV JCO: Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2013660023 / Д.Ю. Звонарев; заявл. 27.08.2013; опублик. 20.12.2013.

MATHEMATICAL MODEL OF PLASTIC FORMING OF THE SLAB FOR LARGE DIAMETER WELDED PIPES. REPORT 1

A.P. Kolikov¹, D.Yu. Zvonarev², I.M. Taupek³, S.V. Kadil'nikov¹, M.R. Galimov¹

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

² Russian Scientific Research Institute of the Pipe Industry, Chelyabinsk, Russia

³ Sary Oskol Technological Institute of National University of Science and Technology "MISiS", Sary Oskol, Russia

Abstract. The analysis of quality of large diameter welded pipes depending on the parameters and modes of the slab forming on press equipment is presented. Mathematical modeling of the processes was performed using the finite element method. The results of the stress-strained state of metal during round billet forming billets in forging equipment are shown. Established computer program allows calculating of process parameters settings of press equipment to determine the value of controlled geometric parameters of round billets, required in the regulations. The theoretical solutions were experimentally tested on assortment of large diameter pipes, produced at TESA 1420. It is recommended to use this method to calculate the LDP forming parameters and pressing equipment settings that allows reducing the number of defects caused by the geometry of the flanging press and JCO-press.

Keywords: large diameter welded pipe, forming, edge, round billet, flanging press, JCO-press, depth of punch lowering, calibration of press instrument.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-455-461

REFERENCES

1. Efron L.I. *Metallovedenie v «bol'shoy» metallurgii. Trubnye stali* [Metallography in "large" metallurgy. Pipe steels]. Moscow: Metallurgizdat, 2012, 696 p. (In Russ.).
2. M. Katsumi, O. Kenji. Steel products for energy industries. *JFE Technical Report*. 2013, vol. 43, no. 18, pp. 1–11.
3. Osadchii V.Ya., Kolikov A.P. *Proizvodstvo i kachestvo stal'nykh trub* [Production and quality of steel pipes]. Moscow: Izdatel'stvo MGUPi, 2012, 370 p. (In Russ.).
4. Deriks V., Genzer B. New technologies of cost-effective and flexible production of large diameter pipes. In: *Trudy XIII Mezhdunar. nauch.-prakt. konf. "Truby-2005"* [Proceedings of the XIII Intern. Sci.-Pract. Conf. "Pipes-2005"]. Part. 1. Chelyabinsk: OAO "Ros-NITi", 2005, pp. 105–108. (In Russ.).
5. Khazhinskii G.M. *Mekhanika melkikh treshchin i nadezhnost' elementov truboprovodov* [Mechanics of small cracks and reliability of pipeline components]. Moscow: INEK, 2007, 295 p. (In Russ.).
6. T. Kishiguchi, H. Hosoda, Y. Ikuno etc. Pipe end round equipment and control system (PER-FECTS). *Chin-Niittetsu-Sumikin Engineering Gino*. 2013, vol. 4, pp. 39–45.
7. Zvonarev D. Yu. *Sovershenstvovanie protsessov podgibki kromok i shagovoi formovki svarnykh trub bol'shogo diametra dlya obespecheniya vysokoi tochnosti razmerov i form*. Diss. kand. tech. nauk [Process improvement of pre-banding and step molding of welded pipes of large diameter to ensure high accuracy of dimensions and shapes. Cand. Tech. Sci. Diss.]. Chelyabinsk, 2015. (In Russ.).
8. Kolikov A.P., Romantsev B.A. *Teoriya obrabotki metallov davleniem. Uchebn.* [Theory of metal processing by pressure. Textbook]. Moscow: Izd. Dom MISiS, 2015, 451 p. (In Russ.).
9. Chernyavskii A.O. *Metod konechnykh elementov. Osnovy prakticheskogo primeneniya* [Finite element method. Fundamentals of practical application]. Moscow: Mashinostroenie, 2007, 106 p. (In Russ.).
10. Danchenko V.N., Milenin A.A., Kuz'menko V.I., Grinkevich V.A. *Komp'yuternoe modelirovanie protsessov obrabotki metallov davleniem. Chislennyye metody* [Computer simulation of processes of metal forming. Numerical methods]. Dnepropetrovsk: Sistemnye tekhnologii, 2005, 448 p. (In Russ.).
11. Seleznev V.E., Aleshin V.V., Pryalov S.N. *Osnovy chislennogo modelirovaniya magistral'nykh truboprovodov* [Basics of numerical modeling of pipelines]. Seleznev V.E. ed. Moscow: MAKSS Press, 2009, 436 p. (In Russ.).
12. Lifeng F., Ying G., Qiang L., Xu H. Quality control on crimping of metal forming. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*. 2012, vol. 25, no. 6, pp. 1264–1274.
13. Osadchii V.Ya., Gaas E.A., Zvonarev D.Yu., Kolikov A.P. Shaping of thick sheet in the production of welded large-diameter pipe. *Steel in Translation*. 2014, no. 5, pp. 374–378.
14. Zvonarev D.Yu., Osadchii V.Ya., Romantsov A.N., Kolikov A.P. Development of mathematical model of forming of a sheet material to improve the quality of welded pipes of large diameter. *Chernye metally*. 2015, no. 4, pp. 34–39. (In Russ.).
15. Zvonarev D.Yu. *ZV JCO*. Certificate of state registration of computer program no. 2013660023, publ. 20.12.2013. (In Russ.).

Information about the authors:

A.P. Kolikov, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Metal Forming" (apkol@mail.ru)

D.Yu. Zvonarev, Cand. Sci. (Eng.), Head of the Laboratory

I.M. Taupek, Postgraduate

S.V. Kadil'nikov, Postgraduate of the Chair "Metal Forming"

M.R. Galimov, MA Student of the Chair "Metal Forming"

(galimov-m@mail.ru)

Received April 06, 2016

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ ОСАДИТЕЛЬНЫХ КАМЕР ДЛЯ УЛАВЛИВАНИЯ ПЫЛИ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО ПРОИЗВОДСТВА

Мулявко В.И.¹, д.т.н., профессор кафедры физики (muwali2012@yandex.ru)

Олейник Т.А.¹, д.т.н., профессор, зав. кафедрой обогащения
полезных ископаемых (taoliynik@gmail.com)

Ляшенко В.И.², к.т.н., старший научный сотрудник (vi_lyashenko@mail.ru)

Кириченко А.М.¹, к.т.н., доцент кафедры экологии (legus_1984@mail.ru)

Олейник М.О.¹, аспирант кафедры обогащения полезных ископаемых (lpumrmax@gmail.com)

¹ Криворожский национальный университет
(50027, Украина, Кривой Рог, ул. Виталия Матусевича, 11)

² ГП «УкрНИПИИПромтехнологии»
(52204, Украина, Днепропетровская обл., Желтые Воды, ул. Петровского, 37)

Аннотация. Приведены основные научные и практические результаты повышения эффективности работы камер для улавливания пыли металлургического производства на основе разработки и внедрения аппаратов нового поколения, способных улучшить охрану окружающей среды и условия труда рабочих, уменьшить потери полезного продукта. Описан анализ и дана оценка технологий и технических средств повышения эффективности работы пылеосадительных камер. Дано теоретическое обоснование механизма осаждения пыли в осадительных камерах, получены результаты лабораторных исследований их эффективности с волоконными шторами и инерционного осаждения аэрозоля на волоконную штору. Предложен новый механизм осаждения пыли в осадительных камерах, а также влияние электрического заряда частицы и волокна на эффективность осаждения пыли в камере. Получены выражения для степени инерционного и диффузионного осаждения частиц пыли на тонком цилиндрическом волокне и правильной системе вертикальных волокон (волокна в шторке расположены на одинаковых расстояниях).

Ключевые слова: эффективность, осадительные камеры, пыль, утилизация, металлургическое производство.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-456-464

Процесс получения готовой продукции горнорудными предприятиями связан с выделением большого количества пыли, объема которой резко возрастут с вынужденным переходом к добыче и обогащению бедных кварцитов, содержащих повышенное количество свободного диоксида кремния и имеющих высокую прочность, а также с предпочтением сухих технологий переработки горной массы, что связано с тенденцией снижения использования пресной воды в промышленности [1]. Мокрое извлечение уловленной пыли и выбросы ее в атмосферу приводят к потерям (5 – 10 % от исходного материала) полезного продукта на обогатительных фабриках [2 – 4]. Поэтому повышение эффективности работы осадительных камер для улавливания пыли металлургического производства на основе разработки и внедрения аппаратов нового поколения, способных улучшить охрану окружающей среды и условия труда рабочих, уменьшить потери полезного продукта – важная научная, практическая и социальная задача.

Задачами исследования являются:

- анализ технических и эксплуатационных характеристик существующих пылеуловителей и средств для снижения выбросов пыли в атмосферу и современные методы пылеочистки;

- создание теоретических основ инерционного пылеулавливания и определение параметров дополнительных осадительных поверхностей, обеспечивающих выход пылевых частиц из турбулентного потока в ламинарный для исключения вторичного выноса пыли из аппарата.

Для решения поставленных задач авторы использовали комплексный метод, включающий анализ литературных источников, методы теоретических обобщений физических свойств пыли, физическое и математическое моделирование, результаты лабораторных и промышленных исследований, выполнение расчетов и технико-экономических обоснований, промышленные и экспериментальные исследования на полигонах по стандартным методикам.

Анализ и оценка технологий и технических средств повышения эффективности работы пылеосадительных камер

Авторами установлено, что пыль выносятся в воздух рабочих помещений, а не осевшая в аппаратах пылеосаждения выбрасывается в атмосферу и загрязняет ее. Часть пыли остается в готовом продукте, что

ухудшает его качество и требует дополнительных процессов удаления пылеобразного материала, промывку, дешламацию и т. д. Кроме того, пыль является ценным продуктом, поскольку по своему составу повторяет перерабатываемый продукт (для руды содержание железа в пыли может быть и выше из-за разной крепости ее и пустой породы). Высокая запыленность воздуха в цехах по переработке горной массы не только ухудшает условия труда рабочих, но и в ряде случаев может привести к тяжелым профессиональным легочным заболеваниям, в том числе к силикозу. Из простейших пылеулавливающих аппаратов наибольшей стабильностью в работе обладают гравитационные пылеосадительные камеры. Они могут быть сооружены из общедоступных, не дорогих материалов (металл, дерево, кирпич и т.д.) и экономичны в эксплуатации. Изменение аэродинамических параметров аспирационных систем в процессе их эксплуатации не снижает коэффициент очистки в камерах, как это имеет место в циклонах, а наоборот, повышает его, что объясняется уменьшением скорости воздуха в камере. Ввиду небольших скоростей движения пылевоздушных потоков в камерах, абразивность пыли не влияет на срок их службы (циклоны же истираются уже за 5 – 6 месяцев), а низкое аэродинамическое сопротивление позволяет использовать низконапорные, более экономичные вентиляторы. Имея все перечисленные выше преимущества в сравнении с циклонами, пылевые камеры обладают и существенными недостатками: требуют для размещения больших, чем циклоны, площадей и имеют значительно ниже эффективность очистки, особенно для мелкой пыли [5 – 7].

Механизм осаждения пыли в пылеосадительных камерах

Если запыленный газ, движущийся с определенной скоростью по газоходу, ввести в камеру, имеющую большую, чем газоход площадь поперечного сечения (рис. 1), то в камере скорость газа резко уменьшится, например до величины $U = vbhS_x^{-1}$ (здесь U , v – скорость потока в камере и входном патрубке, м/с; b и h – ширина и высота камеры, м; S_x – площадь поперечного сечения камеры, m^2 в сечении x).

В этих условиях содержащаяся в газе пыль начинает выпадать под действием силы тяжести. Пусть частицы представляют собой сферы, концентрация которых n в некотором сечении камеры остается постоянной. Тогда поток частиц через некоторую площадку $b dx$ (см. рис. 1) в дне камеры будет равен

$$dI = nb dx v_y dt, \quad (1)$$

где v_y – проекция скорости частицы, обусловленная силой тяжести и силой сопротивления среды движению частицы, м/с, которая определяется уравнением динамики движения частицы

$$\begin{cases} \frac{dv_x}{dt} = \frac{3}{4} \psi \frac{(U - v_x) \rho_r}{d_q \rho_q}, \\ \frac{dv_y}{dt} = \frac{3}{4} \psi \frac{v_y \rho_r}{d_q \rho_q} - g. \end{cases} \quad (2)$$

Используя формулу Стокса

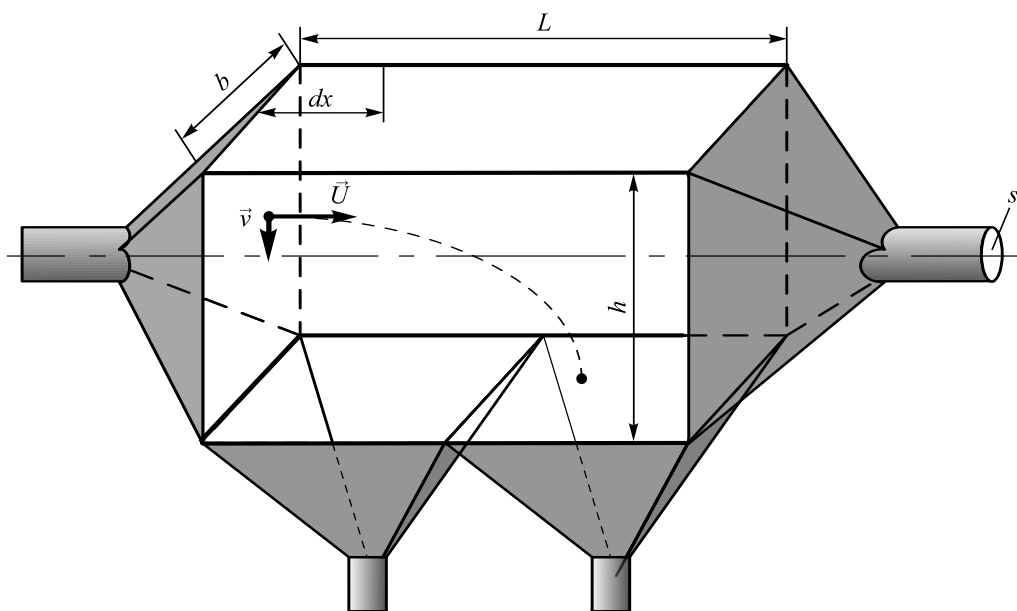


Рис. 1. Схема пылеосадительной камеры:
 L – длина камеры; S_r – площадь сечения газохода (далее обозначения в тексте)

Fig. 1. Scheme of dust collection chamber:
 L – length of the chamber; S_r – sectional area of the duct (notation in text)

$$F_C = 3\pi\mu_r d_q v_q, \quad (3)$$

разделяя переменные в дифференциальном уравнении (2) и интегрируя его, получим для скорости частиц у дна камеры выражение

$$v_x = \tau g \left[1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \right], \quad (4)$$

где μ_r – динамическая вязкость среды, Па·с; ψ – коэффициент лобового сопротивления частицы; ρ_q – плотность частицы, кг/м³; τ – инерционный параметр частицы, равный

$$\tau = d_q^2 \rho_q (18\mu_r)^{-1}. \quad (5)$$

Поток частиц через поперечное сечение камеры hb в этом месте

$$I = nhbUdt, \quad (6)$$

тогда эффективность осаждения частиц на участке dx камеры

$$\eta_l = \frac{dI}{I} = \frac{v_x dx}{hU}, \quad (7)$$

а их проскок

$$\xi = 1 - \eta_l = 1 - \frac{v_x dx}{hU}. \quad (8)$$

Преобразовав выражение (8) до вида второго замечательного предела, получим

$$\xi = \exp\left(-\frac{v_x dx}{hU}\right). \quad (9)$$

Суммарный проскок частиц через всю камеру рассчитаем интегрированием с учетом времени полета частицы через всю камеру $t = x/U$

$$\xi = \exp\left[-\frac{\tau g}{hU} \left(L + \tau U \exp\left(-\frac{L}{\tau U}\right) - \tau U \right) \right]. \quad (10)$$

Для частиц диаметром в пределах от 1 до 100 мкм величина $\exp\left(-\frac{L}{\tau U}\right)$ стремится к единице, поэтому эффективность улавливания в этом интервале может определиться выражением

$$\eta = 1 - \xi = 1 - \exp\left(-\frac{\tau g L}{hU}\right). \quad (11)$$

Эффективность камеры зависит от ряда параметров: физико-механических свойств пыли (диаметра частиц, их плотности, формы и т.д.), размеров камеры и скорости очищаемого потока. Изменяя эти параметры,

можно добиться увеличения степени очистки воздуха от пыли в камере. Так, например, при установке внутри камеры горизонтальных или наклонных полок увеличивается отношение длины камеры к высоте падения частиц. В этом случае возникают проблемы с регенерацией этих полок. Подсчитаем по формуле (11) эффективность улавливания пыли различных размеров и плотности (2544 кг/м³ и 7134 кг/м³) пылеосадительной камерой, которая состоит из одинаковых модулей шириной 4,84 м, высотой 4,68 м и длиной 3,0 м. Максимальная длина камеры из четырех модулей составляет 12 м, т. е. четыре последовательно подсоединенных модуля. Кроме того, внутри камеры размещены восемь горизонтальных полок, благодаря чему высота осаждения частиц пыли уменьшается до 0,5 м (табл. 1).

Здесь относительно легкая пыль плотностью 2544 кг/м³ плохо улавливается в камере, даже если ее длина равна 12 м. Наличие полок увеличивает степень улавливания частиц диаметром, например, 8 мкм в 10 раз. Это относится к более тяжелой пыли плотностью 7134 кг/м³. Авторами доказана эффективность пылеулавливания камерой частиц размером 3 – 5 мкм до уровня циклонов. Другим способом увеличения эффективности пылеулавливания камерой является укрупнение частиц пыли путем их коагуляции. Скорость осаждения (витания) частиц пропорциональна квадрату их диаметра:

$$v_y = g d_q^2 \rho_q (18\mu_r)^{-1} = g\tau. \quad (12)$$

Одним из способов ускорения процесса коагуляции пылевых частиц является размещение на пути их движения различных проницаемых преград, которые способны сильно электризоваться и создавать в рабочей зоне аппарата электростатическое поле. Это могут быть шторы из вертикально свисающих, не закрепленных внизу капроновых волокон, для которых характерна высокая механическая прочность. Такая штора, приобретая электрический заряд, замедляет движение одноименно с нею заряженных частиц и ускоряет движение разноименно заряженных, что обеспечивает хорошие условия для градиентной коагуляции. Кроме того, электрическое поле увеличивает эффективность инерционного осаждения частиц, имеющих противоположный по знаку заряд, и ускоряет контактную коагуляцию их на волокне. Образовавшиеся агрегаты частиц попадают в бункер аппарата с большей вероятностью. Регенерацию шторы можно осуществить периодическим встряхиванием [8 – 9].

Не исключена возможность и отскока частицы от волокна, но и в этом случае вероятность осаждения ее в бункер увеличивается, так как, потеряв скорость или изменив ее в противоположном потоку направлении, ей потребуется определенное время для восстановления прежней скорости. За это время она успеет опуститься ниже на некоторое расстояние. Авторами выбраны эти два способа повышения эффективности работы пыле-

Эффективность пылеулавливания гравитационной камерой

Table 1. Efficiency of dust collection by gravity chamber

Диаметр частиц, мкм	Эффективность без полок/ с полками, %											
	Один модуль			Два модуля			Три модуля			Четыре модуля		
	0,25	0,35	0,45	0,25	0,35	0,45	0,25	0,35	0,45	0,25	0,35	0,45
плотность 2544 кг/м ³												
1	0,02	0,01	0,01	0,04	0,03	0,02	0,06	0,04	0,03	0,08	0,06	0,04
	0,19	0,13	0,10	0,38	0,27	0,21	0,56	0,40	0,31	0,75	0,54	0,42
2	0,19	0,06	0,04	0,16	0,11	0,09	0,24	0,17	0,13	0,32	0,23	0,18
	0,75	0,54	0,42	1,50	1,07	0,83	2,24	1,60	1,25	2,97	2,13	1,66
4	0,20	0,23	0,18	0,64	0,46	0,36	0,96	0,69	0,53	1,28	0,92	0,71
	2,57	2,13	1,66	5,85	4,22	3,29	8,65	6,25	4,90	11,36	8,25	6,48
8	1,28	0,92	0,71	2,54	1,82	1,42	3,79	2,72	2,12	5,02	3,61	2,82
	11,36	8,25	6,48	21,43	15,83	12,54	30,36	22,77	18,21	38,27	29,15	23,51
16	5,02	3,61	2,82	9,79	7,10	5,57	14,33	10,46	8,23	18,63	13,69	10,82
	38,27	29,15	23,51	61,90	49,80	41,49	76,48	64,43	55,25	85,48	74,80	65,77
32	18,63	13,69	10,82	33,79	25,51	20,47	45,12	35,71	29,08	56,16	44,51	36,75
	85,48	74,80	65,77	97,89	93,65	88,28	99,69	98,40	95,99	99,96	99,50	98,63
64	56,16	44,51	36,75	80,78	69,21	60,00	91,57	82,92	74,70	96,31	90,52	84,60
	99,96	99,60	98,63	100,00	100,00	99,98	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00
плотность 7134 кг/м ³												
1	0,07	0,04	0,03	0,11	0,08	0,06	0,17	0,12	0,09	0,23	0,16	0,13
	0,53	0,38	0,29	1,05	0,75	0,59	1,57	1,26	0,88	2,09	1,50	1,17
2	0,23	0,16	0,13	0,45	0,32	0,25	0,68	0,48	0,38	0,90	0,50	0,64
	2,09	1,50	1,11	4,14	2,97	2,32	6,14	4,43	3,46	8,11	4,59	5,86
4	0,90	0,64	0,50	1,79	1,28	1,00	2,67	1,92	1,49	3,55	1,99	2,55
	8,11	5,86	4,59	15,56	11,38	8,97	22,40	16,57	13,14	28,70	17,13	21,46
8	3,54	2,55	1,99	6,97	5,03	3,94	10,27	7,45	5,84	13,46	9,81	7,72
	28,70	21,46	17,13	49,15	38,32	31,32	63,75	51,55	43,09	74,15	61,95	52,84
16	13,46	9,81	7,72	25,10	18,66	14,84	35,19	26,63	21,41	43,91	27,47	33,83
	74,15	61,95	52,84	93,31	85,52	77,76	98,27	94,49	89,51	99,55	95,05	97,90
32	13,91	33,53	27,47	68,53	56,22	47,76	82,61	71,03	66,76	90,10	80,83	72,33
	99,55	97,90	95,05	100,00	99,96	99,76	100,00	100,00	99,99	100,00	100,00	100,00
64	90,10	80,83	72,33	99,01	96,32	92,55	99,91	99,30	97,95	99,99	99,86	99,41
	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00	100,00

Примечание. Верхняя строчка без полок, нижняя с полками при значениях скорости воздушного потока в ней 25, 35 и 45 см/с соответственно.

осадительных камер: уменьшение высоты осаждения пыли за счет установки разделительных поверхностей по высоте и длине рабочей зоны камеры в сочетании с установкой перпендикулярно потоку вертикальных штор из свободно подвешенного капронового волокна на ширину камеры и на всю ее высоту. Такая камера может заменить циклон в первой ступени очистки, обеспечив, тем самым, надежную работу аспирационной сети. Целесообразность выбранного решения

подтверждается и экономическими расчетами замены циклонов на камеру.

Многочисленные исследования и наблюдения работы научно-исследовательских институтов, анализ проектной документации, опыт эксплуатации аспирационных систем позволяет с достаточной точностью определить необходимые расходы воздуха, отсос которых обеспечит нормальные санитарные условия в цехах промышленных предприятий.

При расчете различных аспирационных систем количество аспирируемого воздуха из укрытий составляет от 6 до 26 тыс. м³/ч, но чаще 12 – 13 тыс. м³/ч. Поэтому целесообразно камеры конструировать в виде модулей на 7,5 тыс. м³/ч с учетом 15 %-ной добавки на потери воздуха в воздуховодах и в аппарате очистки. Это позволит изготавливать их серийно и легко транспортировать автомобильным или железнодорожным транспортом, не нарушая при этом габаритные ограничения при перевозке. Необходимая производительность фильтра подбирается соответствующим количеством модулей.

Лабораторные исследования эффективности пылеосадительной камеры с волоконными шторами

Практические работы по повышению эффективности пылеулавливания в пылеосадительных камерах путем использования свободно подвешенных капроновых нитей внутри них дали положительный результат. Для более глубокого изучения влияния подвесок на эффективность работы камеры возникла необходимость

определения качественных и количественных зависимостей этого повышения от количества подвесок, их взаимного расположения, наличия устройства для их стабилизации, а также скорости воздушного потока и дисперсного состава пыли (табл. 2).

Кроме этого, в задачу лабораторных исследований входило определение величины трибозаряда, находящегося на волоконной шторе. Для этого была изготовлена модель, которая являлась частью промышленной камеры, что позволило воспроизводить процессы, происходящие в ней, с максимальным приближением к натурным процессам (рис. 2). Она состоит из корпуса камеры 1 с поперечным сечением 0,25×0,25 м² и длиной рабочей части 1,5 м. Боковые стенки камеры выполнены из стекла, что позволяет визуально наблюдать за процессами, происходящими внутри нее. Верхняя часть камеры выполнена съемной крышкой для свободного доступа к шторам из капронового волокна 2. Вход в камеру представляет собой диффузор, в котором размещены измерительные приборы 3 с анемометром и питатель 4. Через камеру воздух протягивается при помощи вентилятора 5 марки ВЦ-2,5. Отбор пылевых

Таблица 2

Гранулометрический состав пыли

Table 2. Size distribution of the dust

Фракция, мкм	40 – 25	25 – 16	16 – 10	10 – 6,3	6,3 – 4,0	4,0 – 2,5	2,5 – 1,6	1,6
Содержание, %	36,0	27,5	19,5	9,5	2,5	0,5	0,5	4,0

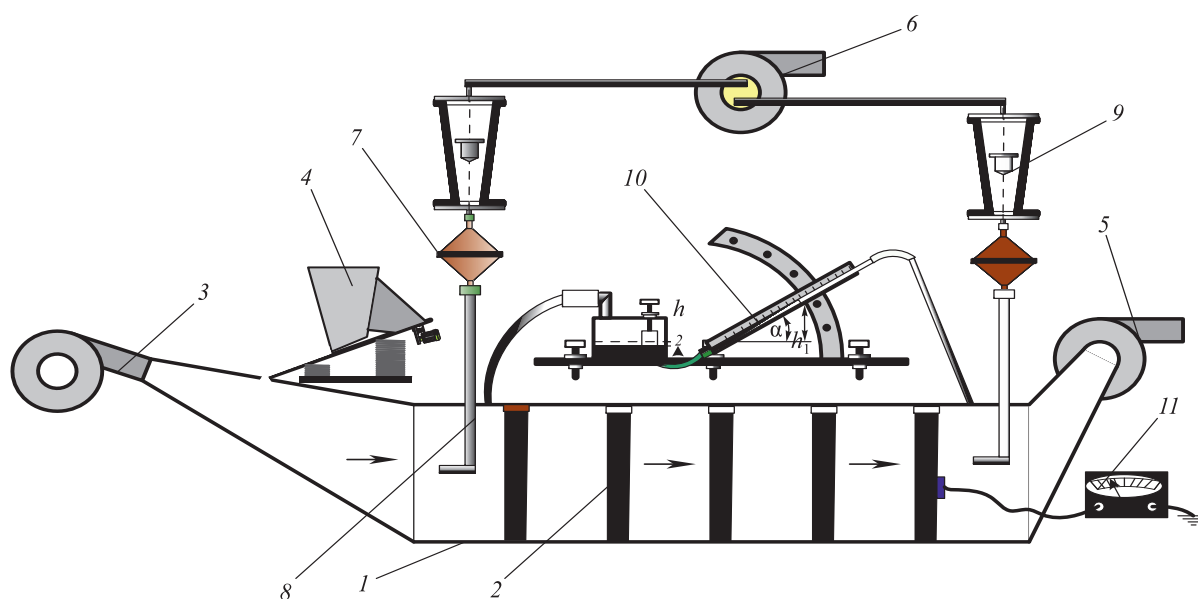


Рис. 2. Схема лабораторной установки пылеосадительной камеры с волоконными шторами:
1 – корпус; 2 – волоконная штора; 3 – анемометр; 4 – бункер-питатель; 5 – вентилятор; 6 – пылесос; 7 – патрон (аллонж); 8 – трубка; 9 – ротаметр; 10 – микроманометр; 11 – прибор для определения электрического заряда

Fig. 2. Scheme of laboratory unit of dust collection chamber with fiber fiber curtains:
1 – case; 2 – optic curtain; 3 – anemometer; 4 – feed bin; 5 – fan; 6 – vacuum cleaner; 7 – holder (allonge); 8 – tube;
9 – variable area flow meter; 10 – micropressure gauge; 11 – device for determining the electric charge

проб производили в начале и конце камеры методом внешней фильтрации путем протягивания запыленного воздуха при помощи воздуходувки 6 через фильтр АФА-БП-10, заключенный в аллонж 7, из пылезаборных трубок 8. Количество протягиваемого воздуха от 18 до 30 л/мин определяли при помощи ротаметров 9. Перепад давления по длине камеры определяли при помощи микроманометра 10 (ММН 10).

Влияние подвесок из капронового волокна на эффективность работы определяли путем пропускания запыленного воздуха через модель камеры без подвесок и с подвесками, изменяя их число от 1 до 8. С учетом того, что стабильность пылеосаждения при помощи подвесок наступает только после полного насыщения их пылью, которое происходит через 58 мин работы при скорости воздуха 0,34 м/с и запыленности до 5 г/м³, принят обратный порядок проведения эксперимента. В начале по рабочей длине камеры через каждые 200 мм установлены восемь подвесок. После их полного насыщения пылью производили замер запыленности в начале и в конце камеры. В дальнейшем производили замеры при каждом снятии одной насыщенной пылью подвески до полного их удаления. По данным промышленной эксплуатации камер установлено, что частицы пыли размером более 40 мкм практически полностью осаждаются в камере при ее длине до 4,5 м без применения каких-либо дополнительных устройств (рис. 3).

Из полученных результатов видно, что при отсутствии подвесок в камере средняя эффективность пылеосаждения не превышает 10 % (рис. 4, а, кривая 2). При одной подвеске коэффициент очистки увеличивается до 16 – 18 %, двух – 65 %, трех – 76 %, четырех – 82 % и т.д.

Темпы роста эффективности пылеосаждения снижаются по мере увеличения числа подвесок и при их числе от 6 до 8 практически происходит стабилизация эффективности на уровне 94 %. Определение влияния взаимного расположения подвесок в камере на эффективность ее работы производили путем изменения расстояния между четырьмя подвесками по длине камеры. Скорость движения воздуха в камере выдерживалась

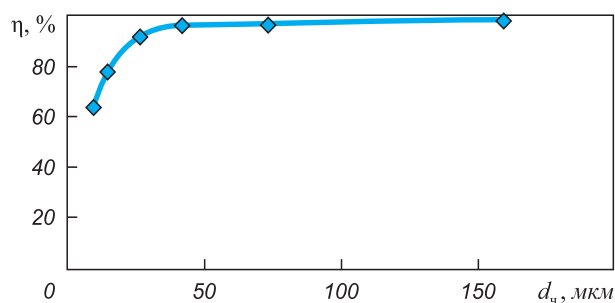


Рис. 3. Зависимость эффективности пылеулавливания в камере от размера частиц

Fig. 3. Dust collection efficiency in dependence in the chamber on the particle size

постоянной – 0,34 м/с. Существенного отличия в значениях коэффициента очистки в зависимости от расстояния между подвесками установить не удалось. Разброс величины коэффициента очистки лежал в пределах точности экспериментов. Визуальное наблюдение за характером работы подвесок показало, что пряди свободно подвешенного капронового волокна неравномерно колеблются под давлением движущегося воздушного потока. Особенно это характерно для первых рядов подвесок. Это приводит к периодическому образованию щелей между отдельными прядями, через которые проходит запыленный воздух.

Авторами выполнен эксперимент по стабилизации первой подвески гибкой капроновой сеткой с размерами ячеек 2×2 см, которая была установлена с задней стороны подвески. Характер работы подвесок изменился, уменьшились взаимные относительные колебания прядей волокна не только в стабилизированной первой подвеске, но и в других, расположенных за ней. Визуальные наблюдения подтверждены результатами инструментальных определений коэффициента очистки в камере с одной, двумя, тремя и четырьмя подвесками (рис. 4, а, кривая 1), из которых первая стабилизирована капроновой сеткой. Использование

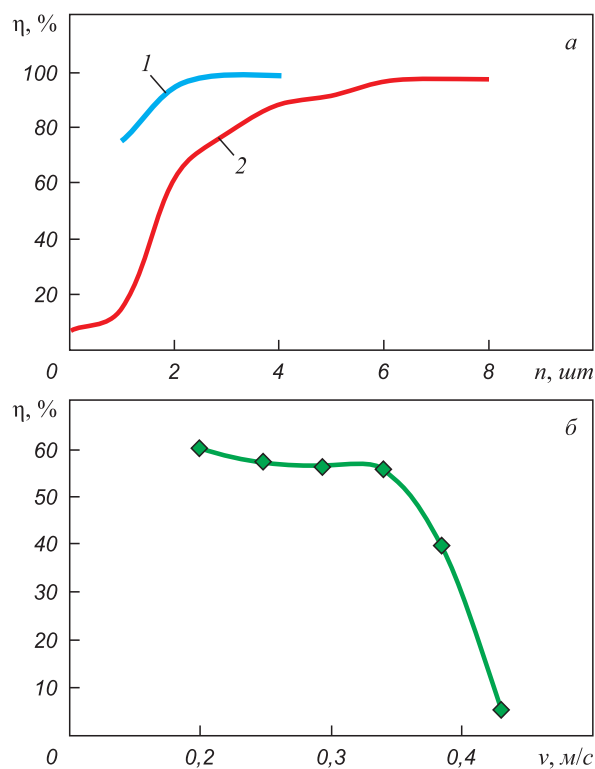


Рис. 4. Зависимость эффективности пылеочистки в камере с волоконными шторами от:

а – числа штор (1 – со стабилизацией шторы, 2 – без стабилизации шторы); б – скорости потока

Fig. 4. Dependence of dust collection efficiency in the chamber with fiber curtains:

а – number of curtains (1 – with curtain stabilization, 2 – without curtain stabilization); б – flow rate

гибкой капроновой сетки позволяет резко увеличить интенсивность роста эффективности работы пылеосадительной камеры, выводя ее на уровень 90 – 92 % уже при двух, трех и четырех подвесках. Очевидно, основную роль в этом играет более равномерное распределение воздуха по сечению камеры и снижение количества проскоков пыли между неравномерно отклонявшимися прядями подвешенного капронового волокна [10 – 12].

Для определения зависимости коэффициента очистки пылеосадительной камеры от скорости движения пылевоздушного потока проводили серию экспериментов на модели камеры с шестью подвесками и стабилизирующей капроновой сеткой на первой из них. Подвески размещали равномерно по длине камеры через каждые 200 мм. Для запыления воздуха использовали ту же пыль с размером частиц 40 – 0 мкм. Эксперименты начинали с минимальной скоростью 0,2 м/с и затем в каждой последующей серии увеличивали ее на 0,05 м/с. Скорость 0,2 м/с выбрали из условий экономичности работы пылеосадительной камеры на практике (рис. 4, б). При скорости пылевоздушного потока 0,2 м/с потери напора по длине камеры составляли 7 мм вод. ст. Запыленность воздуха на входе изменялась от 0,3 до 2,1 г/м³. Эффективность пылеулавливания составила от 98,0 до 95,4 % и в среднем была 96,5 %. Дальнейшее увеличение скорости через интервал 0,05 до 0,35 м/с вело к постепенному уменьшению коэффициента очистки до 95,9 % с увеличением потери напора по длине камеры на 1 мм вод. ст. При скорости 0,4 м/с наблюдалось более резкое падение эффективности пылеосаждения, средний коэффициент очистки снижался до 92,9 %, а при скорости 0,45 м/с – до 87,1 %. Визуальные наблюдения показали, что при скоростях 0,4 м/с и выше происходит неравномерное смещение прядей капронового волокна друг относительно друга. Это приводит к значительному проскоку пылинок через шторы, и, как следствие, резкому падению эффективности пылеулавливания камеры. Для измерения поверхностной плотности заряда, наводимого на волоконных шторах, был использован прибор ПК-2-3А с пределами измерения от 0 до 20 МКл/м². Измерения производили таким образом: поверхность специальной насадки, состоящей из металлического диска, запрессованного в изоляционный материал (акрилит), прижимали к волоконной шторе, извлеченной из аппарата. При этом плоскость насадки и заряженная поверхность образуют конденсатор, емкость которого по инструкции равна 8,75 пФ (рис. 5).

Определим площадь воздушного зазора, связанного с одним цилиндром, как разность площадей: прямоугольника $ABCF$ и половины окружности диаметром $2R$ по формуле $S' = 0,5R^2(4 - \pi)$. Тогда среднее значение толщины воздушного зазора рассчитаем по формуле

$$\langle d \rangle = 0,25R(4 - \pi). \quad (13)$$

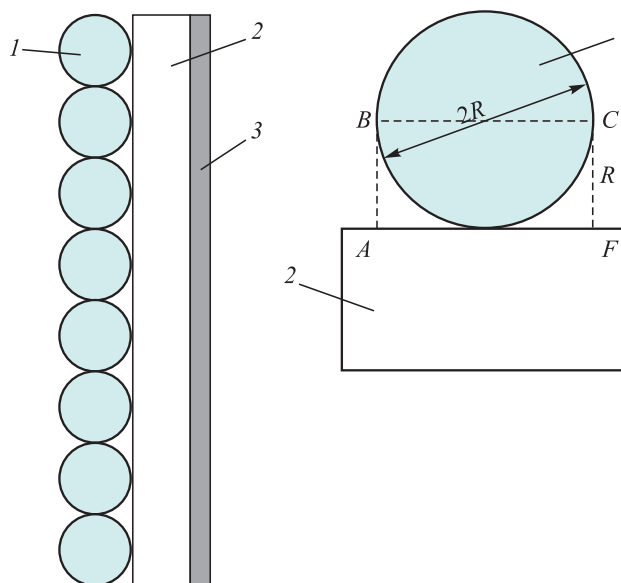


Рис. 5. Измерение поверхностной плотности заряда, индуцируемого на волоконной шторе:

1 – волоконная нить; 2 – акрилитовая прокладка;
3 – металлический диск

Fig. 5. Measurement of surface density of the charge induced on the fiber curtain:

1 – fiber yarn; 2 – acrylate filler; 3 – metal disc

Емкость образованного конденсатора определим как емкость батареи последовательно соединенных конденсаторов, диэлектриками у которых служат воздух и акрилит, а общую емкость рассчитаем по уравнению

$$\frac{1}{C_0} = \frac{1}{C_1} + \frac{1}{C_2}, \quad (14)$$

где $C_1 = 8,75$ пФ согласно инструкции; $C_2 = \frac{\epsilon_0 S}{d}$ – емкость конденсатора с воздушным зазором; $S = 7 \cdot 10^{-4}$ м² – площадь металлического диска; $\epsilon_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Ф/м – электрическая постоянная; d – толщина воздушного зазора, м.

Приняв диаметр цилиндра равным 30 мкм и выполнив подстановку в (13), получим для емкости этого конденсатора значение $C_0 = 8,73$ пФ, что составляет ошибку, равную 0,23 %. Таким различием емкости можно пренебречь. Измерения проводили следующим образом. С помощью небольшого зонда измеряли разность потенциалов на обкладках конденсатора ($\Delta\phi$, В), а затем рассчитывали поверхностную плотность заряда по формуле

$$\sigma = \frac{C_0 \Delta\phi}{S}. \quad (15)$$

Для исключения влияния зарастания фильтра пылью, т. е. вторичного фильтрующего слоя на эффективность аппарата, была принята следующая методика эксперимента. Измерения начинали после получасового запыления штор и однократного встряхивания пыли с

них. Продолжительность одного измерения составляла от 10 до 60 мин. При этом одновременно измеряли эффективность очистки воздуха от пыли (рис. 6, а).

Неравномерное распределение заряда по шторам, расположенным по ходу воздуха, подтверждает эффективность работы первой шторы (рис. 6, б). Скорость нарастания заряда убывает со временем, причем за первые 15 мин на шторах накопилось 50 % всего заряда. Наличие заряда на последующих шторах говорит о проскоке мелкодисперсной пыли, который уменьшается со временем, о чем свидетельствует стабилизация заряда на второй и третьей шторе уже через 20 – 30 мин работы аппарата. Уменьшение проскока можно объяснить образованием вторичного фильтрующего слоя пыли, им же объясняется увеличение эффективности пылеулавливания лабораторной установкой от 92,4 до 96,0 %. Следовательно можно сделать вывод о том, что электростатическое взаимодействие частиц и волокон играет большую роль в период образования фильтрующего слоя, а также в ускорении процесса коагуляции [13, 14].

Выводы. Получены выражения для степени инерционного и диффузионного осаждения частиц пыли на тонком цилиндрическом волокне и на шторе с равномерным распределением волокон в ней, которые позволили рассчитать оптимальные параметры очищаемого потока и фильтрующих штор. В частности, первый механизм превалирует при скоростях фильтрации, больших 20, а второй – меньших 5 см/с.

Проведен теоретический анализ вклада в осаждение пыли в камерах с волоконными шторами электрического взаимодействия между естественно заряженными частицами пыли и волокнами штор, который составил около 30 % от общей эффективности.

Разработана и испытана в промышленных условиях пылесадительная камера с волоконными шторами, которая при скорости фильтрации 25 – 35 см/с имеет максимальную степень улавливания гранитной пыли, близкую к 94 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Справочник по обогащению руд. Специальные и вспомогательные процессы / Под ред. О.С. Богданова, В.И. Ревнищева. – М.: Недра, 1983. – 376 с.
2. Алиев Г.М.-Ф. Техника пылеулавливания и очистки промышленных газов: Справочник. – М.: Металлургия, 1986. – 544 с.
3. Фукс Н.А. Механика аэрозолей. – М.: Изд-во АН СССР, 1955. – 352 с.
4. Расчет эффективности циклона, в котором, помимо сил инерции, действуют другие силы / В.Ф. Бызов, Г.А. Жовтуха, В.И. Мулявко и др. – Кривой рог: Криворожский технический университет, 1989. – 9 с. Деп. в Укр. НИИНТИ. № 1294. Ук. 89.
5. Ламб Г. Гидродинамика. – М.-Л.: Гостехиздат, 1947. – 928 с.

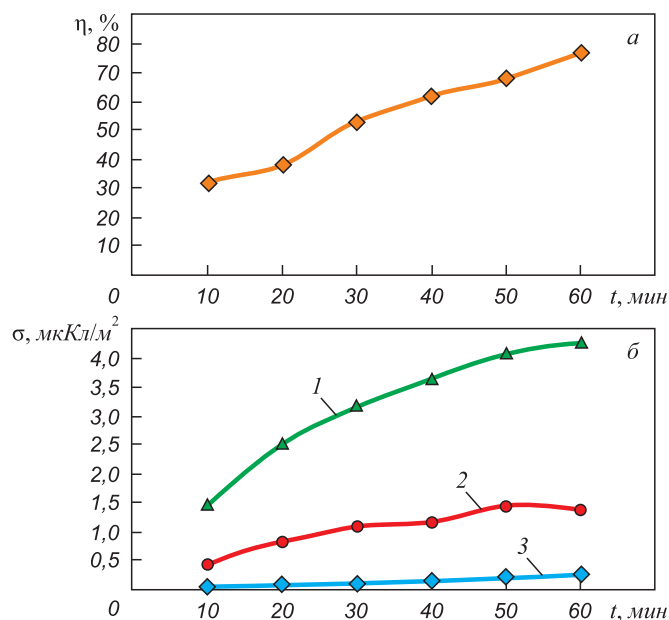


Рис. 6. Лабораторные исследования трибоэффекта: а – влияние на эффективность пылеулавливания камерой с волоконными шторами продолжительности эксперимента; б – распределение заряда по волоконным шторам; 1, 2 и 3 – порядковый номер

Fig. 6. Laboratory studies of triboeffect: а – impact of duration of the experiment on the dust collection efficiency in chamber with fiber curtains; б – charge distribution on the fiber curtains; 1, 2 and 3 – serial numbers

6. Волков Е.А. Численные методы: Учебное пособие. – М.: Наука, 1982. – 334 с.
7. Волкова З.В., Жусь Г.В., Кузьмин Д.В. Диэлектрическая сепарация. – М.: Недра, 1975. – 200 с.
8. Основы электрогазодинамики дисперсных систем / И.П. Верещагин, В.И. Левитов, Г.З. Марзабекян, М.М. Пашин – М.: Энергия, 1974. – 321 с.
9. Пат. 16983 А. Украина. Пылеуловитель / А.М. Кириченко, И.С. Багрий, В.И. Мулявко и др.; опубл. 29.08.1997. Бюл. № 4. С. 2.
10. Мулявко В.И., Панова С.Н., Кириченко А.М. Физические процессы пылесаживания в вертикальной камере с волоконными коагуляторами // Горный журнал. 2002. № 8. С. 50 – 56.
11. Гурин А.О. Мулявко В.И., Ляшенко В.И. Новітні засоби для пиловловлення на гірничих підприємствах // Екологія і промисловість. 2013. № 2. С. 50 – 56.
12. Гурин А.А., Мулявко В.И., Ляшенко В.И. Инновационные технологии пылеулавливания на горно-обогатительных предприятиях // Безопасность труда в промышленности. 2013. № 9. С. 54 – 59.
13. Мулявко В.И., Олейник Т.А., Ляшенко В.И. и др. Новые технологии и технические средства для сепарации слабмагнитных руд // Обогащение руд. 2014. № 2. С. 43 – 49.
14. Мулявко В.И., Олейник Т.А., Ляшенко В.И. и др. // Повышение эффективности утилизации графитосодержащей пыли металлургического производства // Бюл. ин-та «Черметинформация». Черная металлургия. 2015. № 8. С. 16 – 23.

Поступила 4 октября 2015 г.

IMPROVING THE EFFICIENCY OF COLLECTING CHAMBERS FOR CAPTURE OF METALLURGICAL DUST

V.I. Mulyavko¹, T.A. Oleinik¹, V.I. Lyashenko², A.M. Kirichenko¹, M.O. Oleinik¹

¹Krivoy Rog National University, Krivoy Rog, Ukraine

²Ukrainian Research and Design Institute for Industrial Technology, Zhovti Vody, Ukraine

Abstract. The main scientific and practical results improve the efficiency of the cameras for recycling of metallurgical dust through the development and introduction of the units of new generation capable to improve environmental protection and working conditions and to reduce the loss of useful product. The article describes analysis and evaluation of technologies and means of improving the efficiency of dust collection chambers. A theoretical study of the mechanism of dust deposition in the collecting chamber and the results of laboratory studies of its efficiency with fiber curtains and inertial deposition of the aerosol on the fiber curtain are considered. The authors have proposed the new mechanism for dust deposition in the collection chamber and the influence of the electric charge on the particle and fiber deposition efficiency of dust in the camera. The expressions for the degree of inertia and diffusion deposition of dust particles in the thin cylindrical fiber and regular system of vertical fibers were determined.

Keywords: efficiency, collection chamber, dust, waste, metallurgical production.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-456-464

REFERENCES

1. *Sravochnik po obogashcheniyu rud. Spetsial'nye i vspomogatel'nye protsessy* [Enrichment of ores. Reference book. Special and supporting processes]. Bogdanov O.S., Revnitsev V.I. eds. Moscow: Nedra, 1983, 376 p. (In Russ.).
2. Aliev G.M.-F. *Tekhnika pyleulavlivaniya i ochistki promyshlennykh gazov. Spravochnik* [Technique of dust removal and purification of industrial gases. Directory]. Moscow: Metallurgiya, 1986, 544 p. (In Russ.).
3. Fuks N.A. *Mekhanika aerolei* [Mechanics of aerosols]. Moscow: Izd-vo ANSSSR, 1955, 352 p. (In Russ.).
4. Byzov V.F., Zhovtukha G.A., Mulyavko V.I., etc. *Raschet effektivnosti tsyklona, v kotorom, pomimo sil inertsii, deistvuyut drugie sily* [Calculation of efficiency of the cyclone, wherein, in addition to the inertial forces, other forces act]. Ukr. NIINTI Dep. No. 1294Uk -89. Krivoy rog: Krivorozhskii tekhnicheskii universitet, 1989, 9 p. (In Russ.).
5. Lamb Horace, *Hydrodynamics*, 6th edition, Dover, Mineola, NY (1945) (Originally published as “*Treatise on the Mathematical Theory of the Motion of Fluids*”), (1879). (Russ.ed.: Lamb H. *Gidrodinamika*. Moscow-Leningrad.: Gostekhizdat, 1947, 928 p.).
6. Volkov E.A. *Chislennyye metody. Uchebnoye posobie* [Numerical methods. Manual]. Moscow: Nauka, 1982, 334 p. (In Russ.).
7. Volkova Z.V., Zhus' G.V., Kuz'min D.V. *Dielektricheskaya separatsiya* [Dielectric separation]. Moscow: Nedra, 1975, 200 p. (In Russ.).
8. Vereshchagin I.P., Levitov V.I., Marzabekyan G.Z., Pashin M.M. *Osnovy elektrozagodinamiki dispersnykh system* [Basics of electro-dynamics of disperse systems]. Moscow: Energiya, 1974, 321 p. (In Russ.).
9. Kirichenko A.M., Bagrii I.S., Mulyavko V.I., etc. *Pyleulovitel'* [Dust collector]. Patent Ukrainy no. 16983 A. Byul. 1997, no. 4, p. 2. (In Russ.).
10. Mulyavko V.I., Panova S.N., Kirichenko A.M. Physical processes of dust collection in vertical chamber with fiber coagulators. *Gornyi zhurnal*. 2002, no. 8, pp. 50–56. (In Russ.).
11. Gurin A.O. Mulyavko V.I., Lyashenko V.I. New technologies and equipment for dust collection in mines. *Ekologiya i promyshlennost'*. 2013, no. 2, pp. 50–56. (In Ukr.).
12. Gurin A.A., Mulyavko V.I., Lyashenko V.I. Innovative technologies of dust collection at the mining and processing enterprises. *Bezopasnost' truda v promyshlennosti*. 2013, no. 9, pp. 54–59. (In Russ.).
13. Mulyavko V.I., Oleinik T.A., Lyashenko V.I., Oleynik, M.O., Mikhno, S.V. Innovation technologies and machinery for separation of feebly magnetic ores. *Obogashchenie rud*. 2014, no. 2, pp. 43–49. (In Russ.).
14. Mulyavko V.I., Oleinik T.A., Lyashenko V.I., etc. Improving the efficiency of utilization of graphite dust of metallurgical production. *Chernaya metallurgiya. Byul. in-ta "Chermetinformatsiya"*. 2015, no. 8, pp. 16–23. (In Russ.).

Information about the authors:

V.I. Mulyavko, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair of Physics (muwali2012@yandex.ru)

T.A. Oleinik, Dr. Sci. (Eng.), Professor, Head of the Chair of Mineral Processing (taoliynik@gmail.com)

V.I. Lyashenko, Cand. Sci. (Eng.), Senior Researcher (vi_lyashenko@mail.ru)

A.M. Kirichenko, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Professor of the Chair of Ecology (legus_1984@mail.ru)

M.O. Oleinik, Postgraduate of the Chair of Mineral Processing (lpumrmax@gmail.com)

Received October 04, 2015

УДК 536.24

ОЦЕНКА ТЕМПЕРАТУРНЫХ УСЛОВИЙ СЛУЖБЫ РОЛИКОВ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ МАШИН В УСЛОВИЯХ НАКИПЕОБРАЗОВАНИЯ

*Телин Н.В., д.т.н., профессор кафедры теплоэнергетики
и теплотехники (telin_nv@mail.ru)*

*Синицын Н.Н., д.т.н., профессор кафедры теплоэнергетики
и теплотехники (sinitsyn@chsu.ru)*

Череповецкий государственный университет
(162600, Россия, Вологодская обл., Череповец, просп. Луначарского, 5)

Аннотация. Использование жесткой воды для внутреннего охлаждения роликов металлургических машин приводит к образованию накипи на внутренней поверхности канала охлаждения. При прогнозировании температурных условий службы роликов обычно не принимается во внимание тот факт, что в начальный период эксплуатации ролика канал охлаждения чистый и работает в условиях, резко отличающихся от условий конечного периода эксплуатации. Непрерывно растущий слой накипи на поверхности канала охлаждения, имеющий высокие механические свойства и низкий коэффициент теплопроводности, вызывает повышение температуры рабочей поверхности до значений температуры отпуска материала роликов металлургических машин. В данной работе исследованы температурные условия службы роликов металлургических машин в условиях накипеобразования на поверхности канала охлаждения. Предложена методика оценки температурных условий службы роликов металлургических машин в условиях образования накипи на поверхности охлаждения. На примере ролика машины непрерывного литья заготовок показано, что для выбранных условий эксплуатации максимальная температура наружной поверхности ролика достигает своего критического значения через полгода работы металлургической машины. Методика позволяет дифференцированно подходить к определению средней и максимальной температуры поверхности роликов с учетом величины и характера тепловой нагрузки, условий охлаждения и накипеобразования на поверхности теплообмена. Она может служить основой для определения ресурса роликов, нормирования расхода реагентов для подготовки охлаждающей воды.

Ключевые слова: ролики, металлургические машины, ресурс, температура, теплообмен, охлаждение, накипеобразование.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-465-469

При использовании жесткой воды на поверхности канала охлаждения роликов металлургических машин образуется накипь. Непрерывно растущий слой накипи на поверхности канала охлаждения, имеющий высокие механические свойства и низкий коэффициент теплопроводности, ухудшая теплопередачу через бочку ролика, вызывает повышение температуры рабочей поверхности до значений температуры отпуска материала роликов металлургических машин ($\sim 650^\circ\text{C}$). Превышение этого значения температуры неизбежно приводит к повышенному износу рабочей поверхности роликов, появлению сетки разгара и сокращению срока их службы, к неоправданным затратам на приобретение и монтаж новых роликов взамен вышедших из строя [1]. При проведении плановой остановки металлургического агрегата выполняется трудоемкая и дорогостоящая операция по очистке канала охлаждения ролика от образовавшейся накипи и отложений. Однако накипь и отложения образуются вновь.

При оценке теплового состояния роликов металлургических машин термическое сопротивление слоя накипи обычно принимается величиной постоянной во времени, а чаще равной нулю. При этом не принимается во внимание тот факт, что в начальный период эксплуатации ролика канал охлаждения чистый и ра-

ботает в условиях, резко отличающихся от условий конечного периода эксплуатации. Например, по данным работы [2] слой накипи толщиной 0,5 мм может вызвать повышение температуры рабочих поверхностей роликов более 735°C . Известные данные о процессах накипеобразования на теплообменных поверхностях получены преимущественно для экранов труб паровых котлов при весьма высоких давлениях, больших тепловых нагрузках и низком содержании растворенных газов [3]. Поэтому их использование в расчетах систем охлаждения роликов металлургических машин и оценке их теплового состояния допустимо только в порядке предварительной оценки. Целью данной работы является исследование температурных условий службы роликов металлургических машин в условиях накипеобразования на поверхности канала охлаждения.

Теоретические и экспериментальные исследования показывают, что температурное поле роликов металлургических машин условно можно разделить на две составляющие: осесимметричную и неосесимметричную [4, 5]. Учитывая этот факт, влияние накипи на тепловое состояние роликов в данной работе исследуется отдельно для осесимметричной и неосесимметричной составляющих температур.

Осесимметричная составляющая температуры бочки ролика формируется под действием осесимметричной составляющей теплового воздействия. Осесимметричная температура рабочей поверхности ролика на установившемся режиме работы при известной толщине слоя накипи на поверхности канала охлаждения, зависящего от времени, определяется из уравнения [6]

$$t_2(\tau) = t_{\text{ж}} + \frac{Q}{\pi L} \left[\frac{1}{\alpha(d_1 - \delta(\tau))} + \frac{1}{2\lambda_n} \times \ln \left(\frac{d_1}{(d_1 - \delta(\tau))} \right) + \frac{1}{2\lambda_2} \ln \left(\frac{d_2}{d_1} \right) \right], \quad (1)$$

где $t_2(\tau)$ – осесимметричная составляющая температуры наружной поверхности ролика; $t_{\text{ж}}$ – средняя по длине канала охлаждения температура воды; Q – тепловой поток; α – коэффициент теплоотдачи от накипи к воде; λ_2 – коэффициент теплопроводности материала ролика; λ_n – коэффициент теплопроводности накипи; $\delta(\tau)$ – толщина слоя накипи; d_1 – диаметр канала охлаждения ролика; d_2 – наружный диаметр бочки ролика; L – длина бочки ролика; τ – продолжительность работы ролика.

Накипь на поверхности охлаждения образуется в результате сложных физико-химических процессов и при понижении растворимости солей с повышением температуры воды, приводящих к образованию нерастворимых соединений. Толщина и характеристики слоя накипи на поверхности охлаждения являются функцией времени и изменяющихся величин: состава воды, режима движения воды и температуры поверхности охлаждения и тепловой нагрузки. Для практических расчетов применяется асимптотическая или линейная зависимость, описывающая процесс роста толщины слоя накипи во времени, поскольку она позволяет прогнозировать толщину слоя накипи до обязательной очистки теплообменной поверхности. Прогноз толщины слоя накипи на поверхности канала охлаждения ролика можно сделать по соотношению

$$\delta(\tau) = a \frac{D}{\lambda_{\text{ж}} \rho} C q_1 \tau, \quad (2)$$

где a – постоянная величина; D – коэффициент диффузии; $\lambda_{\text{ж}}$ – коэффициент теплопроводности охлаждающей воды; ρ – плотность накипеобразователя; C – концентрация накипеобразователей в воде; q_1 – величина тепловой нагрузки поверхности канала охлаждения.

Неосесимметричная составляющая температуры рабочей поверхности бочки ролика формируется, в основном, под действием неосесимметричной составляющей теплового воздействия в зоне контакта ролика со слитком. Поэтому наибольшие перепады температуры по поверхности возникают именно в зоне контак-

та ролика со слитком и на установившемся тепловом режиме работы. Неосесимметричная составляющая температурного поля проникает на некоторую глубину радиуса роликов. Глубина ее проникновения фактически определяет толщину поверхностного слоя бочки роликов, в котором возникают наиболее опасные с точки зрения возможности появления трещин термические напряжения. С увеличением угловой скорости вращения роликов и выравнивания тепловых воздействий по их образующей глубина проникновения неосесимметричной составляющей в тело ролика уменьшается. Распределение температуры по образующей бочки в зоне контакта ролика со слитком при установившемся режиме работы определяется выражением [4]

$$t(\varphi, \tau) = t_2(\tau) + q_2 \frac{R_2}{\lambda_2} \frac{1}{\pi \sqrt{\text{Pd}}} \times \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n\sqrt{n}} \sin n\varphi_0 \cos \left[n\varphi - \frac{\pi}{4} \right], \quad (3)$$

где q_2 – плотность теплового потока в зоне контакта ролика и слитка; R_2 – радиус бочки ролика; $\text{Pd} = \frac{\omega R_2^2}{a_2}$ –

критерий Предводителя; ω – угловая скорость вращения ролика; a_2 – коэффициент температуропроводности материала ролика; φ – угловая координата; $2\varphi_0$ – угол контакта ролика со слитком, может находиться в диапазоне $2 \dots 7^\circ$ [1].

Плотность теплового потока, выходящего из слитка и поступающего в ролик в зоне контакта, определяется по формуле [7]

$$q_k = \frac{1}{2} \frac{\varepsilon_1 \varepsilon_2}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2} \sqrt{\frac{\pi \omega}{2\varphi_0}} (t_1 - t_2(\tau)), \quad (4)$$

где $\varepsilon_1 = \frac{\lambda_1}{\sqrt{a_1}}$ и $\varepsilon_2 = \frac{\lambda_2}{\sqrt{a_2}}$ – тепловая активность материала слитка и ролика; λ_1, a_1 – коэффициенты теплопроводности и температуропроводности материала слитка; t_1 – температура обрабатываемого металла.

Используя соотношения (1–4), произведем оценку влияния образования накипи на поверхности канала охлаждения на тепловое состояние роликов машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), изготовленных из стали 25Х1МФ при разливке слитков из углеродистой стали. Для проведения расчетов принято: $t_1 = 950^\circ\text{C}$; $\omega = 53 \cdot 10^{-3} \text{ л/с}$; $R_2 = 0,19 \text{ м}$; $R_1 = 0,045 \text{ м}$; $2\varphi_0 = 0,042 \text{ рад}$; $\lambda_1 = 29,1 \text{ Вт/(м·К)}$; $\lambda_2 = 40 \text{ Вт/(м·К)}$; $\lambda_n = 1,7 \text{ Вт/(м·К)}$; $a_1 = 5,83 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; $a_2 = 11,59 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; плотность накипи $\rho = 2710 \text{ кг/м}^3$; средняя температура воды в канале охлаждения $t_{\text{ж}} = 24,5^\circ\text{C}$; тепловой поток $Q = 84,7 \cdot 10^3 \text{ Вт}$; $a = 0,00347 \text{ л/}^\circ\text{C}$.

На рис. 1 показана зависимость температуры поверхности ролика в зоне контакта от угловой координаты

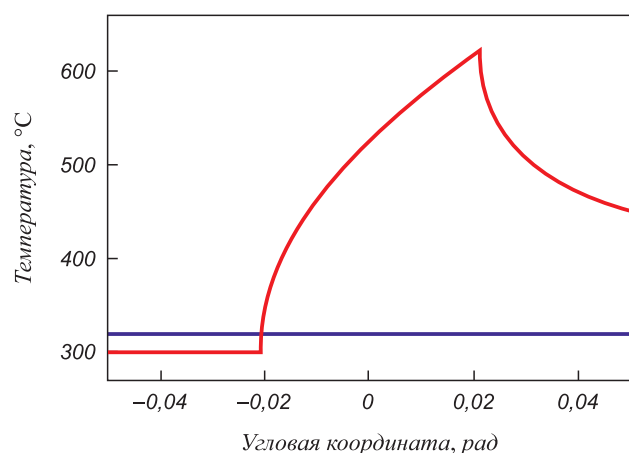


Рис. 1. Зависимость температуры от угловой координаты

Fig. 1. Dependence of temperature on angular coordinate

наты в начальный период эксплуатации. Видно, что по мере прохождения зоны контакта температура поверхности ролика увеличивается.

Максимальное значение температуры поверхности бочки ролика наблюдается на выходе поверхности ролика из зоны контакта с обрабатываемым металлом ($\varphi = \varphi_0$), а минимальное значение – на входе поверхности ролика в зону контакта с обрабатываемым металлом ($\varphi = -\varphi_0$). В начальный период эксплуатации максимальное значение температуры поверхности ролика равно 614 °С, минимальное значение – 300 °С. Температурный интервал составляет 314 К. Этот перепад температур определяется температурами взаимодействующих тел, углом контакта ролика со слитком и угловой скоростью вращения ролика. Соотношение между максимальной и минимальной температурами поверхности за время оборота определяет стойкость ролика против образования сетки разгара. Осесимметричная температура поверхности ролика в начальный период эксплуатации равна 318 °С. На рис. 2 показана зависимость максималь-

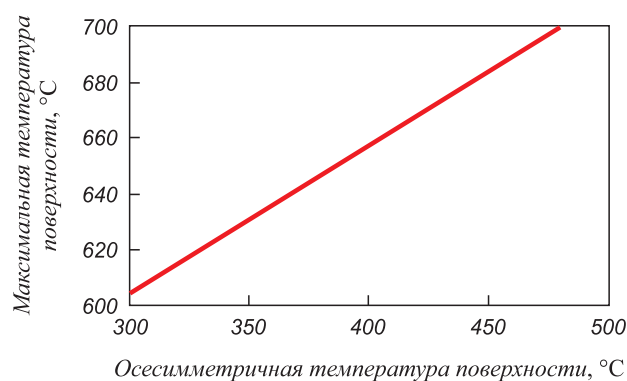


Рис. 2. Зависимость максимальной температуры поверхности ролика от осесимметричной температуры

Fig. 2. Dependence of the maximum temperature of roller surface on axisymmetric temperature

ной температуры поверхности ролика от осесимметричной температуры поверхности.

Видно, что с увеличением осесимметричной температуры, обусловленной ростом толщины накипи, максимальная температура поверхности бочки ролика увеличивается. При заданных условиях эксплуатации максимальная температура поверхности ролика достигнет своего критического значения (~ 650 °С) при достижении значения осесимметричной температуры, равного 385 °С.

Для охлаждения роликов применяется химически очищенная вода, имеющая карбонатную жесткость 0,7 мг-экв/л. Для выбранных значений параметров работы ролика и качества воды, применяемой для охлаждения роликов, скорость образования толщины слоя карбоната кальция на поверхности канала охлаждения, определенная по соотношению (2), составляет 0,12 мм/мес. Расчет скорости образования накипи по соотношению, приведенному в работе [3], полученному для парогенераторов на основе эксперимента, равно 0,15 мм/мес. Расхождение составляет 25 %. Коэффициент диффузии в охлаждающей жидкости определяется по формулам Стокса и Эйнштейна. На рис. 3 показана зависимость осесимметричной температуры поверхности ролика от времени его работы. Видно, что с увеличением продолжительности работы температура поверхности бочки ролика монотонно увеличивается. Значение осесимметричной температуры поверхности ролика, равное 385 °С, достигается через шесть месяцев эксплуатации. Таким образом, максимальная температура наружной поверхности ролика достигает своего критического значения через полгода работы металлургической машины.

Дальнейшая эксплуатация ролика может привести к выходу его из строя или аварийной остановке металлургической машины.

Предложенная методология позволяет дифференцированно подходить к определению осесимметричной

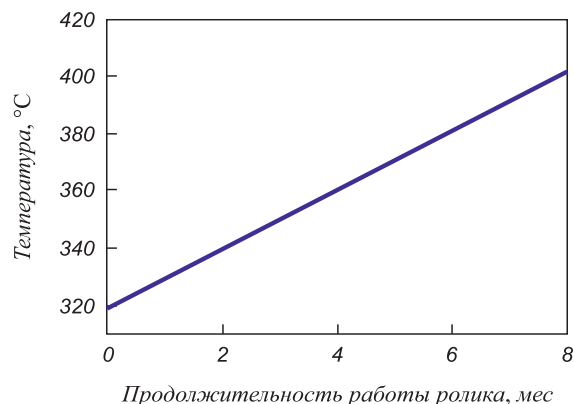


Рис. 3. Зависимость осесимметричной температуры поверхности от продолжительности работы ролика

Fig. 3. Dependence of the axisymmetric surface temperature on the duration of roller

и неосесимметричной составляющих температуры, характеризующих тепловое состояние роликов с учетом величины и характера тепловой нагрузки, качества воды, применяемой для их охлаждения. Она может служить основой для планирования объема выпускаемой продукции с учетом качества воды, используемой для внутреннего охлаждения роликов металлургических машин [8, 9].

Использованные в настоящей работе методы и полученные результаты могут быть применимы к проектированию новых и анализу существующих систем охлаждения роликов МНЛЗ и прокатных валков непрерывных широкополосных станов горячей прокатки [10 – 15].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Машины непрерывного литья заготовок. Теория и расчет / Л.В. Буланов, Л.Г. Корзунин, Е.П. Парфенов и др. – Екатеринбург: Уральский центр ПР и рекламы «Марат», 2004. – 349 с.
2. Буланов Л.В., Волегова В.Е. Рациональное охлаждение роликов МНЛЗ // *Сталь*. № 2. 2001. С. 16 – 18.
3. Манькина Н.Н. Физико-химические процессы в пароводяном цикле электростанции. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 2008. – 432 с.
4. Телин Н.В., Шестаков Н.И. Динамика неосесимметричного температурного поля полого вращающегося цилиндра // *Теплоэнергетика*. 2005. № 8. С. 72 – 76.
5. Рогальский В.А. Нестационарное распределение температуры во вращающейся трубе при неосесимметричной теплоотдаче // *Изв. вуз. Черная металлургия*. 2002. № 3. С. 40 – 42.
6. Исаченко В.В., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. – М.: Энергоатомиздат, 1981. – 416 с.
7. Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967. – 599 с.
8. Gorbatyuk S.M., Polikarpov E.N. Method of calculating the gaps between the rolls of a rotary rolling mill // *Metallurgist*. 2000. No. 44(9 – 10). P. 483 – 484.
9. Gorbatyuk S.M., Sedykh L.V. Improving the durability of rolling-mill rolls // *Metallurgist*. 2010. No. 54 (5 – 6). P. 299 – 301.
10. Bast J., Gorbatyuk S.M., Kryukov I.Yu. Horizontal HCC-12000 unit for the continuous casting of semifinished products // *Metallurgist*. 2011. No. 55 (1 – 2). P. 116 – 118.
11. Gorbatyuk S.M., Kochanov A.V. Method and equipment for mechanically strengthening the surface of rolling-mill rolls // *Metallurgist*. 2012. No. 56 (3 – 4). P. 279 – 283.
12. Gorbatyuk S.M., Tuktarov E.Z., Rudenskii L.A. Small mill for the high-temperature rotary rolling of semifinished products composed of refractory metals in protective media // *Metallurgist*. 2012. No. 55 (9 – 10). P. 673 – 677.
13. Gorbatyuk S.M., Osadchii V.A., Tuktarov E.Z. Calculation of the geometric parameters of rotary rolling by using the automated design system Autodesk Inventor // *Metallurgist*. 2011. No. 55 (7 – 8). P. 543 – 546.
14. Gorbatyuk S.M. Design of helical rolling stand rolls // *Steel in Translation*. 1999. No. 29 (12). P. 57 – 62.
15. Gorbatyuk S.M., Pavlov V.M., Shapoval A.N., Gorbatyuk M.S. Experimental use of rotary rolling mills to deform compacts of refractory metals // *Metallurgist*. 1998. No. 42 (5 – 6). P. 178 – 183.

Поступила 27 марта 2015 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2016. Vol. 59. No. 7, pp. 465–469.

EVALUATION OF THE TEMPERATURE CONDITIONS OF SERVICE OF METALLURGICAL MACHINERY ROLLS AT SCALING

N.V. Telin, N.N. Sinitsyn

Cherepovets State University, Cherepovets, Russia

Abstract. The use of brackish water for indoor cooling of rollers of metallurgical machines leads to the formation of scale on the inner surface of the cooling channel. When forecasting the temperature conditions of service of rollers, the fact that in the initial period of operation of the roller cooling channel is clean and in working conditions dramatically different from those of the final period of operation, is usually not taken into account. Continuously increasing layer of scum on the surface of the cooling channel, which has high mechanical properties and low coefficient of thermal conductivity, causes a rise in temperature of the working surface to the tempering temperature of the material of metallurgical machinery rollers. The aim of this work was to study the temperature conditions of service of metallurgical machinery rollers at scale formation in the cooling channel surface. The authors have proposed a method of estimating the temperature conditions of service of metallurgical machinery rollers for this case. For example, the estimation for roller of continuous casting machine has shown that for selected operating conditions the maximum temperature of the roller outer surface reaches its critical value after six months of work of metallurgical machines. The technique allows a differentiated approach to the definition of average and maximum temperature of the surface of the rollers in view of the magnitude and nature of the heat load, cooling conditions, and scale formation on the heat transfer surface. It can serve as a basis for definition of rollers operation

life and rational consumption of reagents for the preparation of cooling water.

Keywords: rollers, metallurgical machines, operation life, temperature, heat exchange, cooling, scale formation.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-465-469

REFERENCES

1. Bulanov L.V., Korzunin L.G., Parfenov E.P., etc. *Mashiny nepre-ryvnogo lit'ya zagotovok. Teoriya i raschet* [Continuous casting machines. Theory and analysis]. Ekaterinburg: Ural center of PR and advertising "Marat", 2004, 349 p. (In Russ.).
2. Bulanov L.V., Volegova V.E. Rational cooling of CC rollers. *Stal'*. 2001, no. 2, pp. 16–18. (In Russ.).
3. Man'kina N.N. *Fiziko-khimicheskie protsessy v parovodyanom tsikle elektrostantsii* [Physico-chemical processes in the water-steam cycle of power plant]. Moscow: Energoatomizdat, 2008, 432 p. (In Russ.).
4. Telin N.V., Shestakov N.A. The nonaxisymmetric temperature field of a hollow rotating cylinder. *Thermal Engineering (English translation of Teploenergetika)*. 2005, vol. 52, no. 8, pp. 658–661.
5. Rogalskii A.V. Nonstationary temperature distribution in a rotating pipe by non-axisymmetric heat transfer. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2002, no. 3, pp. 40–42. (In Russ.).
6. Isachenko V.V., Osipova V.A., Sukomel A.S. *Teploperedacha* [Heat transfer]. Moscow: Energoatomizdat, 1981, 416 p. (In Russ.).

7. Lykov A.V. *Teoriya teploprovodnosti* [Theory of thermal conductivity]. Moscow: Vysshaya shkola, 1967, 599 p. (In Russ.).
 8. Gorbatyuk S.M., Polikarpov E.N. Method of calculating the gaps between the rolls of a rotary rolling mill. *Metallurgist*. 2000, no. 44 (9–10), pp. 483–484.
 9. Gorbatyuk S.M., Sedykh L.V. Improving the durability of rolling-mill rolls. *Metallurgist*. 2010, no. 54 (5–6), pp. 299–301.
 10. Bast J., Gorbatyuk S.M., Kryukov I.Yu. Horizontal HCC-12000 unit for the continuous casting of semifinished products. *Metallurgist*. 2011, no. 55 (1–2), pp. 116–118.
 11. Gorbatyuk S.M., Kochanov A.V. Method and equipment for mechanically strengthening the surface of rolling-mill rolls. *Metallurgist*. 2012, no. 56 (3–4), pp. 279–283.
 12. Gorbatyuk S.M., Tuktarov E.Z., Rudenskii L.A. Small mill for the high-temperature rotary rolling of semifinished products composed of refractory metals in protective media. *Metallurgist*. 2012, no. 55 (9–10), pp. 673–677.
 13. Gorbatyuk S.M., Osadchii V.A., Tuktarov E.Z. Calculation of the geometric parameters of rotary rolling by using the automated design system Autodesk Inventor. *Metallurgist*. 2011, no. 55 (7–8), pp. 543–546.
 14. Gorbatyuk S.M. Design of helical rolling stand rolls. *Steel in Translation*. 1999, no. 29 (12), pp. 57–62.
 15. Gorbatyuk S.M., Pavlov V.M., Shapoval A.N., Gorbatyuk M.S. Experimental use of rotary rolling mills to deform compacts of refractory metals. *Metallurgist*. 1998, no. 42 (5–6), pp. 178–183.
- Information about the authors:**
- N.V. Telin**, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair “Thermal Power and Heat Engineering” (telin_nv@mail.ru)
- N.N. Sinitsyn**, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair “Thermal Power and Heat Engineering” (sinitsyn@chsu.ru)

Received March 27, 2015

УДК 041:66.012.37

О ПРОБЛЕМАХ КОНТРОЛЯ И СНИЖЕНИЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО УГАРА СТАЛИ В НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ ПЕЧАХ

*Шульц Л.А., д.т.н., профессор кафедры «Энергоэффективные
и ресурсосберегающие промышленные технологии» (shults@4polusa.ru)*

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

Аннотация. Рассмотрен вопрос оценки угара стали в промышленных печах по толщине окалины. Проанализированы возможности различных направлений снижения окисления стали. Особое внимание обращено на сопутствующие трудности снижения угара стали за счет уменьшения коэффициента расхода окислителя n . Показана реальность достижения практически безокислительного нагрева стали в промышленных печах в настоящее время. Выделены их важнейшие технологические характеристики: практически молекулярное смешение компонентов первичного горения (для природного газа при $n = 0,48 - 0,5$); синхронность работы горелок и ограничение отклонения n при регулировании первичного сжигания топлива ($\Delta n \leq 0,01$); эффективное струйно-механическое дросселирование первичного потока газов, исключающее обратное циркуляционное движение продуктов первичного неполного горения из зоны их дожигания в зону нагрева металла. Предложены направления конструирования и варианты работы кузнечных и прокатных печей с достижением соответствующих показателей по снижению или полному подавлению угара стали. Особо проанализированы вопросы внутреннего высокотемпературного окисления кремния трансформаторной стали и необезуглероживающего нагрева шарикоподшипниковой стали.

Ключевые слова: окалина, угар, сажа, обезуглероживание, печь, n , стадийное сжигание.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-470-478

Окисление металла является одной из основных характеристик работы прокатных и кузнечных печей. В среднем, например, при нагреве слэбов (толщина 150 – 250 мм, время нагрева 2,5 – 3,5 ч) окисляется в прокатных печах около 1,5 % металла, при нагреве заготовок в кузнечных печах – 3,5 %. В отдельных случаях, например, при гомогенизирующем нагреве блюмов из стали ШХ15, окисление может достигать 6 – 8 % от веса нагреваемых заготовок. Как отмечал М.А. Глишков еще в 1936 г. [1], только 1 % потерь металла при его окислении экономически равноценен почти 100 % перерасхода топлива. Значительны и другие сопутствующие потерям металла при его нагревании экономические расходы, связанные с ухудшением качества поверхности обработанных давлением заготовок, ускоренным износом валков и штампов, расходами по гидродробу окалины и др.

В работе [1] впервые отражены плюсы и минусы нагрева стали в «недостаточно восстановительной» (по отношению к железу) атмосфере. Важнейший из минусов такого нагрева – образование «злокачественной» вюститной насыщенной железом окалины, хотя она имеет и меньшую толщину, чем обычная, прочно сцепленной с металлом и плохо удаляемой с его поверхности перед обработкой давлением.

В 1936 г. в России природный газ практически еще не использовался. Основные виды топлива в то время – это твердое топливо, включая дрова, и генераторный газ. Печи на таком топливе к тому же отличались отно-

сительно несовершенными конструкцией и управлением. Очевидно, что разработка в таких условиях нагревательных печей с контролируемой восстановительной атмосферой существенно более сложной конструкции и более сложным управлением в то время была мало-перспективна. Поэтому, даже простая американская печь с двухслойным сжиганием, приведенная в работе [1], как бы она не работала в то время, была новаторством и знаковым направлением создания печей нового типа. Глишков М.А. видел в развитии печей с таким открытым режимом стадийного сжигания достаточно оснований, но при условии эффективного разделения газовых потоков, например, с использованием механического и струйного дросселирования в условиях организации их направленного движения. В то же время отмечено, что американская практика работы печей с «защитными» (с недостатком окислителя) горелками, факелы которых развивались непосредственно над поверхностью нагреваемых заготовок и вплотную к вышке и параллельно расположенным факелам основных горелок (с избыточным окислителем – воздухом), показала их очень низкую эффективность.

Конечно, в настоящее время с развитием технологий непрерывного литья заготовок, с ликвидацией крупных обжимных станов, с появлением технологий прямой отливки [2, 3], например тонкого листа непосредственно на двухвалковой машине непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) и т.д., расход металла и энергии на прокат непрерывно снижается. Разработка и применение МНЛЗ,

обеспечивающих непосредственное получение из расплава готовой продукции, позволяет вообще отказаться от применения нагревательных печей в прокатных цехах. При этом достигается сокращение потерь металла на единицу продукции до 50 раз, т. е. во столько же раз, во сколько можно сократить угар стали при ее безокислительном нагреве. Однако, пока столь совершенных МНЛЗ очень мало (например, одна есть в Германии), причем некоторые стали, независимо от режима прокатки, должны подвергаться специальной тепловой обработке, в частности, высокотемпературной гомогенизации.

Особенности кинетики и термодинамики окисления рядовой стали весьма подробно и с достаточной для практики глубиной были изложены еще в работе [1] и более поздних исследованиях [4–6]. Остановимся в первую очередь на некоторых практических обобщениях по оценке угара стали и толщине образующейся окалины в печах.

При высокотемпературном нагреве стали в топливных печах, работающих в традиционных условиях с избытком окислителя (в России обычно воздуха при $n = 1,1 - 1,3$) в итоге при нагреве рядовой стали образуется трехслойная окалина, состоящая при температуре выше 570 °С из вюстита, магнетита и гематита. Обычно FeO самый толстый слой в окалине – до 90 % ее толщины. Содержание железа в FeO около 76 % (со стороны контакта с Fe – 77,5 %), в магнетите – 75,5, наружном гематитовом слое – 71,5 %. В зависимости от скорости охлаждения окалины в вюстите выделяется то или иное количество кристаллов магнетита. В окалине, особенно на неровной поверхности, также наблюдается образование трещин, пор и пузырей.

Скорость окисления стали зависит от температуры, состава металла, состава газа и скорости его движения. Удельное количество сгоревшего металла (в %, кг/т) за одно и то же время, при одной и той же температуре также зависит от формы и размеров заготовок. Например, потери заготовок из рядового металла, имеющих форму брусков размерами 40×60 мм и 100×100 мм при 1100 °С и равном времени окисления различаются более, чем в 2,0 раза [1]. Однако в практических условиях нагрева заготовок с увеличением их поверхности на единицу массы пропорционально повышается скорость нагрева и снижается время нахождения и окисления металла в печи. Практически угар металла в печах относительно мало зависит от размера заготовок, если металл нагревается только до достижения состояния его необходимой пластичности перед обработкой давлением. Остановимся на влиянии формы заготовок, прежде всего их толщины, на связь угара металла с толщиной образующейся окалины, что важно при выработке способов оперативного контроля потерь металла в производстве.

С целью упрощения анализа влияния размеров вначале рассмотрим результаты равномерного окисления плоской заготовки, условно сляба без боковых по-

верхностей. Один процент потерь массы таких стальных заготовок толщиной 100 мм соответствует 0,5 мм переведенного в окалину приповерхностного слоя металла, или удельным потерям металла на единицу площади поверхности заготовок 3,92 кг/м² (плотность стали 7,84 т/м³). Вес образовавшихся слоев окалины больше веса окисленного металла, в зависимости от типа оксидов, на 24 – 30 %. С учетом плотности образовавшихся соответствующих слоев окалины в пределах 5,70 – 5,24 г/см³ (среднее значение плотности 5,45 г/см³) общая толщина плотной (не нарушенной) окалины будет больше толщины окисленного металла на 90 – 110 %. Для аналогичных слябов (без учета их боковой поверхности) толщиной 150, 200 мм и т.д. 1 % потерь металла будет характеризоваться соответствующими большими удельными поверхностными потерями металла.

Для реальных слябов, например, ОАО «Новолипецкий металлургический комбинат» (НЛМК), имеющих размеры ребер 8 – 10, 0,90 – 1,85, 0,15 – 0,25 м, доля боковых поверхностей от общей их поверхности изменяется от 15,64 % (для небольших слябов) до 13,8 % (для наиболее крупных), вес сляба соответственно – от 8,46 до 36,26 т, общая удельная поверхность – от 2,02 до 1,18 м²/т, а толщина окисленного слоя металла при 1 % его потерь и равномерном со всех сторон окислении – от 0,635 до 1,08 мм, толщина окалины – от 1,21 – 1,33 до 2,05 – 2,27 мм. С увеличением или уменьшением потерь металла толщины окисленного металла и окалины пропорционально изменяются.

Приведенные расчетные данные, связывающие потери металла в печах при его окислении с толщиной окисленного слоя металла и образовавшейся окалины, к сожалению, по абсолютной величине являются весьма не представительными, даже для металла одной и той же марки, в том числе и при наличии лабораторных и расчетных данных. Проблематично использовать, например, в обратной задаче: по толщине окалины определить с необходимой точностью общие потери металла. Основные причины неточности таких расчетов связаны с неравномерностью разогрева и окисления разных участков заготовок, в частности слябов, например, ребер и их стыков, граней между заготовками, со стороны пода (особенно в томильной зоне), в местах контакта с опорами и направляющими, вблизи глиссажных труб, вблизи потоков горячих факельных и холодных подсываемых газов, у амбразур горелок. Это происходит в связи с перекосами в настройке горелок по расходу газов и n , негерметичностью рабочего пространства, наличия в нем окон и т. д. Поэтому единственным одновременно достаточно точным и надежным методом определения влияния режимов нагрева, как и новых конструктивных изменений печи на общее окисление конкретных заготовок в конкретных печах до настоящего времени является весовой экспериментальный метод окисления тех же заготовок в тех же печах. Однако, как

показывает анализ, по частным показателям окисления, например по относительному изменению толщины окалины, к примеру, на наиболее доступной верхней грани слябов в отдельных «точках» (участках), можно достаточно точно определить относительное изменение потерь металла при его окислении после тех или иных изменений температурно-временных параметров печи, атмосферного режима, режима работы горелок и пр.

Изменение потерь металла от окисления стальных слябов, например, на 1 кг/т или 7,5 % от существующего среднего значения их угара (для ОАО «НЛМК» в прокатных печах) только в зависимости от размеров слябов в соответствии с представленными выше данными соответствует изменению общей толщины окалины при равномерном окислении заготовок со всех сторон от 0,09 – 0,10 до 0,15 – 0,17 мм. Естественно, изменение потерь металла при изменении режимно-атмосферных и других параметров нагрева в целом может быть оперативно (до применения в подобных случаях трудоемкой и обычно завершающей или контрольной операции: очистки от окалины заготовок и их взвешивания) оценено по относительному изменению толщины окалины в нескольких точках. Например, как уже отмечалось, в наиболее удобной для этих целей верхней горизонтальной поверхности слябов. Конечно, и в этом случае необходимы предварительные контрольные натурные измерения толщины окалины в тех же точках на конкретных заготовках после их нагрева на предшествующих режимах испытаний.

Существует достаточно много методов автоматического непрерывного и периодического контроля скорости окисления металла в лабораторных условиях, которые, к сожалению, непосредственно нельзя применить для промышленных заготовок с целью прямого контроля толщины образующейся окалины. Это оптические для тонких слоев (фотометрический, интерференционный, поляризационный), гравиметрические (крутильные, пружинные весы и пр.), электрометрические (по изменению силы тока при окислении проволочных образцов и ленты, их электросопротивления и пр.) методы. Наиболее точным, надежным и простым оперативным методом оценки относительного изменения окисления промышленных заготовок в тех или иных производственных условиях их нагревания, безусловно, может быть только метод, связанный с механическим «точечным» отделением (или удалением) окалины от подложки после нагрева и механическим измерением ее толщины или глубины образовавшейся на месте удаленной окалины впадины. При использовании штангельглубиномера (электронного, с часовым механизмом и пр.) в нескольких «точках» скола и удаления окалины сразу же после выхода нагретого металла из печи, потребуется не более 10 – 15 с, т. е. анализ может быть выполнен без нарушения ритма транспортирования заготовок, например, по рольгангу к стану.

Достичь снижения окисления металла, а равно и толщины образовавшейся окалины, например, на 10 – 15 % в нагревательных печах можно разными способами, в том числе следующими.

- *Уменьшением температуры нагрева заготовок (начальной температуры прокатки иликовки) на 50 – 100 °С.* В оценочных расчетах следует иметь в виду, что окислением стали в прокатных и кузнечных печах при температуре ниже 700 °С можно пренебречь. С 850 – 900 °С практически для всех низко- и среднелегированных сталей скорость окисления начинает резко возрастать. В первом приближении, если окисление при 900 °С принять за 1, то, например, (по В. Шредеру [1]) при 700 °С оно будет равно 0,1, при 950 °С – 1,25, при 1000 °С – 2, при 1100 °С – 3,5, при 1300 °С – 7 и т.д. Опираясь на эти значения, соответственно можно оценить окисление стали и при промежуточной температуре. Так, например, для нагрева перед прокаткой в печи с шагающими балками холодных слябов с их нахождением в томильной зоне при 1250 °С в течение 25 % общего времени нагрева заготовок снижение температуры нагрева до 1200 °С приведет к снижению угара металла в томильной зоне на 16 %, до 1150 °С – на 27 %, а также общему снижению окисления стали при сохранении производительности печи на 10 – 15 %. Точность аналогичной расчетной оценки влияния температуры нагрева массивных слябов, упирающихся в друг друга и кладку пода, на их угар для условий толкательной методической печи значительно снижается. Естественно, получить надежные данные по угару при снижении температуры нагрева металла в тех или иных условиях можно, только опираясь, как уже отмечалось выше, на данные промышленного эксперимента, в том числе упрощенного по анализу изменения толщины окалины в конце нагрева (в одних и тех же «точках», на заготовках одной и той же марки стали и одних и тех размеров).

- *Уменьшением времени высокотемпературной части нагрева примерно на 5 – 10 %.* Температурный режим нагрева стали в этом случае может быть выбран, например, с привлечением известных дифференциальных уравнений кинетики окисления металла Ю.Р. Эванса, К. Вагнера и опытных производственных данных, позволяющих уточнить обычно меняющиеся параметры окисления и значения эмпирических коэффициентов в уравнениях. К сожалению, точность теоретического расчетного метода и в подобных задачах недостаточна даже для грубой оценки угара металла в печи при изменении режима ее работы. По различным причинам временная зависимость окисления может меняться от квадратного корня до линейной. Много неопределенности и в изменении при этом температуры поверхности заготовок. Теплопроводность окалины примерно на порядок меньше теплопроводности стали, с другой стороны, при ее окислении выделяется значительное количество тепла. Стандартные энтальпии

образования оксидов окалины железа изменяются от 263,8 до 821,4 кДж/кмоль, значительно различается и оптическая плотность оксидов. В связи с этим температура образующейся окалины может отличаться от температуры металлической подложки до 50–75 °С. Естественно, что и в этом случае обоснованный окончательный вывод даже только об относительном изменении угара металла может следовать только после его экспериментальной проверки в производственных условиях, что может быть также связано в первую очередь с анализом толщины образующейся окалины. Известный практический результат этого направления снижения окисления стали был подтвержден на печах Стальпроекта – толкательной печи двухстадийного нагрева с промежуточным отбором газа и относительно низкотемпературным томлением заготовок, а также на прямоточно-противоточной нагревательной печи с шагающим подом [7].

• *Снижением коэффициента расхода воздуха n менее 1,0.* Это наиболее часто и давно применяемый производственный способ снижения окисления стали, но и он требует практической проверки и определенной доработки в части безопасности его применения, синхронизации (по n) работы горелок, герметизации печи и предотвращения подсосов воздуха, введения надежного контроля окислительно-восстановительного потенциала продуктов сжигания топлива. Из-за относительно плохого смешения газов при использовании применяемых в настоящее время горелок (особенно «труба в трубе» и подобных им) и автоматических систем их регулирования, энергетических ограничений и выделения сажи снижение среднего коэффициента расхода воздуха ниже 0,8 сильно затруднено. Максимальное уменьшение окисления стали при таком снижении n может достигать 20 %. С переходом на работу печи с $n \leq 1,0$ структура трехслойной окалины меняется на однослойную, состоящую в условиях высокотемпературного нагрева только из вюститита. В ней также могут быть поры, трещины и включения магнетита. Наиболее важно при этом повышение прочности сцепления оксидного слоя с металлом, что часто, как уже отмечалось, в свою очередь приводит к снижению качества металлопроката и повышению брака по вкатанной окалине. Во избежание образования такой «злокачественной» окалины в работе [1] рекомендуется следующий атмосферный режим в методической печи: до 950–1050 °С греть металл при избытке окислителя топлива, т. е. при коэффициенте расхода воздуха выше 1,0 (1,15–1,25), а при более высокой температуре (в сварочной и томильной зонах) – при n меньше 1,0. Предполагается, что окалина в этом случае получается легко отстающей, что, конечно, требует опытной производственной проверки и уточнения газового режима применительно к различным маркам стали. При этом баланс теплоты первичного сжигания и дожигания газов должен быть выбран таким образом, чтобы продукты недожога топлива высокотемператур-

ных зон были полностью использованы в методической низкотемпературной зоне, не перегревая ее. Уместно подчеркнуть, что одновременно такой двухступенчатый режим использования топлива приводит и к существенному (до 50 %) снижению образования оксидов азота. Проблема безопасности работы печи, вызванная возможной фильтрацией газов неполного сжигания через свод, выбиванием их через окна и щели решается вентиляцией околочечного пространства и использованием вентилируемого загрязненного воздуха в горелках на той же печи.

Отдельной и весьма серьезной проблемой высокотемпературного нагрева в печах является внутреннее окисление и обезуглероживание стали. Внутреннее окисление сплава происходит только в том случае, если свободная энергия образования оксида легирующего элемента имеет более отрицательное значение, чем оксида основного металла. Причем скорость диффузии кислорода в сплав превосходит скорость диффузии элемента к поверхности сплава. В сплавах железа такими легирующими, подверженными внутреннему окислению, являются Cr, Mn, Si, Al и др. Значительно влияние на глубину «видимой» зоны внутреннего окисления (ЗВО) скорости окисления базового элемента сплава – железа, зависящей как от состава атмосферы в печи, так и ее доступности к поверхности заготовки. Проведенные исследования окисления трансформаторной стали сульфидного и нитридного вариантов выплавки при температуре 1380–1400 °С в течение 1 ч на микрозонде «Камека» показали следующие результаты.

С горизонтальной открытой стороны:

- при $n = 0,95 - 1,1$ ЗВО кремния и зона обеднения кремнием (ЗОК) отсутствуют;
- при $n = 0,5 - 0,53$ ЗВО кремния 250 мкм, ЗОК 300 мкм.

Со стороны контакта с магнезитовой кладкой:

- при $n = 0,95 - 1,1$ ЗВО кремния 650 мкм, ЗОК 300 мкм;
- при $n = 0,5 - 0,53$ ЗВО кремния 300 мкм, ЗОК 350 мкм.

Коэффициенты диффузии кремния и кислорода при 1400 °С соответственно составляли $0,5 \cdot 10^{-6}$ и 10^{-6} см²/с, содержание кремния в исходной стали – 2,9–3,2 %. Толщина окисленной стали на открытой поверхности достигала 4 мм. На поверхности образовывался расплав фаялита Fe_2SiO_4 ($t_{\text{пл}} = 1205$ °С). При $n \approx 0,5$ окисление железа прекращалось, легкоплавкая часть окалины практически отсутствовала.

Промышленные испытания на ВИЗ листовой трансформаторной стали, полученной из слэбов, нагретых при $n \approx 0,5$ в печи Челябинского металлургического комбината (ЧМК), по сравнению с обычной продукцией показали значительное ухудшение ее электрических свойств – повышение ваттных потерь и слабую магнитную индукцию. Кратковременная (около 10 мин) высокотемпературная выдержка слэбов перед

их выдачей из печи в продуктах горения при $n \approx 1,2$ и температуре 1350 – 1400 °С с жидким шлакоудалением расплавленной части образовавшейся окалины приводила к полному удалению ЗВО и восстановлению электрических свойств листовой прокатанной стали. При этом, по сравнению с обычным нагревом в печи с непрерывным окислением и жидким шлакоудалением, угар металла снижался с 40 – 50 до 5 – 10 кг/т, т. е. в 5 – 8 раз [5, 8].

Анализируя результаты по высокотемпературному окислению трансформаторной стали, можно особенно наглядно убедиться в сложности механизмов окисления, не представительности и не адекватности возможных расчетных методов контроля окисления без их самой серьезной увязки с экспериментальными данными в конкретных условиях производства.

Естественно, самым эффективным и точным решением проблем высокотемпературного окисления сталей, включая различные расчетные и производственные проблемы, было бы создание прокатных и кузнечных печей действительно безокислительного («белого» по М.А. Глинкову) нагрева, в которых окисление Fe (по крайней мере) было бы невозможным. С учетом окисления заготовок на воздухе при их регламентированной транспортировке после выдачи из печи перед прокаткой или ковкой толщина образовавшихся оксидных пленок не превышала бы 30 – 50 мкм, что не сказывалось бы на качестве поверхности металлопродукции. При этом, как было подтверждено на практике работы соответствующих печей, например Ступинского металлургического комбината (СМК), отпадает и необходимость в какой-либо зачистке поверхности металла перед его прокаткой или штамповкой.

Накопленный за последние полвека материал по безокислительному нагреву стали в производственных условиях на базе специально построенных печей в настоящее время вполне достаточен для окончательного практического решения этого вопроса. Остановимся на наиболее заметных моментах, связанных с созданием и эксплуатацией первых опытно-производственных печей.

На специально построенной на ОАО «НЛМК» (1960 – 1965 гг.) опытной рекуперативной печи – стенде размером пода-тепломера 1,5×3,0 м были получены весьма важные сведения для печей безокислительного нагрева стали об образовании сажи и длине кислородной зоны факела. Опыты проводили на горелках с наиболее хорошим предварительным смешением газов – инъекционных ($d_{н.г.} = 78$ мм). Оказалось, что даже при использовании таких горелок, работа печи при снижении n менее 0,60 – 0,65 резко осложняется из-за обильного выделения сажи. Затруднялись обслуживание, теплообмен, загрязнялась атмосфера цеха и комбината. Длина кислородной зоны факела неполного сжигания достигала в случае холодной смеси $(12 - 15)d_{н.г.}$, на подогретой смеси до $800 K - (5 - 10)d_{н.г.}$. Эти результаты были

учтены во всех в последующем построенных промышленных печах для безокислительного нагрева стали.

Впервые (1965 – 1970 гг.) и наиболее успешно работы по внедрению безокислительного нагрева стали в кузнечных камерных печах были проведены на СМК, позднее продолжены и на кольцевой печи Кулебакского металлургического завода с участием ГПИ «Гипроавиапром», ПО «Авиапромналадка». На СМК были построены три печи, каждую из которых эксплуатировали по несколько лет. В этих печах в безокислительном режиме, с соблюдением всех требований по качеству штампованных изделий для авиационного машиностроения, было нагрето более сотни тонн заготовок из стали ст. 45, 30ХГСА и др. На печах СМК впервые было установлено, что рассредоточенный низкоскоростной ввод первичных (восстановительных) газов и аэродинамическое разделение зон стадийного горения встречно направленными струями вторичного воздуха является надежной гарантией создания камерных и других печей с высокими технологическими и энергетическими показателями их работы. Все печи СМК работали без подогрева и обогащения воздуха кислородом. Весь газ с воздухом смешивали в циклоне, а практически молекулярно перемешанная таким образом смесь перед выходом в рабочее пространство печи воспламенялась в специальных предварительно разогретых каналах ее кладки, где и сгорала при $n \geq 0,48$ без выделения сажи [9]. Коэффициент $n = 0,48 - 0,49$ первичных продуктов сгорания с достаточной для практики точностью кузнецы контролировали оптически – визуально.

Значительный объем работ в те же годы по созданию относительно небольших печей безокислительного нагрева с преимущественно механическим разделением зон горения топлива был выполнен ВНИПИтеплопроектом [10]. Аналогичные печи разрабатывали и за рубежом. Наличие промежуточного свода, неизбежный при механическом разделении зон горения высокотемпературный подогрев воздуха (600 – 700 °С и выше) или значительное обогащение воздуха кислородом затрудняли создание и работу таких печей.

Первая относительно крупная проходная печь для «безокислительного нагрева» рядовой стали с открытым двухстадийным сжиганием топлива и ограниченным аэродинамическим разделением зон горения была построена в 1967 г. [9] с участием Днепропетровского металлургического института на базе реконструированной методической печи стана 550 Днепродзержинского металлургического завода (ДМЗ) с использованием коксового газа (КГ). Это была единственная печь такого типа на коксовом газе. Все подобные опытные промышленные печи отапливали природным газом (ПГ). К сожалению, КГ в то время на ДМЗ почти не подвергался очистке от серы и в нем содержалось до 5 – 15 г/м³ сероводорода (современная норма 0,1 – 0,5 г/м³). При отоплении таким КГ по мере снижения n на металле уси-

ливалось образование сульфидов, которые практически замещали обычную окалину, также плохо удалялись гидросбивом и закатывались в металл. В последующем работы, связанные с переводом этой печи на ПГ и безокислительный нагрев, полностью не были завершены и печь в течение почти года эксплуатировали в режиме малоокислительного нагрева при $n \approx 0,65 - 0,75$ со снижением угара стали в 1,5 – 2,0 раза по сравнению с обычным нагревом и увеличившимся поражением металлопроката вкатанной окалиной. Первичное же сжигание ПГ при меньших значениях n было невозможно из-за недостаточной пирометрии первичного горения, выделения сажи и неудовлетворительного распределения тепла по длине печи.

В разработке, строительстве и испытаниях (1970 – 1980 гг.) проходной высокотемпературной печи для нагрева слябов трансформаторной стали с регламентированным окислением приняли непосредственное участие такие известные организации, как ГПИ «Сталь-проект», ПТП «Уралэнергочермет», ВНИИМТ, ЦНИИЧЕРМЕТ, ЧЕЛЯБИПРОМЕЗ, ЧМК, ОАО «НЛМК», Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» и Московский государственный вечерний металлургический институт. В построенной на ЧМК печи с зоной регламентированного окисления в конце нагрева (в ней стгорало только около 0,7 % металла вместо 4,5 % в обычной печи) было нагрето около 50 тыс. т трансформаторной стали. Первой по ходу слябов в этой печи была зона с аэродинамическим разделением струями вторичного воздуха восстановительных газов, поступающих из зоны гомогенизирующей диффузионной выдержки металла, и продуктов горения зоны дожига. Для предотвращения подсосов газов высокоскоростными горелками зоны диффузионной выдержки металла она была отделена от других зон поперечными балками с соответствующими зазорами над разогретыми слябами.

Проходная печь ЧМК (стан 2300/1700) была первой крупной эксплуатируемой промышленной печью с аэродинамическим разделением рабочего пространства. Она работала на предварительно подготовленной общей для всей печи смеси ПГ с холодным воздухом при $n = 0,3$, в которую через специальные горелки поступал кислород (поперечными струями со скоростью около 70 м/с). Схемы и теплотехнический анализ возможных показателей подобных проходных печей для безокислительного нагрева стали рассмотрены в работе [11].

К основным проблемам, решение которых гарантирует качество атмосферы в условиях высокотемпературного безокислительного (по Fe) нагрева стали в печах на природном газе можно отнести:

- первичное сжигание топлива при базовом $n_0 = 0,48 - 0,50$;
- допустимое отклонение от n_0 в зонах расположения металла в связи с несинхронностью работы горелок и подсосов воздуха $\leq 0,005$;

- обеспечение качества регулирования базового n_0 с перерегулированием $\leq 0,01$;
- использование, наряду с визуальным методом контроля, автоматического оптического метода контроля базового n_0 ;
- механическое и струйное дросселирование потоков, исключаящее обратное циркуляционное перемещение газов из зоны дожига в зону нагрева металла;
- исключение опасности окисления металла кислородом первичного факела;
- молекулярное перемешивание газов первичного сжигания, исключаящее выделение дисперсного углерода – сажи при $n \geq 0,48$;
- нейтрализация опасности разгерметизации печей при загрузке и выгрузке металла.

Проблемы, возникающие при необезуглероживающем высокотемпературном нагреве углеродистых сталей, это все те же проблемы безокислительного нагрева, плюс проблемы достижения необходимой температуры, стабилизации углеродного потенциала, проблемы ацетилена, углерода – сажи и пироуглерода, образующихся при пиролизе метана в условиях формирования необходимой атмосферы. При температуре выше 600 °С изменение изобарно-изотермического потенциала (свободной энергии) образования оксида СО существенно более отрицательное, чем образования FeO, и с уменьшением окисления стали за счет снижения $n \leq 1,0$ видимая глубина обезуглероженного приповерхностного слоя увеличивается [6, 12, 13]. При таком обычно наблюдаемом результате, естественно, скорость диффузии углерода к поверхности заготовок превышает скорость диффузии кислорода в металл.

На ЧМК был проведен опытный необезуглероживающий нагрев в существующей методической печи (стан 780) с муфелированием блюмов шарикопошипниковой стали, что также может быть надежным основанием для разработки и строительства соответствующих печей безокислительного необезуглероживающего нагрева углеродистых сталей с импульсным применением чистого (не конверсированного) или в смеси с азотом природного газа [5].

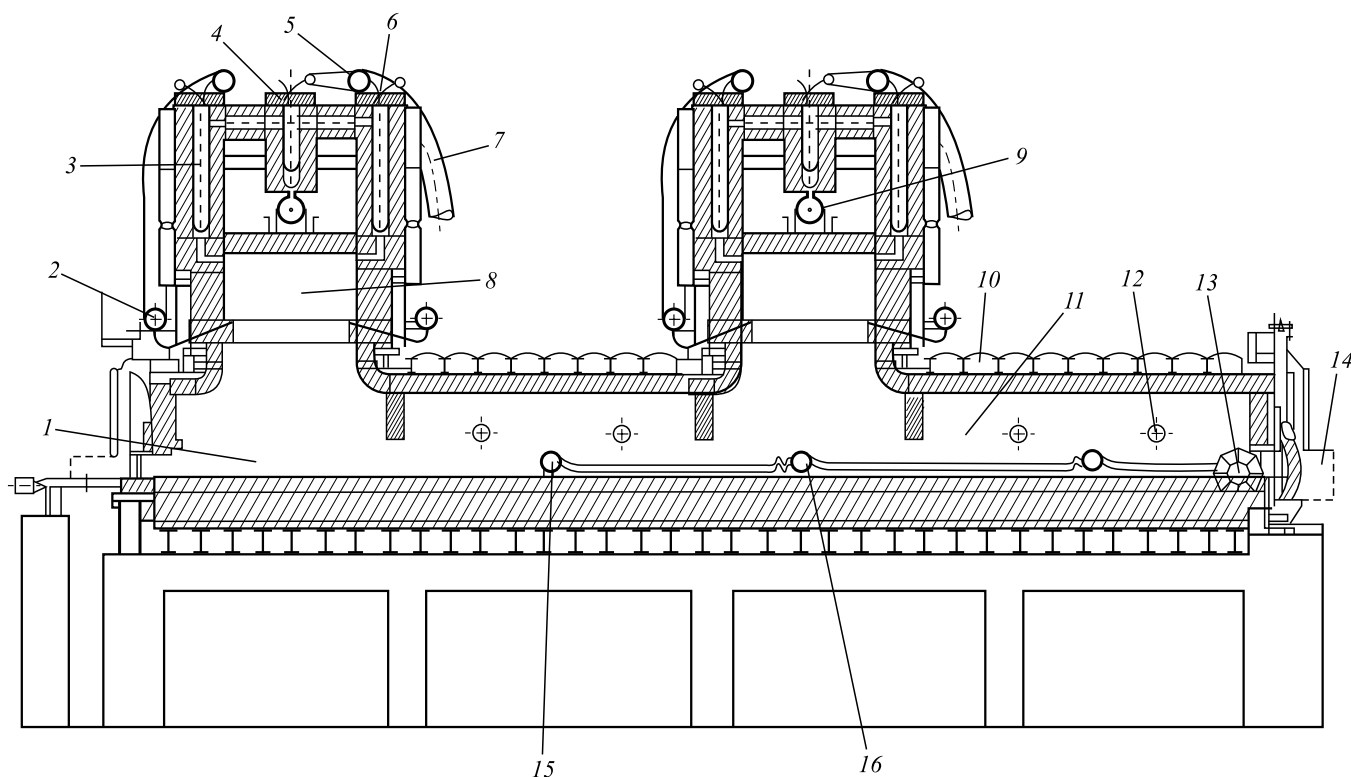
Термодинамический анализ [14] и промышленный нагрев блюмов подтверждают высокую технологическую и энергетическую эффективность высокотемпературного необезуглероживающего нагрева в безокислительной среде (по Fe) с применением муфелирования металла и импульсным вводом в муфель чистого или в смеси с азотом неконверсированного природного газа. При этом технологический расход природного газа, даже при длительном диффузионном отжиге стали, не превысит 1 – 3 % от его общего расхода в печи. Для реализации разработанной технологии высокотемпературного необезуглероживающего нагрева с целью достижения необходимой пластичности стали перед обработкой давлением наиболее пригодны толкатель-

ные проходные и камерные печи. Параметры ввода ПГ под муфель: объемная скорость $\text{ПГ} \geq 0,03 \text{ с}^{-1}$, пауза 100 – 300 с, время импульса 3 – 4 с. При этом никакой подготовки специальной «необезуглероживающей» атмосферы не требуется. Параметры ввода ПГ уточняются в зависимости от типа стали и результатов ее контрольного производственного нагрева.

Вариант проходной печи для безокислительного необезуглероживающего нагрева стали, основные элементы конструкции, отопления и управления которой были отработаны в производственных условиях, представлен на рисунке.

Количество зон дожигания газов (8) на представленной схеме с двухстадийным сжиганием топлива

определяется производительностью печи. На рисунке таких зон две. Со стороны стен печи муфель герметизируется песочным затвором (шамот, магнезит). Для крепления муфеля и ввода ПГ в печи устанавливаются балки. Поперечная водоохлаждаемая теплоизолированная балка (15) предназначена для крепления стеллюг, листового укрытия муфеля и подвески герметизирующих со стороны входа нагреваемого металла заслонок. Поперечная балка (16) с закрепленным на ней муфелем и теплоизолированным водоохлаждаемым трубопроводом с отверстиями (соплами) одновременно служит для импульсного ввода в муфель природного газа (или его смеси с азотом). Подобных теплоизолированных водоохлаждаемых балок-труб в печи устанавливается



Схематический разрез проходной толкательной рекуперативной печи для безокислительного необезуглероживающего нагрева стали перед пластической деформацией:

- 1 – открытый для безокислительного нагрева участок печи; 2 – трубопровод для подвода горячего вторичного воздуха к соплам аэродинамической завесы; 3 – петлевой металлический рекуператор со вставками для подогрева вторичного воздуха до 550 °C; 4 – петлевой металлический рекуператор для подогрева природного газа до 350 °C; 5 – сборный смесительный трубопровод первичного горячего воздуха и горячего природного газа; 6 – петлевой рекуператор со вставками для подогрева первичного воздуха до 550 – 580 °C; 7 – трубопровод для подвода горячей газовой смеси к горелкам; 8 – зона дожигания (вторая ступень сжигания) природного газа; 9 – трубопровод, соединенный с дымососом, для отвода продуктов горения из печи; 10 – герметизирующая сводовая крышка (одновременно клапан взрывной безопасности) на песочном затворе; 11 – участок печи для безокислительного необезуглероживающего нагрева с ковровым муфелем; 12 – амбразура горелки; 13 – окно для выдачи заготовок; 14 – шлюз-тамбур, герметизирующий окно выдачи и торцевое окно печи; 15 – головная поперечная водоохлаждаемая теплоизолированная балка; 16 – поперечная балка с трубопроводом для ввода ПГ

Schematic section of the pushing-through regenerative furnace for nonoxidative nondecarburization heating of steel before plastic deformation:

- 1 – furnace section open to nonoxidative heating; 2 – pipeline for supplying hot air to the secondary nozzles of aerodynamic curtain; 3 – loop metal heat exchanger with inserts for heating the secondary air to 550 °C; 4 – loop metal heat exchanger for heating the gas to 350 °C; 5 – mixing modular pipeline for the primary hot air and hot gas; 6 – loop heat exchanger with inserts for heating the primary air to 550 – 580 °C; 7 – pipeline for supplying hot gas mixture to the burners; 8 – afterburning zone of natural gas (the second stage of combustion); 9 – pipeline connected to exhaust fan for removing combustion products from the furnace; 10 – arched sealing cap (both explosive safety valve) on the sandy gate; 11 – furnace site for nonoxidative nondecarburization heating with carpeted muffle; 12 – burner loophole; 13 – window for issuance of blanks; 14 – gateway vestibule sealing the window issue and mechanical kiln window; 15 – head water-cooled heat-insulated transverse beam; 16 – crossbeam with the pipeline for gas input

несколько с шагом 3 – 5 м. Аналогично ПГ также вводится под заготовки.

Выводы. Натурное измерение толщины окалины в одних и тех же участках («точках») заготовок после их нагрева в печи является наиболее простым и надежным промышленным методом оценки изменения угара стали.

Предложенные и испытанные варианты камерных и проходных печей для безокислительного нагрева стали по тепловому КПД, КИТ, сложности обслуживания и выбору материалов для строительства практически принципиально не отличаются от обычных современных печей с одностадийным сжиганием топлива и различной степенью рекуперации тепла отходящих газов.

Любое повышение температуры воздуха горения и его обогащения кислородом, вплоть до использования чистого кислорода, не позволяют реализовать полноценный безокислительный нагрев стали открытым пламенем, по теплотехническим и экономическим показателям конкурентноспособный обычному традиционному нагреву, без аэродинамического разделения зон внутривспечного стадийного сжигания топлива.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Глишков М.А. Прокатные и кузнечные печи. – Свердловск – Москва: ОНТИ, 1936. – 399 с.
2. Сталь на рубеже столетий. / Под ред. Ю.С. Карабасова. – М.: МИСИС, 2001. – 664 с.
3. Ярошенко Ю.Г., Гордон Я.М., Ходоровская И.Ю. Энергоэффективные и ресурсосберегающие технологии черной металлургии. – Екатеринбург: ООО «УИПЦ», 2012. – 670 с.
4. Окисление и обезуглероживание стали / А.И. Ващенко, А.Г. Зеньковский, А.Е. Лифшиц и др. – М.: Металлургия, 1972. – 336 с.
5. Леонидова М.Н., Шварцман Л.А., Шульц Л.А. Физико-химические основы взаимодействия металлов с контролируруемыми атмосферами. – М.: Металлургия, 1980. – 264 с.
6. Темлянец М.В., Михайленко Ю.Е. Окисление и обезуглероживание стали в процессах нагрева под обработку давлением. – М.: Теплотехник, 2006. – 200 с.
7. Гусовский В.Л., Лифшиц А.Е., Усачев А.Б. Нагревательные и термические печи Стальпроекта: к 100-летию металлургического бюро В.Е. Грум-Гржимайло. 1915 – 2015 гг. / Под ред. А.Б. Усачова. – М.: Ин-т Стальпроект, 2015. – 260 с.
8. Шульц Л.А. По следам разработки и внедрения печей со стадийным сжиганием топлива и перспективы их развития в металлургии // Изв. вуз. Черная металлургия. 2005. № 10. С. 55 – 69.
9. Курносое В.В., Шульц Л.А. Безокислительный нагрев стали в камерных печах кузнечно-штамповочного производства // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 1. С. 9 – 13.
10. Бербенов В.И. Сжигание газа в печах безокислительного и малоокислительного нагрева. – Л.: Недра, 1988. – 175 с.
11. Курносое В.В., Шульц Л.А. Сравнительная оценка энерго-экологических показателей печей безокислительного нагрева стали перед обработкой давлением // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 5. С. 65 – 69.
12. Михайленко Ю.Е., Темлянец М.В. Исследование кинетики процессов окисления и обезуглероживания высокоуглеродистых сталей при нагреве // Изв. вуз. Черная металлургия. 2006. № 10. С. 44 – 47.
13. Темлянец М.В. Исследование процессов окисления и обезуглероживания стали при нагреве // Сталь. 2007. № 3. С. 58 – 60.
14. Курносое В.В., Шульц Л.А. Проблемы безокислительного обезуглероживающего высокотемпературного нагрева стали в топливных печах и возможные пути их решения // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 11. С. 10 – 14.

Поступила 30 марта 2016 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2016. Vol. 59. No. 7, pp. 470–478.

ON THE PROBLEMS OF CONTROL AND REDUCTION OF HIGH-TEMPERATURE LOSS OF STEEL IN HEATING FURNACES

L.A. Shul'ts

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

Keywords: scale, steel loss, soot, decarbonization, furnace, *n*, staging combustion.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-470-478

REFERENCES

1. Glinkov M.A. *Prokatnye i kuznechnye pechi* [Rolling and forging furnaces]. Sverdlovsk–Moscow: ONTI, 1936, 399 p. (In Russ.).
2. Belyanchikov L.N., Borodin D.I., Valavin V.S. etc. *Stal' na rubezhe stoletii* [Steel on the turn of the centuries]. Karabasov Yu.S. ed. Moscow: MISIS, 2001, 664 p. (In Russ.).
3. Yaroshenko Yu.G., Gordon Ya.M., Khodorovskaya I.Yu. *Energoeffektivnye i resursosberegayushchie tekhnologii chernoi metallurgii* [Energy-efficient and resource-saving technologies of ferrous metallurgy]. Ekaterinburg: ООО «УИПЦ», 2012, 670 p. (In Russ.).
4. Vashchenko A.I., Zen'kovskii A.G., Lifshits A.E. etc. *Okislenie i obezuglerozhivanie stali* [Oxidation and decarburization of steel]. Moscow: Metallurgiya, 1972, 336 p. (In Russ.).
5. Leonidova M.N., Shvartsman L.A., Shul'ts L.A. *Fiziko-khimicheskie osnovy vzaimodeistviya metallov s kontroliruemyimi atmosferami* [Physico-chemical principles of interaction of metals with controlled atmosphere]. Moscow: Metallurgiya, 1980, 264 p. (In Russ.).

Abstract. The problem of assessment of the steel loss in the thickness of scale is considered for industrial furnaces. The possibilities of different ways to reduce steel oxidation are analyzed. Particular attention is paid to the attendant difficulties of decrease of steel loss by reducing the oxidant consumption coefficient (*n*). The reality of achievement of substantially nonoxidative steel heating in industrial furnaces at present is shown. The author has highlighted their important technological characteristics: almost molecular mixing of the primary components of combustion (natural gas at $n = 0.48 - 0.5$), the synchronicity of the burners work and limit *n* deviation at regulation of primary combustion of fuel $\Delta n \leq 0.01$, the effective jet-mechanical throttling of primary gas flow precluding the reverse circulation of the primary products of incomplete combustion from the post-combustion zone to the metal heating zone. Directions of design and work options of forging and rolling furnaces are proposed with the achievement of the relevant indicators for the reduction or complete suppression of steel loss. The problems of internal high-temperature oxidation of silicon of transformer steel are particularly analyzed as well as the nondecarburization heating of ball-bearing steel.

6. Temlyantsev M.V., Mikhailenko Yu.E. *Okislenie i obezuglerozhivanie stali v prtsessakh nagreva pod obrabotku davleniem* [Oxidation and decarburization of steel during heat treatment under pressure]. Moscow: Teplotekhnika, 2006, 200 p. (In Russ.).
7. Gusovskii V.L., Lifshits A.E., Usachev A.B. *Nagrevatel'nye i termicheskie pechi Stal'proekta: k 100 – letiyu metallurgicheskogo byuro V.E. Grum – Grzhimailo. 1915-2015 gg.* [Heating and heat-treatment furnaces of Stal'proekt: to the 100th Anniversary of Groom-Grzhimailo Metallurgical Bureau. 1915-2015]. Usachov A.B. ed. Moscow: In-t Stal'proekt, 2015. 260 p. (In Russ.).
8. Shul'ts L.A. Following the traces of development and implementation of furnaces with the staged fuel combustion and their perspectives in metallurgy. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2005, no. 10, pp. 62–69. (In Russ.).
9. Kurnosov V.V., Shul'ts L.A. Nonoxidizing steel heating in blacksmith's shop batch furnace. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2012, no. 1, pp. 9–13. (In Russ.).
10. Berbenev V.I. *Szhiganie gaza v pechakh bezokislitel'nogo i malookislitel'nogo nagreva* [Combustion of gas in nonoxidative and low oxidative heating furnaces]. Leningrad: Nedra, 1988, 175 p. (In Russ.).
11. Kurnosov V.V., Shul'ts L.A. Energy and ecology indexes comparative estimation of nonoxidizing heating furnaces before metal forming. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2012, no. 5, pp. 65–69. (In Russ.).
12. Mikhailenko Yu.E., Temlyantsev M.V. Kinetic study of oxidation and decarburization processes at high-carbon steel heating. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2006, no. 10, pp. 44–47. (In Russ.).
13. Temlyantsev M.V. Investigation of the processes of oxidation and decarbonization of steel at heating. *Stal'*. 2007, no. 3, pp. 58–60. (In Russ.).
14. Kurnosov V.V., Shul'ts L.A. High temperature nonoxidizing non-decarburizing heating of steel in combined fuel furnaces: problems and decisions. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2012, no. 11, pp. 10–14. (In Russ.).

Information about the author:

L.A. Shul'ts, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Energy-Efficient and Resource-Saving Industrial Technologies"
(shul'ts@4polusa.ru)

Received March 30, 2016

УДК 621.778.04

ФИЗИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ЗАГОТОВОК ПЕРИОДИЧЕСКОГО ПРОФИЛЯ ВИБРАЦИОННЫМ ВОЛОЧЕНИЕМ

Горбатюк С.М.¹, д.т.н., профессор, зав. кафедрой «Инжиниринг
технологического оборудования» (sgor02@mail.ru)

Шаповал А.А.², к.т.н. (tungsten@yandex.ru)

Моспан Д.В.², к.т.н. (denys.mospan@gmail.com)

Драгобецкий В.В.², д.т.н., профессор, зав. кафедрой
«Технологии машиностроения» (vldrag@kdu.edu.ua)

¹ **Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»**
(119049, Россия, Москва, Ленинский пр., 4)

² **Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского**
(39600, Украина, Кременчуг, ул. Первомайская, 20)

Аннотация. Получение заготовок периодического профиля из никелевых и титановых сплавов является самостоятельной задачей в общей проблеме совершенствования технологии производства лопаток (однозамковых, двухзамковых). Выявлено, что при определенных схемах и режимах вибрационного деформирования (в частности, при виброволочении) наблюдается эффект периодического изменения диаметра прутка или проволоки по его оси. Установлено, что эффект периодического изменения диаметра прутка или проволоки при виброволочении связан с фрикционными колебаниями, потерей устойчивости при деформировании как при возникновении напряжений текучести в материале прутка, так и при образовании «шейки», а также как результат действия сил инерции. Получены зависимости, позволяющие определить условия неустойчивого деформирования и стабилизировать процесс получения периодического профиля путем управления параметрами процесса виброволочения.

Ключевые слова: вибрационное волочение, циклический подпор, периодический профиль, формообразование, инертные силы, самовыворачивающийся поршень.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-479-484

Производство заготовок периодического профиля под штамповку турбинных лопаток из труднодеформируемых никелевых и титановых сплавов чрезвычайно актуально и перспективно. Традиционная технология производства заготовок под штамповку лопаток, например из жаропрочного никелевого сплава ЖС6КП, изготовленных из прутков диаметром 40 – 50 мм, включает горячую прокатку за несколько десятков проходов с промежуточными нагревами. Заготовки турбинных лопаток меньшего диаметра получают обработкой резанием на токарных станках. Однако коэффициент использования металла по этой технологии не превышает 0,05 – 0,14 [1 – 4]. Заготовки периодических профилей так же можно получать асимметрической прокаткой металлических порошков с последующей механической обработкой [5, 6].

Получение заготовок периодического профиля из никелевых и титановых сплавов является самостоятельной задачей в общей проблеме совершенствования технологии производства лопаток (однозамковых, двухзамковых) [7]. Контроль свойств получаемой продукции целесообразно осуществлять методами неразрушающего контроля [8].

Изделия переменного сечения можно получать формообразованием в условиях сверхпластичности.

Основные преимущества способа связаны с большой деформационной способностью сверхпластических материалов, бесконтактными условиями деформирования и высокой устойчивостью процессов формоизменения. Эти изделия получают при условии, что одна из скоростей, определяющих кинематику процесса, постоянная, а другая изменяется по заданной программе. Способ эффективен в условиях мелкосерийного производства с широким ассортиментом изделий [9, 10]. Промышленное освоение этого процесса сдерживается недостатком знаний о формообразовании и кинематике очага деформации, а также низкой производительностью.

Эффективность и целесообразность промышленного применения процесса волочения с использованием колебаний звукового и ультразвукового диапазонов частот доказана работами многих исследователей [1 – 12]. Прерывистый характер деформирования при вибрации инструмента или обрабатываемого металла приводит к ряду положительных факторов, интенсифицирующих процессы металлообработки. При определенных схемах и режимах вибрационного деформирования (в частности, при виброволочении) наблюдается эффект периодического изменения диаметра прутка или проволоки по его оси. С одной стороны это можно расценивать как

отрицательный фактор, приводящий к искажению геометрии получаемого изделия. С другой стороны это открывает возможности для получения прутков и проволоки периодически повторяющегося сечения. В любом случае при отрицательной или положительной оценке этого фактора процессом необходимо управлять и знать его закономерности. Вероятно, это можно объяснить анализом следующих явлений.

Реализация условия, при котором одна из скоростей, определяющих кинематику процесса, постоянна, а другая изменяется по заданному закону. Периодический профиль заготовки впервые был получен при виброволочении с продольными колебаниями волоки [2] с определенной частотой колебаний. Однако существует целый арсенал способов изменения одной из скоростей при виброволочении: сообщение волоке или обрабатываемому металлу колебаний, направленных поперек или вокруг (вращательных) оси волочения и угловых. Кроме того, находит применение сочетание поперечных колебаний с продольными, волочение с циклическим подпором, волочение с пульсирующим противонапряжением, ступенчатое, двухступенчатое вибрационное волочение, волочение через две волоки, вибрирующие в противоположных фазах, трехступенчатое вибрационное волочение, волочение через систему из нескольких волок, нагружающихся поочередно.

Фрикционные автоколебания. В условиях трения твердых тел при постоянной или периодически изменяющейся силе тяги наблюдается несплошность скольжения, сопровождающаяся более или менее периодическими остановками. Возможные объяснения неустойчивости скольжения связаны с наличием падающей скоростной характеристики силы трения или появлением так называемого скачка ΔT силы трения при переходе от покоя к скольжению. В процессе каждого скачка происходит нарастание амплитуды нормально направленных асимметричных колебаний, приводящих к сжатию деформируемого материала. Проявлением этого вида колебаний в условиях виброволочения является нарушение закона движения вибрирующего инструмента и, как следствие, периодичность не только микрогеометрии, но и геометрии обрабатываемых заготовок. Оценить характер этого явления возможно при решении задачи упругопластического деформирования при виброволочении с заданием соответствующих граничных условий, связанных с законом трения, учитывающим фрикционные автоколебания.

Потеря устойчивости деформируемой системы. В процессах формообразования наблюдаются четыре типа пластической устойчивости деформируемого металла [3, 9]: полосы скольжения, сосредоточенное утонение, вторичные полосы скольжения, волнистость. В некоторых случаях периодический профиль заготовки может возникать при выходе из очага деформации в процессе виброволочения. Характер потери устойчивости происходит по схеме, отличной от эйлеровской.

Связь между деформирующей нагрузкой P и характерным перемещением U выражается кривой, вогнутой вниз. Такая зависимость $P-U$ наблюдается в условиях растяжения. Восходящий участок кривой соответствует устойчивым формам равновесия. В точке максимума нагрузка принимает стационарное значение, оставаясь постоянной при бесконечно малых изменениях U , соответствующих смежным формам равновесия. Состояние системы в точке максимума является критическим, а соответствующие значения $P = P_{кр}$ и $U = U_{кр}$ – критическими нагрузкой и перемещением. Критическая нагрузка $P_{кр}$ совпадает с максимальной несущей нагрузкой системы P_{max} . При такой нагрузке возможна локальная потеря устойчивости в виде местного утонения. Задача об устойчивости при упругопластическом деформировании решается путем исследования движения системы вблизи состояния равновесия. Неустойчивым является такое состояние, при котором малые возмущения вызывают движение, выводящее систему из окрестности равновесного состояния. Оценить критическую деформацию, при которой процесс пластического растяжения прутка, стержня или проволоки становится неустойчивым, возможно следующим образом.

Рассмотрим стержень, растягиваемый силой $P(t) = P_0 \sin(\omega t - A)$. В свою очередь текущее значение силы $P(t) = \sigma F$, где σ – нормальное напряжение в поперечном сечении прутка; F – площадь поперечного сечения; P_0 – амплитуда силы виброволочения; A – начальная амплитуда; ω – частота свободных колебаний вибровозбудителя.

При выполнении условия (1) образуется шейка.

$$dP = \left(\frac{d\sigma_1}{d\varepsilon} d\varepsilon + \frac{d\sigma_1}{d\dot{\varepsilon}} d\dot{\varepsilon} + \frac{d\sigma_1}{dt} dt \right) F + \frac{\sigma_1 dF}{d\varepsilon} d\varepsilon < 0, \quad (1)$$

где σ_1 – нормальное напряжение; ε – деформация; $\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon_1}{dt} = \frac{d \ln l}{dt}$ – скорость деформации удлинения прутка; l – длина очага деформации.

Для деформируемого прутка возможны различные близкие состояния, для которых уменьшение сечения компенсируется ростом напряжений вследствие упрочнения. Однако материал деформируемой системы (прутка) имеет некоторые нарушения, так называемые слабые места как геометрического, так и структурного характера. Вследствие локальных отклонений от правильности формы и от условий неоднородности в одном из мест образуется и быстро развивается шейка. Преобразовав уравнение (1), получаем условие неустойчивого деформирования:

$$\frac{d\sigma_1}{d\varepsilon} = \frac{\sigma_1}{(1 + \varepsilon)}. \quad (2)$$

Для материала, упрочняющегося по степенному закону, реологические свойства которого

описываются зависимостью $\sigma = c\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m$, где n – показатель деформационного упрочнения $= \text{const}$; $m = \frac{d \ln \sigma}{d \ln \dot{\varepsilon}}$ – показатель скоростного упрочнения ма-

териала $= \text{const}$; $c = \frac{\sigma_s}{D^{1/n}}$, где σ_s – статический предел текучести; D, n – постоянные величины для данного материала, $c = \text{const}$. При $m = 0$ материал не обладает вязкими свойствами, имеем $\varepsilon_{\text{кр}} = \frac{n}{1-n}$, где $\varepsilon_{\text{кр}}$ – критическая деформация.

Формирование периодического профиля произошло вне очага деформации под действием с одной стороны постоянного тянущего усилия, с другой стороны циклического подпора с противонапряжением при вибрировании волокна. В этих условиях, когда заготовка подвергается действию растягивающих и сжимающих нагрузок, после достижения максимальной (критической) нагрузки наступают условия неустойчивого равновесия. Для количественного описания и изучения неравновесных неустойчивых процессов [11] возможно использование равновесного подхода к отображению пластичности в рамках термодинамического и общесистемного подхода [12]. Для оценки степени деформации заготовки при выходе из очага деформации рационально использовать изменение площади поверхности деформируемой заготовки. Использование поверхности заготовки в качестве критерия деформации связано и с тем, что поверхность вообще является одним из основных дефектов кристаллической структуры [4, 13] и связана с образованием дополнительной поверхности заготовки.

Влияние инерционных сил. При виброволочении с достаточно высокой скоростью существенную роль начинают играть инерционные силы, возникновение и распространение волн в металле, локализация области пластической деформации и т.д. Последний фактор может привести к дестабилизации поперечных размеров получаемого изделия. Уравнения нежимаемости и движения имеют вид:

$$\text{div} \vec{v} = 0; \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{T(v_i)}{H(v_i)} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_k} + \frac{\partial v_k}{\partial x_i} \right) + \delta_{ik} \sigma_0 \right] + \rho F_i = \rho \frac{dv_i}{dt}, \quad (4)$$

где v – скорость перемещения частиц заготовки; $T(v_i)$ – интенсивность касательных напряжений; $H(v_i)$ – интенсивность скоростей деформаций сдвига; v_i – скорость течения металла при сдвиге; x_i, x_k – пространственные координаты, где $i = 1, 2, 3$; $k = 1, 2, 3$ – свободные индексы; δ_{ik} – символ Кронекера, $\delta_{ik} = \begin{cases} 1 & \text{при } i = k \\ 0 & \text{при } i \neq k \end{cases}$,

$\sigma_0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$, где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – главные напряжения в координатах x_1, x_2, x_3 .

Вполне допустимо рассматривать процесс волочения в одномерной постановке, когда уравнения движения приобретают наиболее простой вид:

$$\rho \left(\frac{\partial v_1}{\partial t} + v_1 \frac{\partial v_1}{\partial x_1} \right) = \frac{\partial \sigma_0}{\partial x_1} + \frac{4}{3} \frac{\partial}{\partial x_1} \left(\frac{T(v_1)}{H(v_1)} \frac{\partial v_1}{\partial x_1} \right), \quad (5)$$

где x_1, v_1 – пространственная координата и проекция скорости по оси x_1 .

Для идеально пластического материала при отсутствии конвекции это уравнение запишется следующим образом:

$$\rho \frac{\partial v_1}{\partial t} = \frac{\partial \sigma_1}{\partial x_1}. \quad (6)$$

Учитывая, что деформации малы, т. е. $\frac{\partial l}{\partial x_1} \ll 1$, то

$$\frac{\partial v_1}{\partial t} = \frac{\partial^2 l}{\partial t^2}.$$

Поскольку

$$\frac{\partial \sigma_1}{\partial x_1} = \frac{\partial \sigma_1}{\partial \varepsilon_1} \frac{\partial \varepsilon_1}{\partial x_1} = \frac{\partial \sigma_1}{\partial \varepsilon_1} \frac{\partial}{\partial x_1} \left(\frac{\partial l}{\partial x_1} \right) = \frac{\partial \sigma_1}{\partial \varepsilon_1} \frac{\partial^2 l}{\partial x_1^2}, \quad (7)$$

то получаем волновое уравнение

$$\frac{\partial^2 l}{\partial t^2} = \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial \sigma_1}{\partial \varepsilon_1} \frac{\partial^2 l}{\partial x_1^2}, \quad (8)$$

где ρ – плотность материала деформируемой системы.

Поскольку в уравнении (8) $\frac{d\sigma_1}{d\varepsilon_1} = \text{var}$, возникает

необходимость использования специальных методов его решения и анализа полученных результатов. Если принять допущение о справедливости гипотезы «плоских диаметральных сечений», решение можно представить в следующем виде. Элементарная энергия, необходимая для изменения скорости некоторой бесконечно малой массы материала dm в очаге деформации, равна импульсу, приложенному к данной массе силы:

$$d\Phi dt = dV_1 dm, \quad (9)$$

где Φ – инерционное усилие, приложенное к данной массе; t – время; V_1 – проекция скорости перемещения элемента заготовки на ось x_1 ; dm – бесконечно малая масса материала заготовки в очаге деформации.

Учитывая преимущественно осевое течение деформируемого материала, заменим дифференциалы скорости, времени и массы их значениями:

$$dm = \rho F dl; \quad (10)$$

$$dV_1 = V_0 \frac{dl}{l}; \quad (11)$$

$$dt = \frac{dl}{V_0}, \quad (12)$$

где V_0 – скорость волочения.

После преобразований получим:

$$d\Phi = \rho V_0^2 F \frac{dl}{l}. \quad (13)$$

Уравнение (1) принимает вид:

$$d(P \pm \Phi) = \sigma_1 dF + F d\sigma_1 = 0, \quad (14)$$

при этом

$$d\sigma_1 = \frac{\partial \sigma_1}{\partial \varepsilon} d\varepsilon + \frac{\partial \sigma_1}{\partial \dot{\varepsilon}} d\dot{\varepsilon} + \frac{\partial \sigma_1}{\partial t} dt. \quad (15)$$

Искомое условие приобретает вид:

$$\frac{1}{\sigma_1} \left(\frac{\partial \sigma_1}{\partial \varepsilon} d\varepsilon + \frac{\partial \sigma_1}{\partial \dot{\varepsilon}} d\dot{\varepsilon} + \frac{\partial \sigma_1}{\partial t} dt \right) = \frac{d\varepsilon}{1 + \varepsilon}. \quad (16)$$

При принятом законе деформационно-скоростного упрочнения получаем:

$$n\varepsilon^{n-1} \varepsilon^m d\varepsilon + m\varepsilon^n \varepsilon^{m-1} d\dot{\varepsilon} + \frac{\partial}{\partial t} (\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m) dt = \frac{\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m d\varepsilon}{1 + \varepsilon}. \quad (17)$$

Для материала с малым скоростным упрочнением $m \approx 0$ приходим к дифференциальному уравнению следующего вида:

$$nd\varepsilon + nd\dot{\varepsilon} = \frac{\varepsilon d\varepsilon}{1 + \varepsilon}. \quad (18)$$

Утонение на образце появляется при следующем соотношении деформации и ее скорости:

$$\dot{\varepsilon}(t) = \dot{\varepsilon}(0) [\varepsilon(n-1) - \ln(1 + \varepsilon)]. \quad (19)$$

По аналогии для вязких материалов с малым деформационным упрочнением $n = 0$ получаем:

$$\dot{\varepsilon}(t) = \dot{\varepsilon}(0) (1 + \varepsilon)^{\frac{1}{2m}}. \quad (20)$$

Таким образом, при полученных соотношениях кинематических параметров волочения обеспечиваются условия устойчивого формообразования.

Двухстороннее сжатие элемента заготовки на выходе из очага деформации. Калибрующий пояссок волоки препятствует радиальному течению материала заготовки, что аналогично действию сил внешнего трения при осадке цилиндрических заготовок. Сжатие элемента заготовки на выходе из волоки может быть обеспечено путем применения упругой опоры. Последняя может быть выполнена в виде кольцевой емкости с деформируемыми стенками, заполненными жидкостью под давлением (рис. 1.) [1].

Более предпочтительно упругую опору выполнить в виде самовыворачивающегося поршня. Применяя подходы конструирования, изложенные в работах [14, 15], спроектирован новый вибродеформирующий узел (рис. 2).

В соответствии с принципом Сен-Венана действие радиальных усилий затухает по мере удаления от контактных поверхностей. Поэтому при двухстороннем сжатии заготовок в середине длины сжатого элемента заготовки возникает схема линейного напряженного состояния.

Выводы. Эффект периодического изменения диаметра прутка или проволоки при виброволочении связан с фрикционными колебаниями, потерей устойчивости при деформировании как при возникновении напряжений

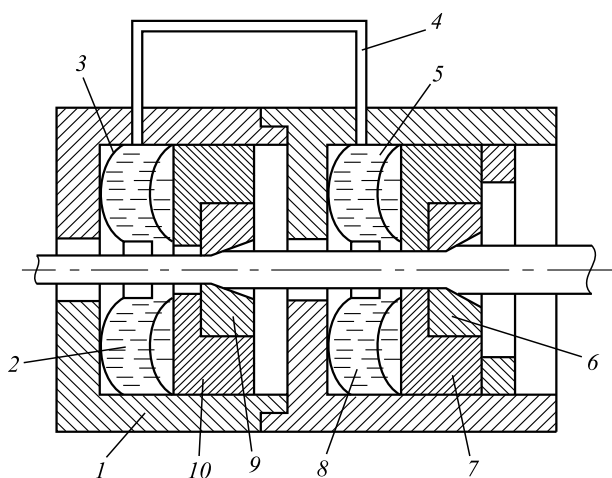


Рис. 1. Автоколебательное гидромеханическое устройство для волочения металла:
1 – корпус; 2, 8 – жидкость; 3, 5 – кольцевые емкости с упругими стенками; 4 – соединительный канал; 6, 9 – волоки; 7, 10 – волокодержатели

Fig. 1. Self-oscillatory hydromechanical device for metal drawing:
1 – case; 2, 8 – liquid; 3, 5 – ring containers with elastic walls;
4 – connecting channel; 6, 9 – drawers; 7, 10 – drawer holders

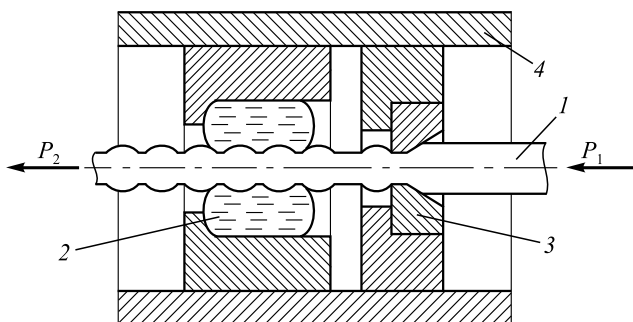


Рис. 2. Виброволочение с циклическим подпором при использовании в качестве упругой опоры самовыворачивающегося поршня:
1 – заготовка; 2 – самовыворачивающийся поршень; 3 – волока;
4 – волокодержатель

Fig. 2. Vibratory drawing with a cyclic support when the self-unscrewing piston was used as an elastic support of:
1 – billet; 2 – self-unscrewing piston; 3 – drawer; 4 – drawer holder

текучести в материале прутка, так и при образовании «шейки», а также как результат действия сил инерции.

Полученные зависимости позволяют определить условия неустойчивого деформирования и стабилизировать процесс получения периодического профиля путем управления параметрами процесса вибро-волочения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Клименко В.М., Шаповал В.Н. Вибрационная обработка металлов давлением. – Киев: Техника, 1977. – 128 с.
2. Шаповал А. Н., Шаповал А. А. Разработка устройства для многоступенчатого вибрационного волочения металла // Цветные металлы. 2002. № 4. С. 77 – 82.
3. Федоров В.В. Основы эргодинамики и синергетики деформируемых тел. – Калининград: КГТУ, 2010. – 202 с.
4. Shlyk S., Khorolskyi V., Naumova M. Simulation of the chamfering process in dies // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 2015. Vol. 2. No. 7(74). P. 42 – 47.
5. Gogaev K.A., Kalutskii G.Ya., Voropaev V.S. Asymmetric rolling of metal powders. I. Compactability of metal powders in asymmetric rolling // Powder Metallurgy and Metal Ceramics. 2009. March. Vol. 48. Issue 3. P. 152 – 156.
6. Symonova A.A., Verezub O.N., Sycheva A.A. etc. Surface grain coarsening and surface during machining of ultra-grained titanium // Journal of Mining and Metallurgy. Sec. B. 2012. Vol. 48. No. 3. P. 378 – 389.
7. Mazur V.L. Opportunities and prospects of the ukrainian metallurgy development // Metallurgical and Mining Industry. 2015. No. 11. P. 212 – 217.
8. Gorbatyuk S.M., Shapoval A.N., Rybakov V.S. etc. Nondestructive method of checking the quality of a semifinished product for tungsten wire // Metallurgist. 1999. Vol. 43. Issue 11 – 12. P. 561 – 565.
9. Малышев В.П., Абдрахманов Б.Т., Нурмагамбетова А.М. Плавкость и пластичность металлов. – М.: Научный мир, 2004. – 148 с.
10. Dragobetskii V.V., Shapoval A.A., Mospan D.V. etc. Excavator Bucket Teeth Strengthening Using a Plastic Explosive Deformation // Metallurgical and Mining Industry. 2015. No. 4. P. 363 – 368.
11. Kukhar V.V., Vasylevskyi O.V. Experimental research of distribution of strains and stresses in work-piece at different modes of stretch-forging with rotation in combined dies // Metallurgical and Mining Industry. 2014. No. 3. P. 71 – 78.
12. Огородников В. А., Савчинский И. Г., Нахайчук О. В. Напряженно-деформированное состояние при формировании внутреннего шлицевого профиля методом обжатия на оправке // Тяжелое машиностроение. 2004. № 12. С. 31 – 33.
13. Shapoval A.N., Gorbatyuk S.M., Gorbatyuk M.S. Improving the technology for making tungsten wire // Metallurgist. 1998. Vol. 42. Issue 9 – 10. P. 392 – 395.
14. Eron'ko S.P., Smirnov A. N., Tsuprun A.Yu. etc. Industrial tests of a new generation of cassette-type gates for metallurgical plants in Ukraine // Refractories and Industrial Ceramics. 2006. March. Vol. 47. Issue 2. P. 85 – 87.
15. Eron'ko S.P. Efficient slide-gate systems // Metallurgist. 2003. Vol. 47. Issue 3. P. 158 – 162.

Поступила 30 марта 2016 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2016. Vol. 59. No. 7, pp. 479–484.

PHYSICAL PRINCIPLES OF MANUFACTURING OF PERIODIC PROFILE BARS BY VIBRATORY DRAWING

S.M. Gorbatyuk¹, A.A. Shapoval², D.V. Mos'pan²,
V.V. Dragobetskii²

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

² Kremenchuk Mykhailo Ostrogradskyi National University, Kremen-
chuk, Ukraine

Abstract. Manufacturing of periodic profile bars of nickel and titanium alloys is an independent task in the general problem of improving blade manufacturing technology (single-locked, double-locked). It was found that under certain schemes and vibrational deformation modes (in particular, when vibratory drawing) the effect of periodic changes of the bar or wire diameter along its axis is observed. It also was found that the effect of the periodic variation of the diameter of the rod or wire at vibratory drawing is associated with friction fluctuations, loss of stability during deformation both during the yield stress in the bar material and the formation of a "neck", and also as a result of the action of the inertia forces. The dependences for determining the conditions of the unstable strain and stabilizing the manufacturing process of a periodic profile by controlling the parameters of the vibratory drawing were obtained.

Keywords: vibratory drawing, cyclic support, periodic profile, forming, inert forces, self-unscrewing piston.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-479-484

REFERENCES

1. Klimenko V.M., Shapoval V.N. *Vibratsionnaya obrabotka metallov davleniem* [Vibratory metal forming]. Kiev: Tekhnika, 1977, 128 p. (In Russ.).
2. Shapoval A.N., Shapoval A.A. Development of the unit for multi-stage vibration drawing of metal product. *Tsvetnye Metally*. 2002, no. 4, pp. 77–82.
3. Fedorov V.V. *Osnovy ergodinamiki i sinergetiki deformiruemykh tel* [Basics ergodynamics and synergy of deformable bodies]. Kaliningrad: KGTU, 2010, 202 p. (In Russ.).
4. Shlyk S., Khorolskyi V., Naumova M. Simulation of the chamfering process in dies. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2015, vol. 2, no. 7(74), pp. 42–47.
5. Gogaev K.A., Kalutskii G.Ya., Voropaev V.S. Asymmetric rolling of metal powders. I. Compactability of metal powders in asymmetric rolling. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*. 2009, vol. 48, Issue 3, pp. 152–156.
6. Symonova A.A., Verezub O.N., Sycheva A.A., Verezub N.V., Havin V.L., Kaptay G. Surface grain coarsening and surface during machining of ultra-grained titanium. *Journal of Mining and Metallurgy. Sec. B*, 2012, vol. 48, no. 3, pp. 378–389.
7. Mazur V.L. Opportunities and prospects of the ukrainian metallurgy development. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015, no. 11, pp. 212–217.
8. Gorbatyuk S.M., Shapoval A.N., Rybakov V.S. etc. Nondestructive method of checking the quality of a semifinished product for tungsten wire. *Metallurgist*. 1999, vol. 43, Issue 11–12, pp. 561–565. DOI: 10.1007/BF02463583.
9. Malyshev V.P., Abdrakhmanov B.T., Nurmagambetova A.M. *Plavkost' i plastichnost' metallov* [Fusibility and plasticity of metals]. Moscow: Nauchnyi mir, 2004, 148 p. (In Russ.).
10. Dragobetskii V.V., Shapoval A.A., Mospan D.V., Trotsko O.V., Lotous V.V. Excavator Bucket Teeth Strengthening Using a Plastic

- Explosive Deformation. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015, no. 4, pp. 363–368.
11. Kukhar V.V., Vasylevskyi O.V. Experimental research of distribution of strains and stresses in work-piece at different modes of stretch-forging with rotation in combined dies. *Metallurgical and Mining Industry*. 2014, no. 3, pp. 71–78.
 12. Ogorodnikov V.A., Savchinskii I.G., Nakhaichuk O.V. Stressed-strained state during forming the internal slot section by mandrel reduction. *Tyazheloe Mashinostroenie*. 2004, no. 12, pp. 31–33. (In Russ.).
 13. Shapoval A.N., Gorbatyuk S.M., Gorbatyuk M.S. Improving the technology for making tungsten wire. *Metallurgist*. 1998, vol. 42, Issue 9–10, pp. 392–395.
 14. Eron'ko S.P., Smirnov A. N., Tsuprun A. Yu., Belobrov Yu.N., Lario-nov A.A., Tokii A.N., Giesen R. Industrial tests of a new generation of cassette-type gates for metallurgical plants in Ukraine. *Refrac-tories and Industrial Ceramics*. 2006, vol. 47, Issue 2, pp. 85–87.
 15. Eron'ko S.P. Efficient slide-gate systems. *Metallurgist*. 2003, vol. 47, Issue 3, pp. 158–162.

Information about the authors:

S.M. Gorbatyuk, Dr. Eng., Professor, Head of the Chair “Engineering of Technological Equipment” (gorbatuksm@isis.ru)

A.A. Shapoval, Cand. Sci. (Eng.)

D.V. Mos'pan, Cand. Sci. (Eng.)

V.V. Dragobetskii, Dr.Sci. (Eng.), Professor, Head of the Chair “Engi-neering Technology”

Received March 30, 2016

УДК 669.014

ТЕРМОДИНАМИКА РАСТВОРОВ КИСЛОРОДА В РАСПЛАВАХ НИКЕЛЯ, СОДЕРЖАЩИХ АЛЮМИНИЙ И ТИТАН*

Александров А.А.¹, к.т.н., старший научный сотрудник (a.a.aleksandrov@gmail.com)
Дашевский В.Я.^{1,2}, д.т.н., профессор кафедры энергоэффективных и ресурсосберегающих
промышленных технологий, зав. лабораторией (vdashev@imet.ac.ru)
Леонтьев Л.И.^{1,2,3}, академик РАН, советник, д.т.н., профессор,
главный научный сотрудник (lleontev@imet.ac.ru; leo@presidium.ras.ru)

¹ Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН

(119334, Россия, Москва, Ленинский пр., 49)

² Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

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

³ Президиум РАН

(119991, Россия, Москва, Ленинский пр., 32а)

Аннотация. Проведен термодинамический анализ растворов кислорода в жидком никеле, содержащем алюминий и титан. Показано, что присутствующие в расплаве алюминий и титан существенно снижают растворимость кислорода по мере повышения их содержания. Однако после достижения в случае алюминия 0,205 % и в случае титана 0,565 % концентрация кислорода в расплаве начинает возрастать по мере увеличения содержания алюминия и титана. Определены минимальные концентрации кислорода при раскислении расплава никеля алюминием ($1,44 \cdot 10^{-4}$ % О) и титаном ($2,98 \cdot 10^{-4}$ % О). Полученные результаты позволяют предложить оптимальный вариант легирования никелевых сплавов алюминием и титаном. Первоначально производят раскисление расплава алюминием в количестве, обеспечивающем минимальную концентрацию кислорода в расплаве (~0,2 % Al). Затем удаляют образовавшуюся оксидную фазу, чтобы предотвратить возможность повторного окисления расплава. И только после этого расплав легируют алюминием и титаном до требуемых их содержаний в сплаве.

Ключевые слова: никель, алюминий, титан, кислород, термодинамический анализ, растворимость.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-485-490

Никелевые сплавы широко используются в современной технике. Широкое применение нашли жаропрочные никелевые сплавы, содержащие, в частности, алюминий и титан [1, 2]. Развитие новых отраслей техники требует резкого повышения качества никелевых сплавов, в значительной степени определяемого чистотой металла по примесям, в частности по кислороду. Кислород является непременным участником процессов производства сплавов. Кислород, содержащийся в сплавах, снижает их служебные свойства. Получение готового металла с минимальной концентрацией кислорода является основной задачей процесса раскисления [3].

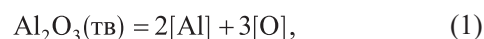
В процессе раскисления достигается снижение концентрации растворенного кислорода. Степень понижения концентрации растворенного кислорода, при прочих равных условиях, обусловлена раскислительной способностью элемента-раскислителя. Раскислительная способность элемента может быть определена как концентрация растворенного в расплаве кислорода, находящегося при данной температуре в равновесии с определенным содержанием элемента-раскислителя, также растворенного в расплаве. Большей раскислительной

способностью обладает тот элемент, которому при данной температуре и одинаковом содержании в расплаве соответствует более низкая концентрация кислорода [4].

Изучение физико-химических свойств растворов кислорода в металлических расплавах является одной из неотложных задач теоретической и практической металлургии. Представляют научный и практический интерес исследования термодинамики растворов кислорода в никелевых сплавах, содержащих алюминий и титан. В этих сплавах содержание алюминия и титана может составлять до 3 – 5 % каждого [1, 2].

Система Ni–Al. При раскислении никеля алюминием продуктами реакции в зависимости от содержания алюминия в расплаве могут быть оксиды $\text{NiO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$ и Al_2O_3 . Как показали термодинамические расчеты [5], при 1873 К оксид $\text{NiO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$ образуется при содержании алюминия в жидком никеле менее $3,94 \cdot 10^{-6}$ %, поэтому в данной работе реакция образования оксида $\text{NiO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$ не рассматривается.

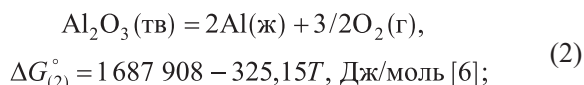
Реакция взаимодействия алюминия с кислородом в жидком никеле



* Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта №16-03-00641 А.

$$K_{(1)} = \frac{([\% \text{Al}] f_{\text{Al}})^2 ([\% \text{O}] f_{\text{O}})^3}{a_{\text{Al}_2\text{O}_3}}, \quad (1a)$$

может быть представлена как сумма реакций



$$\begin{aligned} 2\text{Al}(\text{ж}) &= [\text{Al}]_{1\%(\text{Ni})}, \\ \Delta G_{(3)}^\circ &= 2RT \ln \left(\frac{\gamma_{\text{Al}}^\circ M_{\text{Ni}}}{100M_{\text{Al}}} \right); \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} 3/2\text{O}_2(\text{г}) &= 3[\text{O}]_{1\%(\text{Ni})}, \\ \Delta G_{(4)}^\circ &= 3RT \ln \left(\frac{\gamma_{\text{O}}^\circ M_{\text{Ni}}}{100M_{\text{O}}} \right), \end{aligned} \quad (4)$$

где γ_i° – коэффициент активности компонента i в расплаве при бесконечном разбавлении; M_i – атомная масса компонента i .

Результаты расчета величины константы равновесия реакции (1), значения коэффициентов активности γ_{Al}° и γ_{O}° и параметров взаимодействия приведены ниже:

$\lg K_{(1)}$	–13,739
γ_{Al}°	$2,2 \cdot 10^{-4}$ [7]
γ_{O}°	0,337 [8]
$e_{\text{Al}}^{\text{Al}}$	0,085 [7]
e_{O}^{Al}	–1,47 [7]
e_{Al}^{O}	–2,488 [7]
e_{O}^{O}	0 [8]
r_{O}^{Al}	0,27 [9]

Для расплавов никеля, содержащих алюминий и кислород, по данным работы [9] величина параметра r_{O}^{Al} может быть использована до содержания алюминия 2 %.

Концентрация кислорода в расплаве, равновесная с заданным содержанием алюминия, может быть рассчитана по уравнению

$$\begin{aligned} \lg [\% \text{O}] &= \frac{1}{3} \left\{ \lg K_{(1)} + \lg a_{\text{Al}_2\text{O}_3} - 2 \lg [\% \text{Al}] - \right. \\ &\quad \left. - [2e_{\text{Al}}^{\text{Al}} + 3e_{\text{O}}^{\text{Al}}] [\% \text{Al}] - [3e_{\text{O}}^{\text{O}} + 2e_{\text{Al}}^{\text{O}}] [\% \text{O}] - \right. \\ &\quad \left. - 3r_{\text{O}}^{\text{Al}} [\% \text{Al}]^2 \right\}, \end{aligned} \quad (5)$$

где e_i^j – параметр взаимодействия первого порядка [10]; r_i^j – параметр взаимодействия второго порядка [11] при выражении концентрации компонентов в массовых процентах.

Оксид Al_2O_3 при 1873 К твердый ($T_{\text{пл}} = 2327 \text{ К}$ [12]), поэтому $a_{\text{Al}_2\text{O}_3} = 1$. Величину $[\% \text{O}]$ в правой час-

ти уравнения (5) можно выразить через отношение $\left(\frac{K_{(1)}}{[\% \text{Al}]^2} \right)^{1/3}$, если принять в уравнении (1a), что $f_{\text{Al}} \approx 1$ и $f_{\text{O}} \approx 1$. Такая замена не вносит заметной погрешности в расчеты [2]. Тогда уравнение (5) примет вид

$$\begin{aligned} \lg [\% \text{O}] &= \frac{1}{3} \left\{ \lg K_{(1)} - 2 \lg [\% \text{Al}] - [2e_{\text{Al}}^{\text{Al}} + 3e_{\text{O}}^{\text{Al}}] \times \right. \\ &\quad \times [\% \text{Al}] - [3e_{\text{O}}^{\text{O}} + 2e_{\text{Al}}^{\text{O}}] \left(\frac{K_{(1)}}{[\% \text{Al}]^2} \right)^{1/3} - \\ &\quad \left. - 3r_{\text{O}}^{\text{Al}} [\% \text{Al}]^2 \right\}. \end{aligned} \quad (5a)$$

С учетом значений параметров взаимодействия для реакции (1) при 1873 К уравнение (5a) примет вид

$$\begin{aligned} \lg [\% \text{O}] &= -4,580 - \frac{2}{3} \lg [\% \text{Al}] + 1,413 [\% \text{Al}] + \\ &\quad + \frac{4,365 \cdot 10^{-5}}{[\% \text{Al}]^{2/3}} - 0,27 [\% \text{Al}]^2. \end{aligned} \quad (6)$$

Зависимости равновесной концентрации кислорода от содержания в расплаве алюминия при 1873 К приведены в табл. 1 и на рисунке. Как видно из приведенных данных, в никеле раскислительная способность алюминия достаточно высокая. Кривая растворимости кислорода проходит через минимум. Содержание алюминия, которому соответствует минимальная концентрация кислорода, рассчитано по уравнению [13]

$$[\% \text{R}]' = - \frac{m}{2,3 (me_{\text{R}}^{\text{R}} + ne_{\text{O}}^{\text{R}})}, \quad (7)$$

где m и n – коэффициенты в формуле оксида $R_m\text{O}_n$. В случае оксида алюминия Al_2O_3 уравнение (7) примет вид

$$[\% \text{Al}]' = - \frac{1}{2,3} \frac{2}{(2e_{\text{Al}}^{\text{Al}} + 3e_{\text{O}}^{\text{Al}})}. \quad (7a)$$

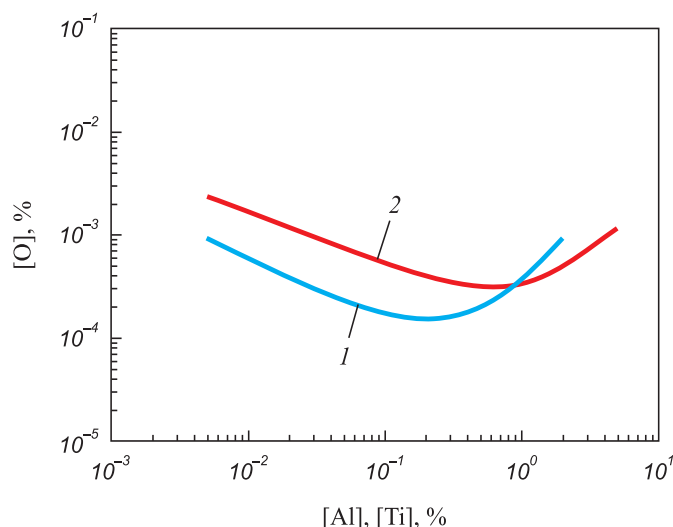
По уравнению (7a) рассчитано содержание алюминия в точке минимума $[\text{Al}]' = 0,205 \%$, соответст-

Таблица 1

Равновесные концентрации алюминия и кислорода в расплавах никеля при 1873 К, %

Table 1. Equilibrium concentrations of aluminum and oxygen in nickel melts at 1873 K, %

[Al]	[O]·10 ⁴	[Al]	[O]·10 ⁴	[Al]	[O]·10 ⁴
0,005	9,18	0,05	2,28	0,5	1,82
0,01	5,87	0,1	1,68	1,0	3,66
0,02	3,82	0,2	1,44	2,0	9,25



Зависимость концентрации кислорода в жидком никеле от содержания алюминия (1) и титана (2) при 1873 К

Dependence of the oxygen concentration in liquid nickel on the (1) aluminum and (2) titanium contents at 1873 K

вующая ему минимальная концентрация кислорода $[O]_{\min} = 1,44 \cdot 10^{-4} \%$.

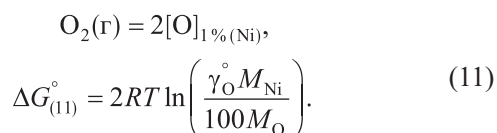
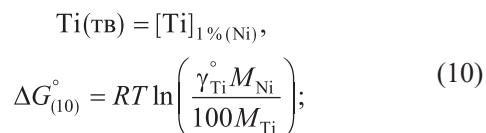
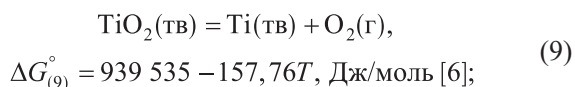
Система Ni–Ti. При раскислении никеля титаном в зависимости от содержания титана в расплаве продуктом реакции могут быть оксиды: $NiO \cdot TiO_2$; TiO_2 ; Ti_3O_5 ; Ti_2O_3 ; TiO . Как показали термодинамические расчеты [14], при 1873 К оксид $NiO \cdot TiO_2$ образуется при содержании титана в жидком никеле менее $8,98 \cdot 10^{-8} \%$, поэтому в данной работе реакция образования оксида $NiO \cdot TiO_2$ не рассматривается.

Реакцию раскисления никеля титаном, продуктом которой является оксид TiO_2 ,



$$K_{(8)} = \frac{([O]_{Ti}) f_{Ti} ([O]_{fO})^2}{a_{TiO_2}} \quad (8a)$$

можно представить как сумму реакций



Результаты расчета величины константы равновесия реакции (8), значение коэффициента активности γ_{Ti}°

и параметров взаимодействия для никеля при 1873 К приведены ниже:

$\lg K_{(8)}$	–7,581
γ_{Ti}°	0,00019 [8]
e_{Ti}^{Ti}	0,080
$e_{O_2}^{Ti}$	–0,51 [9]
$e_{Ti}^{O_2}$	–1,535 [9]
r_{Ti}^{Ti}	0,036 [9]
$r_{Ti}^{O_2}$	–0,355 [14]

Для расплавов никеля, содержащих титан и кислород, величина параметра $r_{O_2}^{Ti}$ может быть использована до содержания титана 5 % [9].

В литературе нет сведений о величине параметра взаимодействия e_{Ti}^{Ti} в никеле, он был рассчитан по формуле [6]

$$\varepsilon_i^j = -\frac{2\Delta\bar{H}_i}{RT}.$$

По данным [8] $\Delta\bar{H}_{Ti(Ni)} = -118\,486$ Дж/моль, откуда $\varepsilon_{Ti}^{Ti} = 15,213$ и $e_{Ti}^{Ti} = 0,080$.

Концентрации кислорода в расплаве, равновесные с заданным содержанием титана, для реакции (8) можно рассчитать по уравнению

$$\lg [\% O] = \frac{1}{2} \left\{ \lg K_{(8)} + \lg a_{TiO_2} - \lg [\% Ti] - \right. \\ \left. - [e_{Ti}^{Ti} + 2e_{O_2}^{Ti}] [\% Ti] - [2e_{O_2}^{O_2} + e_{Ti}^{O_2}] [\% O] - \right. \\ \left. - 2r_{O_2}^{Ti} [\% Ti]^2 - r_{Ti}^{O_2} [\% O]^2 \right\}. \quad (12)$$

Оксид TiO_2 ($T_{пл} = 2185$ К [15]) при 1873 К твердый, поэтому $a_{TiO_2} = 1$. Величину $[\% O]$ в правой части уравнения (12), как показано выше, можно выразить через отношение $\left(\frac{K_{(8)}}{[\% Ti]} \right)^{1/2}$, если принять в уравнении (1a), что $f_{Ti} \approx 1$ и $f_{O_2} \approx 1$. Тогда уравнение (12) примет вид

$$\lg [\% O] = \frac{1}{2} \left\{ \lg K_{(8)} - \lg [\% Ti] - \right. \\ \left. - [e_{Ti}^{Ti} + 2e_{O_2}^{Ti}] [\% Ti] - [2e_{O_2}^{O_2} + e_{Ti}^{O_2}] \left(\frac{K_{(8)}}{[\% Ti]} \right)^{1/2} - \right. \\ \left. - 2r_{O_2}^{Ti} [\% Ti]^2 - r_{Ti}^{O_2} \left(\frac{K_{(8)}}{[\% Ti]} \right) \right\}. \quad (12a)$$

С учетом значений параметров взаимодействия для реакции (8) при 1873 К уравнение (12a) примет вид:

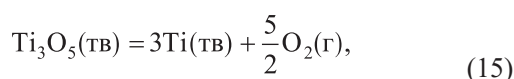
$$\lg [\% O] = -3,790 - \frac{1}{2} \lg [\% Ti] + 0,470 [\% Ti] + \\ + \frac{1,244 \cdot 10^{-4}}{[\% Ti]^{1/2}} - 0,036 [\% Ti]^2 + \frac{4,662 \cdot 10^{-9}}{[\% Ti]}. \quad (13)$$

Реакцию раскисления никеля титаном, продуктом которой является оксид Ti_3O_5 ,

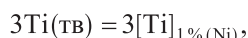


$$K_{(14)} = \frac{([Ti]f_{Ti})^3 ([O]f_O)^5}{a_{Ti_3O_5}} \quad (14a)$$

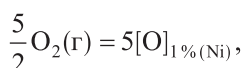
можно представить как сумму реакций



$$\Delta G_{(15)}^\circ = 2\,427\,004 - 414,41T, \text{ Дж/моль [6];}$$



$$\Delta G_{(16)}^\circ = 3RT \ln \left(\frac{\gamma_{Ti}^\circ M_{Ni}}{100M_{Ti}} \right); \quad (16)$$



$$\Delta G_{(17)}^\circ = 5RT \ln \left(\frac{\gamma_O^\circ M_{Ni}}{100M_O} \right). \quad (17)$$

Величина константы равновесия реакции (14) при 1873 К составляет $\lg K_{(14)} = -19,621$.

Концентрации кислорода в расплаве, равновесные с заданным содержанием титана, для реакции (14) можно рассчитать по уравнению

$$\lg [O] = \frac{1}{5} \left\{ \lg K_{(14)} + \lg a_{Ti_3O_5} - 3 \lg [Ti] - \right. \\ \left. - [3e_{Ti}^{Ti} + 5e_O^{Ti}] [Ti] - [5e_O^O + 3e_{Ti}^O] [O] - \right. \\ \left. - 5r_O^{Ti} [Ti]^2 - 3r_{Ti}^O [O]^2 \right\}. \quad (18)$$

Оксид Ti_3O_5 ($T_{пл} = 2050$ К [15]) при 1873 К твердый, поэтому $a_{Ti_3O_5} = 1$. Величину $[O]$ в правой части уравнения (18) можно выразить через отношение $\left(\frac{K_{(14)}}{[Ti]^3} \right)^{1/5}$, если принять в уравнении (14a), что $f_{Ti} \approx 1$ и $f_O \approx 1$. Тогда уравнение (18) примет вид

$$\lg [O] = \frac{1}{5} \left\{ \lg K_{(14)} - 3 \lg [Ti] - \right. \\ \left. - [3e_{Ti}^{Ti} + 5e_O^{Ti}] [Ti] - [5e_O^O + 3e_{Ti}^O] \left(\frac{K_{(14)}}{[Ti]^3} \right)^{1/5} - \right. \\ \left. - 5r_O^{Ti} [Ti]^2 - 3r_{Ti}^O \left(\frac{K_{(14)}}{[Ti]^3} \right)^{2/5} \right\}. \quad (18a)$$

С учетом значений параметров взаимодействия для реакции (14) при 1873 К уравнение (18a) примет вид:

$$\lg [O] = -3,924 - \frac{3}{5} \lg [Ti] + 0,462 [Ti] + \\ + \frac{1,097 \cdot 10^{-4}}{[Ti]^{3/5}} - 0,036 [Ti]^2 + \frac{3,020 \cdot 10^{-9}}{[Ti]^{6/5}}. \quad (19)$$

Совместное решение уравнений (12) и (18) позволяет определить содержание титана ($[Ti]^*$) в точке равновесия $TiO_2 \leftrightarrow Ti_3O_5$. Пренебрегая членами с параметрами взаимодействия по причине их малых значений, получаем

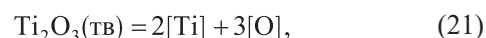
$$\frac{1}{2} \lg K_{(12)} - \frac{1}{2} \lg [Ti] = \frac{1}{5} \lg K_{(18)} - \frac{3}{5} \lg [Ti] \quad (20)$$

или

$$\lg [Ti]^* = 2 \lg K_{(18)} - 5 \lg K_{(12)}. \quad (20a)$$

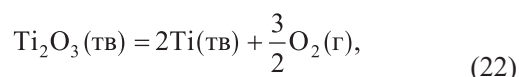
Содержание титана в этой точке при 1873 К составляет $[Ti]^* = 0,0458$ %.

Реакцию раскисления никеля титаном, продуктом которой является оксид Ti_2O_3 ,

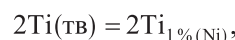


$$K_{(21)} = \frac{([Ti]f_{Ti})^2 ([O]f_O)^3}{a_{Ti_2O_3}} \quad (21a)$$

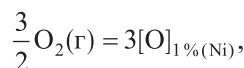
можно представить как сумму реакций



$$\Delta G_{(22)}^\circ = 1\,495\,106 - 251,21T, \text{ Дж/моль [6];}$$



$$\Delta G_{(23)}^\circ = 2RT \ln \left(\frac{\gamma_{Ti}^\circ M_{Ni}}{100M_{Ti}} \right); \quad (23)$$



$$\Delta G_{(24)}^\circ = 3RT \ln \left(\frac{\gamma_O^\circ M_{Ni}}{100M_O} \right). \quad (24)$$

Величина константы равновесия реакции (21) при 1873 К составляет $\lg K_{(21)} = -11,597$.

Концентрации кислорода в расплаве, равновесные с заданным содержанием титана, для реакции (21) можно рассчитать по уравнению

$$\lg [O] = \frac{1}{3} \left\{ \lg K_{(21)} + \lg a_{Ti_2O_3} - 2 \lg [Ti] - \right. \\ \left. - [2e_{Ti}^{Ti} + 3e_O^{Ti}] [Ti] - [3e_O^O + 2e_{Ti}^O] [O] - \right. \\ \left. - 3r_O^{Ti} [Ti]^2 - 2r_{Ti}^O [O]^2 \right\}. \quad (25)$$

Совместное решение уравнений (18) и (25) позволяет определить содержание титана ($[\% \text{Ti}]^{**}$) в точке равновесия $\text{Ti}_3\text{O}_5 \leftrightarrow \text{Ti}_2\text{O}_3$. Пренебрегая членами с параметрами взаимодействия по причине их малых значений, получаем

$$\frac{1}{5} \lg K_{(18)} - \frac{3}{2} \lg [\text{Ti}] = \frac{1}{3} \lg K_{(25)} - \frac{2}{3} \lg [\text{Ti}] \quad (27)$$

или

$$\lg [\text{Ti}]^{**} = 5 \lg K_{(25)} - 3 \lg K_{(18)}. \quad (27a)$$

Содержание титана в этой точке при 1873 К составляет $[\% \text{Ti}]^{**} = 7,565$.

Образование оксида титана Ti_2O_3 , а тем более оксида TiO при взаимодействии титана и кислорода в расплавах Ni-Ti происходит при содержаниях титана выше тех, какие используют для легирования жаропрочных никелевых сплавов, поэтому в настоящей работе эта область содержаний титана не рассматривается.

Рассчитанные по уравнениям (13) и (19) равновесные концентрации кислорода в никеле в зависимости от содержания в расплаве титана при 1873 К приведены в табл. 2 и на рисунке. Как видно из приведенных данных, раскислительная способность титана в никеле достаточно высокая, однако по сравнению с алюминием титан более слабый раскислитель. Кривая растворимости кислорода проходит через минимум. Содержание титана ($[\text{Ti}]'$), которому соответствует минимальная концентрация кислорода, рассчитано по уравнению (7). Минимум приходится на область существования оксида Ti_3O_5 . В этом случае уравнение (7) примет вид

$$[\% \text{Ti}]' = -\frac{1}{2,3} \frac{3}{(3e_{\text{Ti}}^{\text{Ti}} + 5e_{\text{O}}^{\text{Ti}})}. \quad (7б)$$

По уравнению (7б) рассчитано содержание титана в точке минимума $[\text{Ti}]' = 0,565 \%$, соответствующая ему минимальная концентрация кислорода $[\text{O}]_{\text{мин}} = 2,98 \cdot 10^{-4} \%$.

Полученные результаты позволяют предложить оптимальный вариант легирования никелевых сплавов алюминием и титаном. Первоначально производят

Т а б л и ц а 2

Равновесные концентрации титана и кислорода в расплавах никеля при 1873 К, %

Table 2. Equilibrium concentrations of titanium and oxygen in nickel melts at 1873 K, %

[Ti]	[O]·10 ⁴	[Ti]	[O]·10 ⁴	[Ti]	[O]·10 ⁴
0,005	23,14	0,05	7,59	1,0	3,18
0,01	16,43	0,1	5,27	2,0	4,73
0,02	11,73	0,2	3,86	3,0	7,11
0,0458	7,96	0,5	3,01	5,0	11,65

раскисление расплава алюминием в количестве, обеспечивающем минимальную концентрацию кислорода в расплаве ($\sim 0,2 \%$ Al), поскольку при более высоком содержании алюминия повышается концентрация растворенного кислорода. Затем удаляют образовавшуюся оксидную фазу, чтобы предотвратить возможность повторного окисления расплава. И только после этого расплав легируют алюминием и титаном до требуемых содержаний в сплаве.

Выводы. Термодинамический анализ растворов кислорода в жидком никеле показал, что присутствующие в расплаве алюминий и титан существенно снижают растворимость кислорода по мере повышения их содержания. Однако после достижения в случае алюминия 0,205 % и в случае титана 0,565 % концентрация кислорода в расплаве начинает возрастать по мере увеличения содержания алюминия и титана. Определены минимальные концентрации кислорода при раскислении расплава никеля алюминием ($1,44 \cdot 10^{-4} \%$ O) и титаном ($2,98 \cdot 10^{-4} \%$ O).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Locq D., Caron P. On Some Advanced Nickel-Based Superalloys for Disk Applications // Aerospace Lab Journal. 2011. No. 3. P. 1 – 9.
2. Логунов А.В., Шмотин Ю.А. Современные жаропрочные никелевые сплавы для дисковых газовых турбин. – М.: Наука и технологии, 2013. – 264 с.
3. Самарин А.М. Физико-химические основы раскисления стали. – М.: Изд-во АН СССР, 1956. – 164 с.
4. Григорян В.А., Белянчиков Л.Н., Стомахин А.Я. Теоретические основы электросталеплавиловых процессов. – М.: Metallurgia, 1987. – 272 с.
5. Dashevskii V.Ya., Makarova N.N., Grigorovich K.V. etc. Deoxidation Equilibrium of Aluminum and Silicon in the Liquid Iron-Nickel Alloys // ISIJ International, 2005. Vol. 45. No 1. P. 8 – 11.
6. Куликов И.С. Раскисление металлов. – М.: Metallurgia, 1975. – 504 с.
7. Ishii F., Ban-ya S. Equilibrium between Aluminum and Oxygen in Liquid Nickel and Nickel-Iron Alloy // Tetsu to Hagane. 1995. Vol. 81. No. 1. P. 22 – 27.
8. Sigworth G.K., Elliott J.F., Vaughn G., Geiger G.H. The thermodynamics of dilute liquid nickel alloys // Metallurgical Soc. CIM. 1977. Annual Volume. P. 104 – 110.
9. Janke D., Fischer W.A. Das Lösungsverhalten des Sauerstoffs in Nickelbasisschmelzen // Arch. Eisenhüttenwes. 1975. Vol. 46. No. 5. S. 297–302.
10. Вагнер К. Термодинамика сплавов. – М.: Metallurgizdat, 1957. – 179 с.
11. Lupis C.H.P., Elliott J.F. Generalized interaction coefficients. Part I: Definitions // Acta Met. 1966. Vol. 14. No. 4. P. 529 – 538.
12. Лякишев Н.П., Гасик М.И., Дашевский В.Я. Metallurgia ферросплавов. Ч. 2. – М.: Учеба, 2006. – 152 с.
13. Дашевский В.Я., Александров А.А., Леонтьев Л.И. Термодинамика растворов кислорода при комплексном раскислении расплавов системы Fe – Co // Изв. вузов. Черная металлургия. 2014. № 5. С. 33 – 41.
14. Dashevskii V.Ya., Aleksandrov A.A., Kanevskii A.G., Makarov M.A. Deoxidation equilibrium of titanium in the liquid iron-nickel melts // ISIJ International. 2010. Vol. 50. No. 1. P. 44 – 52.
15. Куликов И.С. Термодинамика оксидов. – М.: Metallurgia, 1986. – 344 с.

Поступила 1 марта 2016 г.

THERMODYNAMICS OF OXYGEN SOLUTIONS IN THE NICKEL MELTS CONTAINING ALUMINUM AND TITANIUM

A.A. Alexandrov¹, V.Ya. Dashevskii^{1,2}, L.I. Leont'ev^{1,2,3}

¹Baikov Institute of Metallurgy and Materials Science, RAS, Moscow, Russia

²National University of Science and Technology "MISIS" (MISIS), Moscow, Russia

³Scientific Council on Metallurgy and Metal Science of Russian Academy of Sciences (Department of Chemistry and Material Sciences), Moscow, Russia

Abstract. Thermodynamic analysis of oxygen solutions in liquid nickel containing aluminum and titanium was carried out. It is shown that the aluminum and titanium presence in the melt significantly reduces the solubility of oxygen with their content increasing. However, after reaching contents of 0.205 % in the case of aluminum and 0.565 % in the case of titanium the oxygen concentration in the melt begins to increase with aluminum and titanium contents increasing. The minimum oxygen concentration during deoxidation of nickel melt by aluminum ($1.44 \cdot 10^{-4}$ % O) and titanium ($2.98 \cdot 10^{-4}$ % O) was determined. Obtained results allow to offer the best option of nickel alloys alloying by aluminum and titanium. Initially the deoxidation of melt is produced by aluminum in an amount providing the minimum oxygen concentration in the melt (~ 0.2 % Al). Then the formed oxide phase is removed to prevent the reoxidation of the melt. Only then alloying the melt is made by aluminum and titanium to desire their contents in the alloy.

Keywords: nickel, aluminum, titanium, oxygen, thermodynamic analysis, solubility.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-485-490

REFERENCES

1. Locq D., Caron P. On some advanced nickel-based superalloys for disk applications. *Aerospace Lab Journal*. 2011, no. 3, pp. 1–9.
2. Logunov A.V., Shmotin Yu.A. *Sovremennye zharoprochnye nikel'evye splavy dlya diskovykh gazovykh turbin* [Modern heat-resistant nickel alloys for disks gas turbines]. Moscow: Nauka i tekhnologii, 2013, 264 p. (In Russ.).
3. Samarin A.M. *Fiziko-khimicheskie osnovy raskisleniya stali* [Physico-chemical bases of deoxidation of steel]. Moscow: Izdatvo AN SSSR, 1956, 164 p. (In Russ.).
4. Grigoryan V.A., Belyanchikov L.N., Stomakhin A.Ya. *Teoreticheskie osnovy elektrostaleplavil'nykh protsessov* [Theoretical bases of electric steelmaking processes]. Moscow: Metallurgiya, 1987, 272 p. (In Russ.).
5. Dashevskii V.Ya., Makarova N.N., Grigorovich K.V. etc. Deoxidation equilibrium of aluminum and silicon in the liquid iron-nickel alloys. *ISIJ International*. 2005, vol. 45, no. 1, pp. 8–11.
6. Kulikov I.S. *Raskislenie metallov* [Deoxidation of metals]. Moscow: Metallurgiya, 1975, 504 p. (In Russ.).
7. Ishii F., Ban-ya S. Equilibrium between aluminum and oxygen in liquid nickel and nickel-iron alloy. *Tetsu to Hagane*. 1995, vol. 81, no. 1, pp. 22–27.
8. Sigworth G.K., Elliott J.F., Vaughn G., Geiger G.H. The thermodynamics of dilute liquid nickel alloys. *Metallurgical Soc. CIM*. 1977, Annual Volume, pp. 104–110.
9. Janke D., Fischer W.A. Das Lösungsverhalten des Sauerstoffs in Nickelbasis schmelzen. *Arch. Eisenhüttenwes.* 1975, vol. 46, no. 5, S. 297–302. (In German).
10. Wagner Carl. *Thermodynamics of alloys*. Cambridge, Addison-Wesley press, 1952. (Russ.ed.: Wagner C. *Termodinamika splavov*. Moscow: Metallurgizdat, 1957, 179 p.).
11. Lupis C.H.P., Elliott J.F. Generalized interaction coefficients. Part I: Definitions. *Acta Met.* 1966, vol. 14, no. 4, pp. 529–538.
12. Lyakishev N.P., Gasik M.I., Dashevskii V.Ya. *Metallurgiya ferrosplavov, chast' 2* [Metallurgy of ferroalloys. Part. 2]. Moscow: Ucheba, 2006, 152 p. (In Russ.).
13. Dashevskii V.Ya., Aleksandrov A.A., Leont'ev L.I. Thermodynamics of oxygen solutions at complex deoxidation of the Fe–Co melts. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2014, no. 5, pp. 33–41. (In Russ.).
14. Dashevskii V.Ya., Aleksandrov A.A., Kanevskii A.G., Makarov M.A. Deoxidation equilibrium of titanium in the liquid iron-nickel melts. *ISIJ International*. 2010, vol. 50, no. 1, pp. 44–52.
15. Kulikov I.S. *Termodinamika oksidov* [Thermodynamics of oxides]. Moscow: Metallurgiya. 1986, 344 p. (In Russ.).

Acknowledgements. The work was supported by RFBR, research project no. 16-03-00641 A.

Information about the authors:

Alexandrov A.A., Cand. Sci.(Eng.), Senior Researcher
(a.a.aleksandrov@gmail.com)

Dashevskii V.Ya., Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair "Energy-efficient and Resource-saving Industrial Technologies", Head of the Laboratory (vdashev@imet.ac.ru)

Leont'ev L.I., Dr. Sci. (Eng.), Professor, Academician, Adviser of the Russian Academy of Sciences, Chief Researcher
(lleontev@imet.ac.ru; leo@presidium.ras.ru)

Received March 1, 2016

УДК 621.746.6

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ФОРМИРОВАНИЯ, МОРФОЛОГИИ И ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА ИЗБЫТОЧНОЙ ФАЗЫ В ЛИТОЙ ВЫСОКОМАРГАНЦОВИСТОЙ СТАЛИ*

Вдовин К.Н., д.т.н., профессор, зав. кафедрой «Литейное производство и материаловедение» (vdovin@magtu.ru)

Горленко Д.А., к.т.н., ассистент кафедры «Литейное производство и материаловедение» (gorldima@yandex.ru)

Феоктистов Н.А., к.т.н., старший преподаватель кафедры «Литейное производство и материаловедение» (fna87@mail.ru)

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова
(455000, Россия, Магнитогорск, пр.Ленина, 38)

Аннотация. Рассмотрены закономерности формирования избыточной фазы высокомарганцевистой стали в широком интервале скоростей охлаждения. Выявлено, что эта фаза, представленная фосфидной эвтектикой и вторичными карбидами, может выделяться как по границам зерен, так и внутри них. При низких скоростях охлаждения отливки формируются в основном фосфидная эвтектика и небольшое количество вторичных карбидов, кроме того, встречается избыточная фаза со смешанной морфологией. Она состоит из эвтектики и вторичного карбида с когерентной границей между ними. С увеличением скорости охлаждения избыточная фаза выделяется преимущественно в виде вторичных карбидов, при этом происходит уменьшение ее размеров. Также изучено влияние скорости охлаждения отливки на химический состав избыточной фазы. Определено, что с увеличением скорости охлаждения количество марганца в выделяющихся вторичных карбидах уменьшается. Соотношение железа к марганцу в выделяющейся фосфидной эвтектике не зависит от скорости охлаждения и практически не меняется.

Ключевые слова: высокомарганцевистая сталь, избыточная фаза, фосфидная эвтектика, вторичные карбиды.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-491-496

На основе изучения литературных источников, в которых подробно рассматриваются процессы выплавки и закалки высокомарганцевистой стали, выявлено, что этих сталей в ГОСТ 977-88 существует пять разновидностей и они отличаются содержанием различных легирующих элементов (ванадий, титан, хром, бор и др.). Также отмечено, что в структуре этих сталей возможно наличие большого количества различных структурных составляющих: эвтектика, вторичные карбиды, аустенит и мартенсит, неметаллические включения [1 – 8]. Объяснить этот факт можно, рассмотрев процесс кристаллизации и охлаждения отливок в различных формах, т.е. при разных скоростях [9, 10].

Кроме того, известно, что структурные составляющие этих сталей определяют последующие технологические (эксплуатационные) свойства отливок:

- эвтектика охрупчивает металл и увеличивает порог хладноломкости, что исключает эксплуатацию стали в условиях севера;
- мартенсит увеличивает износостойкость, но снижает пластичность;

- вторичные карбиды, являясь износостойкой фазой, увеличивают коэффициент износостойкости, но если они формируют сплошную сетку по границам зерен аустенита, отрицательно влияют на пластичность [11– 15].

Чтобы определить, какие структурные составляющие высокомарганцевистой стали могут образовываться в процессе формирования отливки, вероятнее всего необходимо изучить влияние скорости охлаждения на этот процесс. При этом можно будет минимизировать воздействие образующихся нежелательных избыточных фаз как в процессе кристаллизации, так и дальнейшего охлаждения.

В качестве материала для исследования были взяты литые образцы высокомарганцевистой стали с химическим составом, представленным ниже, % (по массе):

C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Al
1,200	0,900	12,300	0,024	0,033	0,800	0,120	0,060

Для получения широкого интервала скоростей охлаждения использованы различные формы (сухая и сырая песчано-глинистая форма, кокиль), масса отливок от 0,05 до 0,5 кг. Регистрация изменения температуры

* Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект №15-19-10020)

металла проведена с помощью заформованной вольфрам-рениевой термопары, запись результатов проведения на приборе LA-50USB с частотой 50 Гц на каждый канал с возможностью одновременной записи по четырем каналам. Температурные интервалы выделения избыточных фаз определены по изменению угла наклона кривой охлаждения относительно осей.

Растровый электронно-микроскопический анализ осуществлен с помощью сканирующего электронного микроскопа JEOL JSM-6490 LV при ускоряющем напряжении 30 кВ. Исследование проведено на поперечных микрошлифах, используемых для световой микроскопии, в режимах вторичных электронов при увеличениях от 30 до 50 000 крат. Микрорентгеноспектральный анализ (МРСА) осуществлен с использованием специальной приставки к сканирующему микроскопу – системы INCA Energy. Анализ проведен по точкам с целью получения количественных данных о концентрации элементов в различных участках микроструктуры (исследования выполнены в ЦКП НИИ Наносталей при ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова»). Для компенсации влияния качества подготовки исследуемых поверхностей различных образцов при МРСА на абсолютные значения концентрации элементов, взято отношение железа к марганцу (Fe/Mn). При ухудшении или улучшении условий анализа (окисленность, перетравленность образцов) и изменении абсолютных значений, их отношение не меняется.

Рентгеноструктурный анализ проведен на рентгеновском дифрактометре Shimadzu XRD-7000, материал анода рентгеновской трубки – хром, напряжение – 40 кВ и сила тока – 30 мА.

При низкой скорости охлаждения (менее 15 °С/мин) избыточная фаза представлена фосфидной эвтектикой, имеющей высокодисперсное пластинчатое строение с толщиной карбидных пластин около 0,1 мкм, которые хаотично меняют свою пространственную ориентацию

(рис. 1, а). Она формируется при температуре 1145 °С, а концентрация фосфора в ней колеблется в пределах 4,7 – 6,3 % (по массе). Между карбидными пластинами располагаются прослойки аустенита или продуктов его распада толщиной от 0,03 до 0,07 мкм. При этом встречаются участки избыточной фазы, где внутри фосфидной эвтектики обнаруживается включение карбида, имеющего когерентную границу с пластинчатой частью (рис. 1, б). В химический состав эвтектики, помимо железа, входят марганец, хром и кремний. Отношение железа к марганцу $Fe/Mn = 3,2$. Такая морфология и химический состав справедливы для избыточной фазы, выделяющейся как по границам зерен, так и внутри их.

Большое количество избыточной фазы в структуре стали, формирующейся при низких скоростях охлаждения, снижает устойчивость аустенита к распаду и дальнейшее охлаждение ниже температуры начала мартенситного превращения приводит к его частичному превращению в мартенсит. Особенно это проявляется в небольших областях структуры, ограниченной карбидами. Наличие мартенсита в структуре подтверждается как металлографически (см. рис. 1, б), так и рентгеноструктурно – характерный пик α -железа на дифрактограмме (рис. 2).

Увеличение скорости охлаждения свыше 20 °С/мин приводит к формированию граничной и внутризеренной избыточной фазы смешанной морфологии. Частично она сформирована дисперсной пластинчатой фосфидной эвтектикой, частично – карбидом, с когерентной границей между ними (рис. 3).

Карбиды химическим составом качественно не отличаются от эвтектики, однако соотношение Fe/Mn в них снижается до значения 2,2, что говорит об увеличении концентрации марганца по сравнению с пластинчатой эвтектической областью, где это отношение остается равным 3,2. По-видимому, изменение соотношения карбидообразующих элементов происходит из-за отсутствия попадания в зону возбуждения рентгеновско-

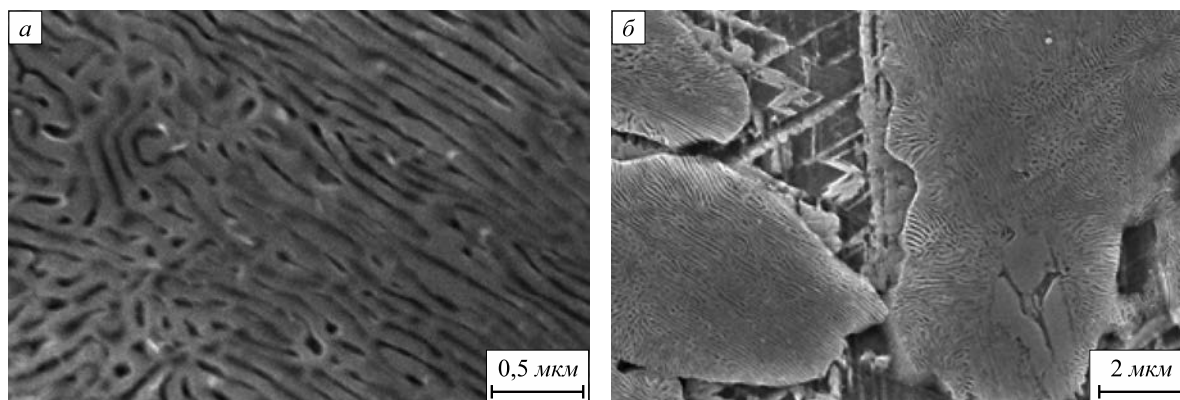


Рис. 1. Избыточные фазы в стали, выделившиеся при охлаждении со скоростью 14,4 °С/мин: а – фосфидная эвтектика, $\times 40\,000$; б – фосфидная эвтектика с включением карбида, $\times 9\,000$

Fig. 1. The excess phases in steel standing out during cooling at the speed of 14,4 °С/мин: а – phosphide eutectic, $\times 40\,000$, б – phosphide eutectic including carbide, $\times 9\,000$

го спектра аустенита, что происходило при исследовании пластинчатой части.

Увеличение скорости охлаждения до 24 °C/мин приводит к уменьшению количества карбидной фазы, что способствует сохранению легированности аустенита и отсутствию протекания мартенситного превращения. Об этом свидетельствует отсутствие характерного пика α -железа на дифрактограмме, что также

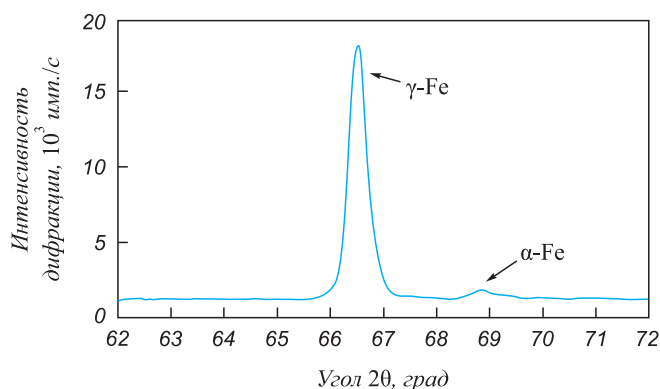


Рис. 2. Фрагмент дифрактограммы литой стали, охлажденной в интервале выделения избыточных фаз со скоростью 14,4 °C/мин

Fig. 2. Fragment of diffractogram of the cast steel cooled in the range of allocation of the excess phases with the speed of 14,4 °C/min

подтверждается металлографическими исследованиями (рис. 4).

Увеличение скорости охлаждения высокомарганцевистой стали в интервале выделения избыточных фаз до 60 °C/мин приводит к формированию фосфидной эвтектики с меньшей дисперсностью по сравнению с низкими скоростями охлаждения (рис. 5, а). Выделяющиеся из аустенита вторичные карбиды имеют неболь-

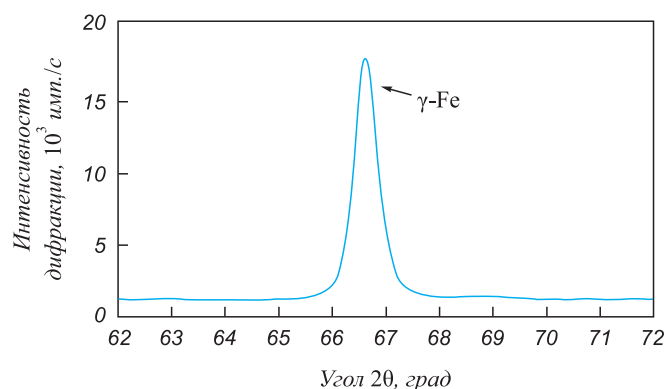


Рис. 4. Фрагмент дифрактограммы литой стали, охлажденной в интервале выделения избыточных фаз со скоростью 24 °C/мин

Fig. 4. Fragment of diffractogram of the cast steel cooled in the range of allocation of the excess phases with the speed of 24 °C/min

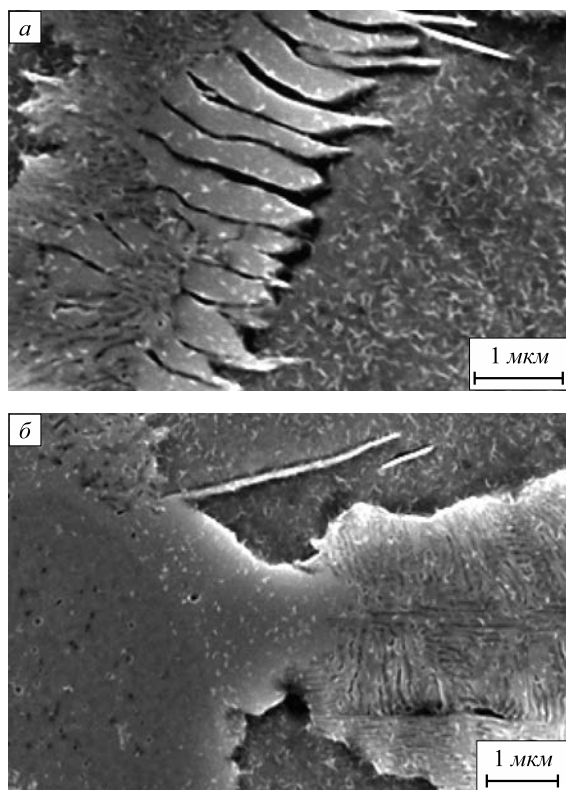


Рис. 3. Избыточные фазы в стали, выделившиеся при охлаждении со скоростью 21 °C/мин:

а – на границе зерен, $\times 20\,000$; б – внутри зерна, $\times 15\,000$

Fig. 3. The excess phases in steel standing out during cooling at the speed of 21 °C/min:

а – at the grains' boundary, $\times 20\,000$; б – inside of a grain, $\times 15\,000$

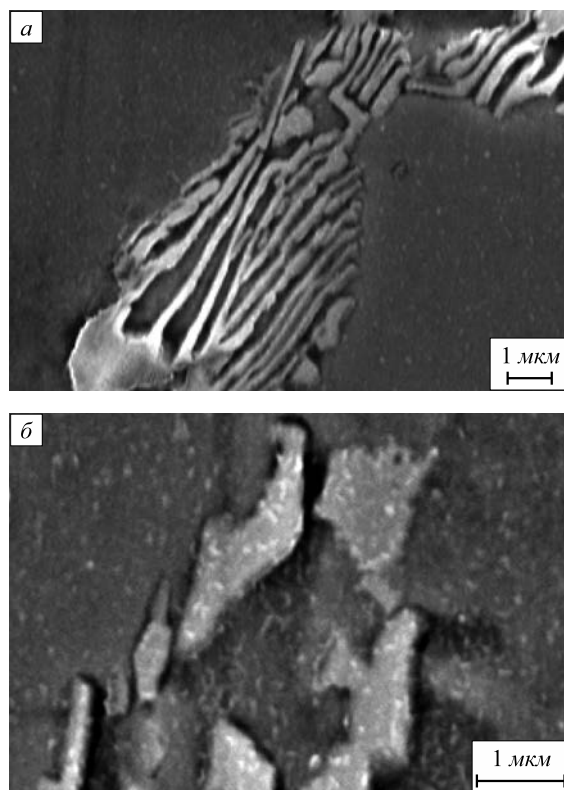


Рис. 5. Избыточные фазы в стали, выделившиеся при охлаждении со скоростью 60 °C/мин:

а – на границе зерен, $\times 10\,000$; б – внутри зерна, $\times 20\,000$

Fig. 5. The excess phases in steel standing out during cooling at the speed of 60 °C/min:

а – at the grains' boundary, $\times 10\,000$; б – inside the grain, $\times 20\,000$

шие размеры (1 – 5 мкм) и стремятся к округлым формам (рис. 5, б).

Увеличение скорости охлаждения до 100 °С/мин уменьшает толщину карбидов, формирующих сплошную сетку по границам зерен аустенита (рис. 6, а). При таких высоких скоростях охлаждения фосфидная эвтектика выделяется внутри зерен аустенита в виде небольших включений. Она имеет округлые формы, ее размер колеблется от 3 до 12 мкм, аустенит внутри нее представлен в виде круглых дисперсных включений, а содержание фосфора находится в пределах 4,7 – 6,3 % (по массе) (рис. 6, б). При таких скоростях охлаждения формирование избыточных фаз протекает в менее равновесных условиях: интенсивность диффузии, как и время нахождения отливки в температурном интервале выделения, уменьшаются. Это сказывается на отношении Fe/Mn, которое в карбидах увеличивается до 5,7 – 5,8, а в эвтектике снижается до 2,6, что свидетельствует о том, что марганец остается в аустените, увеличивая его устойчивость к распаду.

Увеличение скорости охлаждения более 300 °С/мин не приводит к уменьшению толщины карбидов по границам зерен, однако способствует частичному нарушению целостности этой сетки (рис. 7, а). Внутри зерна, помимо фосфидной эвтектики, происходит выделение дисперсных вторичных карбидов с размером от 1 до 3 мкм (рис. 7, б).

При столь высоких скоростях охлаждения в аустените сохраняется большое количество марганца, а в карбидах оно снижается до значения Fe/Mn = 6,3. Из этого следует, что карбиды, формируясь за счет элементов металлической основы, имеют с ней одинаковый химический состав.

Выводы. Избыточная фаза в высокомарганцевистой фазе в зависимости от скорости охлаждения в интервале ее выделения может быть представлена фосфидной эвтектикой и вторичными карбидами.

В зависимости от скорости охлаждения в интервале выделения избыточных фаз фосфидная эвтектика меняет свою степень дисперсности, форму и размеры.

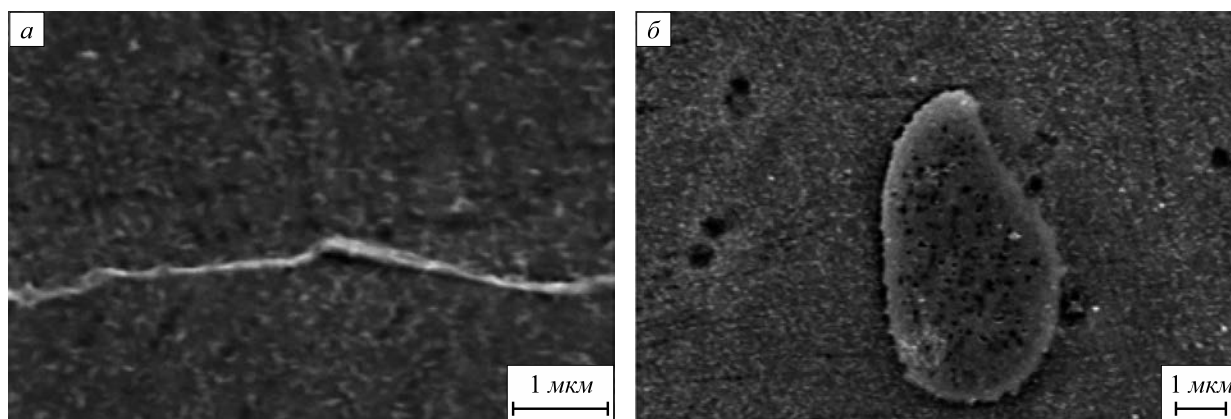


Рис. 6. Избыточные фазы в стали, выделившиеся при охлаждении со скоростью 108 °С/мин: а – карбид на границе зерен, $\times 20\,000$; б – фосфидная эвтектика внутри зерен, $\times 10\,000$

Fig. 6. The excess phases in steel standing out during cooling at the speed of 108 °С/min: а – carbide at the grains' boundary, $\times 20\,000$, б – the phosphide eutectic inside of a grains, $\times 10\,000$

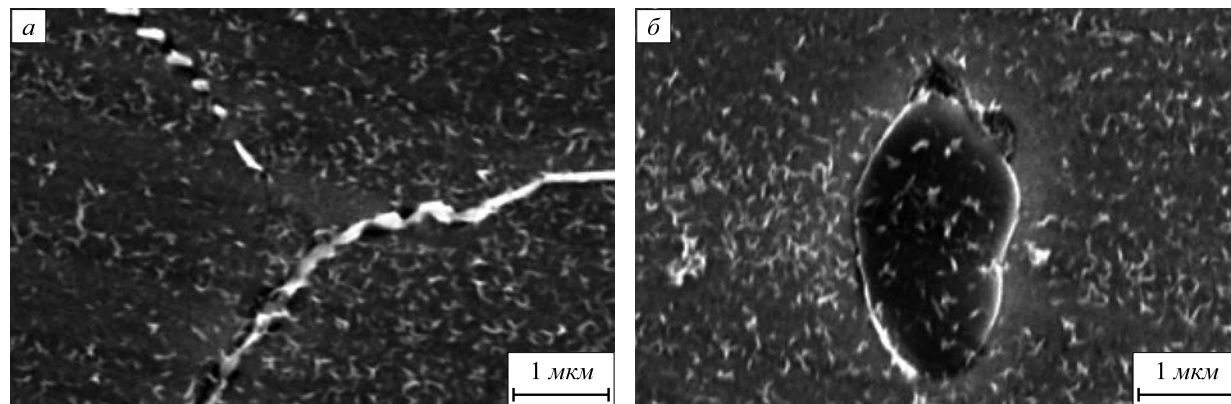


Рис. 7. Избыточные фазы в стали, выделившиеся при охлаждении со скоростью 327,6 °С/мин: а – карбид на границе зерен, $\times 20\,000$; б – карбид внутри зерна, $\times 20\,000$

Fig. 7. The excess phases in steel standing out during cooling at the speed of 327,6 °С/min: а – carbide at the grains' boundary, $\times 20\,000$, б – carbide inside of a grain, $\times 20\,000$

Содержание фосфора в ней постоянно и находится в пределах 4,7 – 6,3 %.

Вторичные карбиды, в зависимости от скорости охлаждения в температурном интервале их выделения, меняют свою морфологию и химический состав. С увеличением скорости охлаждения в исследуемом интервале происходит уменьшение размеров вторичных карбидов, выделяющихся как по границам, так и внутри зерен. Отношение железа к марганцу меняется от 2,2 до 6,7 при низких и высоких скоростях охлаждения соответственно.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Давыдов Н.Г., Благих Б.М., Бигеев А.М. К вопросу повышения качества отливок из высокомарганцевой стали 110Г13Л. – Томск: ТГУ, 1972. – 139 с.
2. Давыдов Н.Г. Высокомарганцевая сталь. – М.: Металлургия, 1979. – 176 с.
3. Вдовин К.Н., Феоктистов Н.А., Синицкий Е.В. и др. Выплавка высокомарганцевой стали в дуговой сталеплавильной печи. Технология. Сообщение 1 // Изв. вуз. Черная металлургия. 2015. Т. 58. № 10. С. 735 – 739.
4. Власов В.И., Комолова Е.Ф. Литая высокомарганцевая сталь Г13Л. – М.: Машгиз, 1963. – 195 с.
5. Тен Э.Б., Базлова Т.А., Лихолобов Е.Ю. Влияние внепечной обработки на структуру и механические свойства стали 110Г13Л // Металловедение и термическая обработка металлов. 2015. № 3. С. 26 – 28.
6. Сысоев А.М., Бахметьев В.В., Колокольцев В.М. Рафинирование и модифицирование стали 110Г13Л комплексом титан-бор-

кальций // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2008. № 1. С. 43 – 45.

7. Ashok Kumar Srivastava, Karabi Das. Microstructural characterization of Hadfield austenitic manganese steel // Journal of Materials Science. 2008. Vol. 43. Issue 16. P. 5654 – 5658.
8. Ладженский Б.Н., Тунков В.П. Выплавка стали в машиностроении – М.: Машгиз, 1963. – 195 с.
9. Сильман Г.И. Сплавы системы Fe–C–Mn. Ч. 4. Особенности структурообразования в марганцевых и высокомарганцевых сталях // Металловедение и термическая обработка металлов. 2006. № 1. С. 3 – 7.
10. Вдовин К.Н., Горленко Д.А., Никитенко О.А., Феоктистов Н.А. Исследование влияния скорости охлаждения при кристаллизации на размер аустенитного зерна литой стали 110Г13Л // Международный научно-исследовательский журнал. 2015. № 10-2 (41). С. 28 – 31.
11. Богачев И.Н., Егояев В.Ф. Структура и свойства железомарганцевых сплавов. – М.: Металлургия, 1973. – 296 с.
12. Новомейский Ю.Д., Лившиц В.И. Свойства и применение высокомарганцевой аустенитной стали – Томск: изд-во Томского университета, 1964. – 159 с.
13. Воронков Б.В., Колокольцев В.М., Петроченко Е.В. Комплексно-легированные белые износостойкие чугуны / Под ред. В.М. Колокольцева. – Челябинск: Печатный салон «Издательство РЕКПОЛ», 2005. – 178 с.
14. Абразивная износостойкость литых металлов и сплавов / В.М. Колокольцев, Н.М. Мулявко, К.Н. Вдовин, Е.В. Синицкий: Под ред. В.М. Колокольцева. – Магнитогорск: МГТУ, 2004. – 228 с.
15. Попов В.Л., Колубаев А.В. Анализ механизмов формирования поверхностных слоев при трении // Трение и износ. 1997. Т. 18. № 6. С. 818 – 826.

Поступила 26 февраля 2016 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2016. Vol. 59. No. 7, pp. 491–496.

RESEARCH OF THE REGULARITIES OF FORMATION, MORPHOLOGY AND CHEMICAL COMPOSITION OF THE EXCESS PHASE IN CAST HIGH-MANGANESE STEEL

K.N. Vdovin, D.A. Gorlenko, N.A. Feoktistov

REFERENCES

Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov, Magnitogorsk, Russia

Abstract. The article reviews the regularities of formation of the excess phase in the cast high-manganese steel in a wide range of cooling rates. It was found that this phase can stand out both along grain boundaries and within them and it can be represented by phosphide eutectic and by secondary carbides. At low cooling rates of the casting the phosphide eutectic and a small amount of secondary carbides are mainly formed, moreover, the excess phase with mixed morphology is also formed. It consists of eutectic carbides and secondary carbides with coherent boundaries between them. With increasing of cooling speed the excess phase is allocated predominantly in the form of secondary carbides, wherein there is a decrease in its size. Influence of cooling speed of a casting on the chemical composition of the excess phase also was studied. It was determined that due to increasing the cooling rate the amount of manganese in the formed secondary carbides decreases. The ratio of iron to manganese in the standing out phosphide eutectic does not depend from the cooling rate and is virtually unchanged.

Keywords: high-manganese steel, excess phase, phosphide eutectic, secondary carbides.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-491-496

1. Davydov N.G., Blagikh B.M., Bigeev A.M. K voprosu povysheniya kachestva otlivok iz vysokomargantsevoi stali 110G13L [On the issue of quality improvement of castings from 110G13L high-manganese steel]. Tomsk: TGU, 1972, 139 p. (In Russ.).
2. Davydov N.G. Vysokomargantsevaya stal' [High-manganese steel]. Moscow: Metallurgiya, 1979, 176 p. (In Russ.).
3. Vdovin K.N., Feoktistov N.A., Sinitskii E.V., Gorlenko D.A., Durov N.A. High-manganese steel smelting in electric arc furnace. Technology. Report 1. Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy. 2015, vol. 58, no. 10, pp. 735–739. (In Russ.).
4. Vlasov V.I., Komolova E.F. Litaya vysokomargantsevoistaya stal' G13L [Cast 110G13L high-manganese steel]. Moscow: Mashgiz, 1963, 195 p. (In Russ.).
5. Ten E.B., Bazlova T.A., Likhobolov E.Yu. Effect of out-of-furnace treatment on the structure and mechanical properties of steel 110G13L. Metal Science and Heat Treatment. 2015, vol. 57, no. 3–4, pp. 146–150.
6. Sysoev A.M., Bakhmet'ev V.V., Kolokol'tsev V.M. Refining and modifying of 110G13L steel by titanium-boron-calcium complex. Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova. 2008, no. 1, pp. 43–45. (In Russ.).
7. Ashok Kumar Srivastava, Karabi Das. Microstructural characterization of Hadfield austenitic manganese steel. Journal of Materials Science. 2008, vol. 43, Issue 16, pp. 5654–5658.

8. Ladyzhenskii B.N., Tunkov V.P. *Vyplavka stali v mashinostroenii* [Steel production in mechanical engineering]. Moscow: Mashgiz, 1963, 195 p. (In Russ.).
 9. Sil'man, G.I. Alloys of the Fe-C-Mn system. Part 4. Special features of structure formation in manganese and high-manganese steels. *Metal Science and Heat Treatment*. 2006, vol. 48, no. 1–2, pp. 3–8.
 10. Vdovin K.N., Gorlenko D.A., Nikitenko O.A., Feoktistov N.A. Investigation of the effect of cooling rate during crystallization on austenite grain size of the cast steel 110G13L. *Mezhdunarodnyi nauchno-issledovatel'skii zhurnal*. 2015, no. 10-2 (41), pp. 28–31. (In Russ.).
 11. Bogachev I.N., Ego laev V.F. *Struktura i svoistva zhelezomargantsevykh splavov* [Structure and properties of Fe-Mn alloys]. Moscow: Metallurgiya, 1973, 296 p. (In Russ.).
 12. Novomeiskii Yu.D., Livshits V.I. *Svoistva i primeneniye vysokomargantsovoystoi austenitnoi stali* [Properties and application of high-manganese austenitic steel]. Tomsk: izd-vo Tomskogo universiteta, 1964, 159 p. (In Russ.).
 13. Voronkov B.V., Kolokol'tsev V.M., Petrochenko E.V. *Kompleksno-legirovannyye belye iznosostoikiye chuguny: Monografiya* [Complex alloyed white cast iron: Monograph]. Kolokol'tsev V.M. ed. Chelyabinsk: Pechatnyi salon "Izdatel'stvo REKPOL", 2005, 178 p. (In Russ.).
 14. Kolokol'tsev V.M., Mulyavko N.M., Vdovin K.N., Sinitskii E.V. *Abrazivnaya iznosostoikost' litykh metallov i splavov* [Abrasive wear resistance of cast metals and alloys]. Kolokol'tsev V.M. ed. Magnitogorsk: MG TU, 2004, 228 p. (In Russ.).
 15. Popov V.L., Kolubaev A.V. Analysis of the formation of surface layers in sliding mechanisms. *Trenie i iznos*. 1997, vol. 18, no. 6, pp. 818–826. (In Russ.).
- Acknowledgements.** The research was financially supported by the grant of the Russian Scientific Foundation (project no. 15-19-10020).
- Information about the authors:**
- K.N. Vdovin**, Dr. Sci. (Eng.), Professor, Head of the Chair "Materials Science and Foundry" (vdovin@magtu.ru)
- D.A. Gorlenko**, Cand. Sci. (Eng.), Assistant of the Chair "Materials Science and Foundry" (gorldima@yandex.ru)
- N.A. Feoktistov**, Cand. Sci. (Eng.), Senior Lecturer of the Chair "Materials Science and Foundry" (fna87@mail.ru)
- Received February 26, 2016

К ТЕОРИИ НАГРЕВА В ПРОТИВОТОКЕ ТЕРМОМАССИВНЫХ ТЕЛ ИЗЛУЧЕНИЕМ И КОНВЕКЦИЕЙ ОДНОВРЕМЕННО

Тимошпольский В.И., д.т.н., профессор, директор по науке и новой технике (tree-89@mail.ru)

ЗАО ПИИ СИТ «НЕФТЕГАЗСТРОЙИЗОЛЯЦИЯ»
(04136, Украина, Киев, ул. Маршала Гречко, 14)

*Посвящается светлой памяти
крупного ученого-теплофизика
Юрия Степановича Постольника*

Аннотация. Сформулирована и решена задача о нагреве термически массивного тела в противотоке. Математическая модель рассматривает нагрев тел классической геометрии (плита, цилиндр, шар) излучением и конвекцией одновременно, а также линейно зависящие теплофизические характеристики от температуры. Исходные уравнения теплообмена в наибольшей степени реализуют процессы технологии нагрева металла в методических печах прокатного производства. Решение дважды нелинейной задачи реализовано методом эквивалентных источников – эффективным математическим аппаратом при решении различных, в том числе прикладных задач металлургической теплотехники. Тестирование приближенного аналитического решения в соответствии с алгоритмом МЭИ выполнено для следующих случаев: для метода Кавадерова – Калугина (случай чисто лучистого нагрева пластины) и численного решения в соответствии с алгоритмом явной конечно-разностной аппроксимации исходной системы дифференциальных уравнений. Сопоставление результатов вычислений по всем методам показало удовлетворительное согласование, а наличие решения в явном виде с возможностью его упрощения доказывает целесообразность применения в теплотехнических расчетах металлургических печей.

Ключевые слова: нагрев, термически массивное тело, противоток, дважды нелинейная задача, метод эквивалентных источников.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-497-503

Исследованию нагрева материалов при использовании теоретической схемы противоточного теплообмена посвящено значительное количество публикаций [1 – 5]. Однако, если использовать при этом многочисленные решения в теплотехнических расчетах металлургических печей, становится очевидным, что наиболее эффективным математическим методом для классического рассмотрения теоретического противотока являются исследования, выполненные Э.М. Гольдфарбом [2]. Основываясь именно на рассмотрении задачи в объединенной постановке Ю.С. Постольником самостоятельно [6], а затем в соавторстве с коллегами [7 – 8], теоретически исследованы некоторые случаи нагрева термически массивных тел в противотоке, в том числе и в постановке, отличной от представленной в работе [2]. В качестве математического метода решения целого ряда задач металлургической теплотехники (в том числе и нелинейных) использовался метод эквивалентных источников (МЭИ) [9, 10], который имеет ряд достоинств, а в некоторых случаях продемонстрировал преимущества по сравнению с другими аналитическими методами теории теплопроводности [11 – 15].

Исследуя противоток, в работе [8] приведены аналитические решения задач внутреннего теплообмена с учетом задания на поверхности нагреваемых тел граничного условия в нелинейной интерпретации,

что, по сути, и приближает сам ход процесса к реальным условиям внешнего теплообмена в металлургических теплотехнологиях. Следует также отметить, что подобные исследования применительно к обозначенному классу задач [8] теории нагрева ранее не проводились.

Автором с коллегами на протяжении длительного периода времени уделяется значительное внимание применению, а точнее говоря внедрению МЭИ в металлургическую теплотехнику. Это объясняется, прежде всего, тем обстоятельством, что получение решения в явном виде способствует расширению диапазона его применения, например при исследовании термонапряженного состояния термонагружаемых объектов. Термомеханические процессы практически всегда сопровождают процессы тепловой обработки в металлургических технологиях в связи с тем, что основные металлургические процессы (плавление, затвердевание, кристаллизация, нагрев) протекают в интервалах времени высоких температур, при этом в таких диапазонах, когда термическая прочность материалов предопределяет самоорганизацию всей технологии. Такой подход способствует практическому применению разрабатываемых методик тепловых и термомеханических расчетов, что достаточно эффективно продемонстрировано в научных изданиях и учебниках [16, 17].

Вместе с этим еще не все тепловые задачи классического толкования исследованы и решены с применением эффективного физико-математического метода эквивалентных источников. К категории таких задач относится нагрев материалов в противотоке с переменными теплофизическими характеристиками.

В связи с изложенными выше замечаниями рассмотрим задачу о нагреве термомассивных объектов газами в противотоке конвекцией и излучением одновременно, что по существу в наибольшей степени приближает такую формулировку к нагреву слитков и заготовок в газопламенных методических печах прокатного производства.

Математическая модель

Проведенные ранее исследования [17] показали, что наиболее существенное влияние в теплотехнических расчетах создает функциональная зависимость коэффициента теплопроводности твердых тел $\lambda(T)$. Показано, что в целом ряде практических случаев теплофизические характеристики принимают в следующем виде

$$\lambda(T) = \lambda_0 + \delta_\lambda T = \lambda_0 \left(1 + \frac{\delta_\lambda T}{\lambda_0} \right); \quad \tilde{a} = \frac{\tilde{C}_v}{\lambda_0} = \text{const}; \quad (1)$$

$$\frac{\xi^m (1 + \varepsilon_\lambda \theta) \frac{\partial \theta}{\partial \xi}}{\xi^m \partial \xi} = \frac{\partial \theta}{\partial \tau}; \quad (2)$$

$$(1 + \varepsilon_\lambda \theta_n(\tau)) \frac{\partial \theta}{\partial \xi} \Big|_{\xi=1} = \text{Sk} \left[\left(\theta_r^4(\tau) - \theta_n^4(\tau) \right) + \zeta \left(\theta_r(\tau) - \theta_n(\tau) \right) \right]; \quad (3)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial \xi} \Big|_{\xi=0} = 0; \quad (4)$$

$$\frac{d\theta_r}{d\tau} = \text{Sk} \left[\left(\theta_r^4(\tau) - \theta_n^4(\tau) \right) + r \left(\theta_r(\tau) - \theta_n(\tau) \right) \right] n_m; \quad (5)$$

$$\theta(\xi, 0) = \theta_0 = \theta' = \text{const}, \quad \theta_r(0) = \theta'' = 1, \quad (6)$$

где введены безразмерные величины

$$\theta(\xi, \tau) = \frac{T(\xi, \tau)}{T_r''}, \quad \xi = \frac{r}{R}, \quad \tau = \frac{at}{R^2}, \quad \varepsilon_\lambda = \frac{\delta_\lambda T_r''}{\lambda_0},$$

$$\text{Sk} = \frac{\sigma_b T_r''^3 R}{\lambda_0}, \quad \text{Bi} = \frac{\alpha R}{\lambda_0}, \quad \zeta = \frac{\text{Bi}}{\text{Sk}},$$

$$n = \frac{Vc}{V_r c_r}, \quad n_m = (1 + m)n. \quad (7)$$

Здесь T, T_r – абсолютные температуры тела и газа, К; r – отсчитываемая от центра координата точки тела, м; $2R$ – толщина пластины или диаметр цилиндра, шара, м; t – время, ч; λ_0 – условное значение коэффициента те-

плопроводности, соответствующее температуре $T = 0$, Вт/(м·К); $V = FR/(1 + m)$ – объем тела, м³; F – теплопринимающая поверхность тела, м²; V_r – объем газа, м³; n – отношение водяных чисел; T', T_r' и T'', T_r'' – температуры тела и газа соответственно на входе и выходе; λ_0 – теплопроводность при начальной температуре; δ_λ – тангенс угла наклона при линейной зависимости λ от температуры (T); a – коэффициент температуропроводности; C_v – теплоемкость; ξ – безразмерная координата; m – коэффициент формы; $\varepsilon_\lambda, \varepsilon_c$ – безразмерные величины, характеризующие переменность теплопроводности и теплоемкости от температуры (в линейной зависимости); Sk – критерий Старка; θ – безразмерная температура; p – поверхность; g – дымовой газ; θ – безразмерная температура.

Алгоритм решения.

Вывод расчетных соотношений

В инерционном периоде нагревания ($0 \leq \tau \leq \tau_0$; $\beta(\tau) \leq \xi \leq 1$) используем полученное ранее [17] для температурной функции решение по МЭИ

$$\theta_1(\xi, \tau) = \theta' + \Delta\theta_1(\tau) \frac{(\xi - \beta(\tau))^2}{l^2(\tau)}, \quad (8)$$

где $\Delta\theta_1(\tau) = \theta_{1n}(\tau) - \theta'$ – температурный перепад по толщине $l(\tau) = 1 - \beta(\tau)$ прогретого (термического) слоя.

Ввиду сравнительной быстротечности протекания инерционного этапа для тел умеренной массивности, примем функцию $l(\tau)$, удовлетворяющую известному «закону квадратного корня» [6]:

$$l(\tau) = \sqrt{6(1 + m)(1 + \varepsilon_\lambda \theta')\tau}. \quad (9)$$

Тогда температурный перепад $\Delta\theta_1(\tau)$ определим по уравнению

$$\frac{d(\Delta\theta_1 l(\tau))}{d\tau} = \frac{6(1 + m)(1 + \varepsilon_\lambda \theta')\Delta\theta_1(\tau)}{l(\tau)}, \quad (10)$$

что с учетом (9) дает решение

$$\Delta\theta_1(\tau) = \frac{\tau}{l(\tau)} = \sqrt{\frac{\tau}{6(1 + m)(1 + \varepsilon_\lambda \theta')}}. \quad (11)$$

Подставляя производную функцию $\theta_1(\xi, \tau)$ (8) по координате ξ в граничное условие (3), а затем в условие теплового баланса (5), приходим к дифференциальному уравнению

$$\frac{d\dot{\theta}_1(\tau)}{d\tau} = \frac{2n_m(1 + \varepsilon_\lambda \theta_{1n}(\tau))\Delta\theta_1(\tau)}{l(\tau)}. \quad (12)$$

Учитывая функции $l(\tau)$ из (9) и $\Delta\theta_1(\tau)$ из (1), получаем решение уравнения (12):

$$\theta(\tau) = 1 + \frac{n\tau}{3} \left[1 + \frac{\varepsilon_\lambda l(\tau)}{9(1+m)(1+\varepsilon)} \right]. \quad (13)$$

На регулярном (упорядоченном) этапе ($\tau_0 \leq \tau \leq \tau_*$; $0 \leq \xi \leq 1$) разрешающее уравнение МЭИ принимаем в виде

$$\frac{\partial \left[\xi^m (1 + \varepsilon_\lambda \theta_2) \frac{\partial \theta_2}{\partial \xi} \right]}{\xi^m \partial \xi} = f_2(\tau), \quad (14)$$

где сам «эквивалентный источник» $f_2(\tau)$ будем определять из интегрального условия:

$$f_2(\tau) = \frac{(1+m)d \left[\int_0^1 \theta_2(\xi, \tau) \xi^m d\xi \right]}{d\tau}. \quad (15)$$

Интегрируя уравнение (14) дважды по ξ с учетом краевых условий (3), (4) получим

$$f_2(\tau) = (1+m)Sk \left\{ \left[\theta_{2r}^4(\tau) - \theta_{2n}^4(\tau) \right] + \right. \\ \left. + \zeta \left[\theta_{2r}(\tau) - \theta_{2n}(\tau) \right] \right\}; \quad (16)$$

$$\theta_2(\xi, \tau) = \frac{1}{\varepsilon_\lambda} \left\{ \sqrt{\left[1 + \varepsilon_\lambda \theta_{2n}(\tau) \right]^2 - \varepsilon_\lambda Sk \times} \right. \\ \left. \times \left\{ \left[\theta_{2r}^4(\tau) - \theta_{2n}^4(\tau) \right] + \zeta \left[\theta_{2r}(\tau) - \theta_{2n}(\tau) \right] \right\} \times} \right. \\ \left. \times (1 - \xi^2) \right\} - 1 \}. \quad (17)$$

Для использования основного интегрального условия (15) заменим радикал в (17) двумя членами его степенного ряда. Последующее интегрирование снизит погрешность от этого упрощения

$$\theta_2(\xi, \tau) = \theta_{2n}(\tau) - \Delta\theta_2(\tau)(1 - \xi^2), \quad (18)$$

где

$$\theta_2(\tau) = \theta_{2n}(\tau) - \theta_{2n}(\tau) = \\ = Sk \left(\frac{\left[\theta_{2r}^4(\tau) - \theta_{2n}^4(\tau) \right] + \zeta \left[\theta_{2r}(\tau) - \theta_{2n}(\tau) \right]}{2 \left[1 + \varepsilon_\lambda \theta_{2n}(\tau) \right]} \right). \quad (19)$$

С другой стороны, при сопоставлении выражений (16) и (5) становится очевидным, что $\dot{f}_2(\tau) = \frac{\dot{\theta}_{2r}(\tau)}{n}$, и в этом случае условие (15) переходит в дифференциальное уравнение

$$\frac{d\theta_{2r}}{d\tau} = \dot{\theta}_r(\tau) = n_m d \left\{ \int_0^1 \left[\theta_{2n}(\tau) - \Delta\theta_2(\tau)(1 - \xi^2) \right] \xi^m d\xi \right\}, \quad (20)$$

интегрирование которого устанавливает связь между температурами дымовых газов и нагрева металла

$$\theta_{2r}(\tau) = \left[\frac{\theta_{2n}(\tau) - 2\Delta\theta_2(\tau)}{3+m} - D \right] n. \quad (21)$$

Применив в качестве начальных условий полученные решения (11) и (13) задачи на первом этапе при $\tau = \tau_0$ и $l(\tau_0) = 1$, приходим к значению постоянной интегрирования

$$D = \theta' - \frac{1}{n} + \frac{2 \left[\frac{m}{3+m} + 2\varepsilon_\lambda \Delta\theta_{10}^2 \right] \Delta\theta_{10}}{3}. \quad (22)$$

Следует заметить, что среднемассовая температура тела при $\theta_2(\xi, \tau)$ (18) равна

$$\bar{\theta}_2 = (1+m) \int_0^1 \xi^m \theta_2(\xi, \tau) d\xi = \theta_{2n}(\tau) - \frac{2}{3+m} \Delta\theta_2(\tau). \quad (23)$$

Тогда с учетом (22) и (23) выражение (21) принимает вид

$$\theta_{2r}(\tau) = \left[\bar{\theta}_2(\tau) - D \right] n. \quad (24)$$

Из условия (5) имеем

$$\theta_{2n}(\tau) = \theta_{2r}(\tau) \sqrt{1 - \frac{\frac{\dot{\theta}_{2r}(\tau)}{\dot{\theta}_{2r}^4(\tau)}}{n_m Sk \left[1 + \zeta \left(\frac{\theta_{2r}(\tau) - \theta_{2n}(\tau)}{\theta_{2r}^4(\tau) - \theta_{2n}^4(\tau)} \right) \right]}}}. \quad (25)$$

Следуя рекомендациям [10, 15], положим

$$k_1 = 1 + \zeta \left(\frac{\theta_{2r}(\tau) - \theta_{2n}(\tau)}{\theta_{2r}^4(\tau) - \theta_{2n}^4(\tau)} \right) \approx 1 + \zeta \left(\frac{0,275 + 0,058m}{Sk} \right). \quad (26)$$

Такое упрощение после замены радикала (25) двумя членами разложения в ряд дает

$$\theta_{2n}(\tau) = \frac{\theta_{2r}(\tau) - \dot{\theta}_{2r}(\tau)}{4n_m Sk k_1 \theta_{2r}^3(\tau)}. \quad (27)$$

Формулы (19) и (21) с учетом (26) позволили исключить из выражения (27) все функции температуры поверхности и получить дифференциальное уравнение относительно температуры газа

$$\left(\frac{(3+m) \left[1 + \varepsilon_\lambda \theta_{2r}(\tau) \right] + 4k_1 Sk \theta_{2r}^3(\tau)}{\left[1 + \varepsilon_\lambda \theta_{2r}(\tau) \right] \left[1 - k_2 \theta_{2r}(\tau) \right]} \right) d\theta_{2r} = \\ = 4(1+m)(3+m)k_1 \theta_c Sk d\tau, \quad (28)$$

где $k_2 = (1-n)/\theta_c$; $\theta_c = -nD$.

Интегрируя уравнение (28) методом разложения левой части на простые дроби, получаем трансцендентное уравнение

$$\Phi_r(\tau) - \Phi_r^0 = 4(1+m) \left(\frac{\theta_c k_1}{k_2^2} \right) \text{Sk}(\tau - \tau_0), \quad (29)$$

где

$$\begin{aligned} \Phi_r(\tau) &= \ln \theta_{2r}(\tau) - p \ln [1 - k_2 \theta_{2r}(\tau)] + \\ &+ (p-1) \ln [1 + \varepsilon_\lambda \theta_{2r}(\tau)] - \frac{1 + 2k_2 \theta_{2r}(\tau)}{2k_2^2 \theta_{2r}^2(\tau)}; \quad (30) \\ p &= 1 + \frac{4k_1 \text{Sk}}{(3+m)(k_2 + \varepsilon_\lambda)k_2^2}, \end{aligned}$$

по которому вычисляется температура $\theta_{2r}(\tau)$ греющей среды (дымовых газов).

Зная температуру $\theta_{2r}(\tau)$, температуру поверхности нагреваемого материала находим из решения алгебраического уравнения

$$\theta_{2n}^4(\tau) + a_{2n} \theta_{2n}^2(\tau) + a_{1n}(\tau) \theta_{2n}(\tau) = a_{0n}(\tau), \quad (31)$$

которое получается из выражения (21) с учетом (19). При этом

$$\begin{aligned} a_{2n} &= \varepsilon_\lambda (h + \zeta), \quad h = \frac{3+m}{\text{Sk}}; \\ a_{1n}(\tau) &= (h + \zeta) \left[1 + \frac{\varepsilon_\lambda (\theta_c - \theta_{2r}(\tau))}{n} \right]; \\ a_{0n}(\tau) &= \theta_{2r}^4(\tau) + h \left[\frac{1+n\zeta}{h} \theta_{2r}(\tau) - \theta_c \right]. \end{aligned} \quad (32)$$

В дальнейшем, зная $\theta_{2r}(\tau)$ и $\theta_{2n}(\tau)$, по решению (17) при $\xi = 0$ вычисляем температуру центра $\theta_{2n}(\tau)$, далее по (19) – температурный перепад $\Delta\theta(\tau)$, а по (23) – среднemasовую температуру материала $\bar{\theta}_2(\tau)$.

Время τ_* окончания нагрева определяется по решению (29), (30) в предположении, что $\theta_{2n}(\tau_*) = \theta_{2n}^* = \eta \theta_{2r}^*$, где η – наперед задаваемый показатель степени завершенности процесса нагрева.

Подставляя в уравнения (31), (32) $\theta_{2n}^* = \eta \theta_{2r}^*$, приходим к такому же алгебраическому уравнению как (31), но уже относительно θ_{2r}^* . При этом новые коэффициенты имеют вид:

$$\begin{aligned} a_{2r} &= \varepsilon_\lambda \eta h_*; \quad a_{1r} = h_* \left(1 + \frac{\zeta}{h_*} \frac{1-\eta}{1-\eta^*} - \frac{\varepsilon_\lambda \eta \theta_c}{1-m\eta} \right); \\ a_{0r} &= \frac{h_* \theta_c}{1-m\eta}, \end{aligned} \quad (33)$$

$$\text{где } h_* = \frac{h(1-m\eta)}{n(1-\eta^4)}.$$

После этого, зная θ_{2r}^* , из выражения (29) определяем суммарную (общую) продолжительность нагрева:

$$\tau_* = \tau_0 + \frac{k_2^2 (\Phi_r^* - \Phi_r^0)}{4(1+m)k_1 \text{Sk} \theta_c}. \quad (34)$$

Таким образом, можно резюмировать, что сформулированная исходная краевая задача о нагреве термочувствительных тел в радиационно-конвективном противотоке решена методом эквивалентных источников.

Анализ и обобщение решения математической модели (1) – (7)

По аналогии с ранее полученными многочисленными решениями различных задач металлургической теплотехники, для тестирования собственных решений пользовались сопоставлением результатов вычислений с исследованиями других авторов, в том числе с точными аналитическими решениями и вычислениями, полученными численными методами [9, 13, 15], и даже с данными экспериментов, полученными в производственных условиях [16, 17].

В данном варианте поступили следующим образом. Полагаем $\varepsilon_\lambda = 0$; $\xi = 0$; $n = 0$. Приходим к частному решению исходной задачи для случая лучистого нагрева пластины при неизменяющихся теплофизических характеристиках, т.е. к постановке и решению [3]. Для конкретного частного случая имеем: $m = 0$; $\text{Sk} = 0,5$; $n = 0,5$; $\theta' = 0,5$; $\eta = 0,99$. На рис. 1 в графической форме представлены кривые изменения температур, рассчитанные с помощью АВМ (гидроинтегратор Будрина) [3] и по МЭИ. Здесь же дано сопоставление результатов вычислений с численным интегрированием опорной задачи при использовании конечно-разностной аппроксимации по явной схеме. Очевидно практически полное согласование сопоставляемых расчетных данных

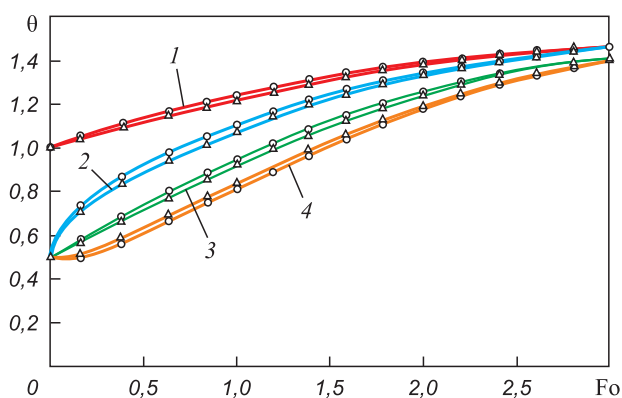


Рис. 1. Расчетные кривые нагрева пластины в условиях радиационного противотока:
1 – температура дыма; 2 – температура поверхности; 3 – температура центра; 4 – среднemasовая температура;
—△— вычисления [3]; —○— МЭИ; — — численное решение

Fig. 1. Theoretical curves of heating a plate in radiation counterflow:
1 – temperature of the smoke; 2 – temperature of the surface;
3 – temperature of the center; 4 – temperature of the bulk;
—△— calculations [3]; —○— ESM; — — numerical solution

по трем способам моделирования температур с учетом противоточной схемы теплообмена.

Далее выполнили вычисления, направленные на изучение эффективности применения разработанной методики расчета для чисел n и Sk . Например на рис. 2 представлены результаты вычислений искомых значений температур для различных значений числа n (отношения водяных чисел). Показано, что в теплотехнических расчетах металлургических печей полученное решение (17), (19), (21), (23) – (25), (29) – (31) эффективно «работает» для случаев $0,5 \leq n \leq 0,75$: при $n \leq 0,75$ исследуемый процесс имеет выраженный сходящийся характер, а при $n > 0,75$ процесс расходящийся и применение найденного решения не-

целесообразно. Такие или подобные этим результаты, как правило, всегда фигурируют при использовании того или иного варианта в аналитической металлургической теплофизике, особенно при использовании решений задач с различными видами нелинейностей (I, II и III рода [17]).

При варьировании, например числом Sk , расчеты показали, что найденное решение задачи в исходной постановке (1) – (7) эффективно и достаточно надежно «работает» для случаев $0,25 \leq Sk \leq 0,75$ (тела умеренной массивности) и в этом варианте имеется возможность выполнения комплексных теплотехнических расчетов различных газопечных установок, функционирующих в противоточных схемах нагрева металла.

Для случаев, когда имеет место нагрев при значении $Sk \leq 0,2$, максимальное и одновременно постоянное значение температурного перепада $\Delta\theta$ наблюдается с окончанием инерционного периода ($0 \leq \tau \leq \tau_0$) и остается постоянной величиной практически во всем периоде технологического цикла нагрева.

Просчитан пример нагрева пластины в противотоке при следующих исходных данных: $n = 0,5$; $Sk = 0,15$; $\theta_0 = 0,5$; $Fo = \tau_* = 3$; $\theta' = 1,0$. Результаты вычислений представлены на рис. 3. Здесь очевидно, что имеет место режим нагрева, практически соответствующий нагреву «термически тонкого» тела, что, по сути, согласуется с графической интерпретацией для пребывания тела в зоне для «термически массивных» и «тонких» тел. Для конкретных вариантов в регулярном периоде нагрева $\tau_0 \leq \tau \leq \tau_*$ возможно использование упрощенных решений, например [18].

Выводы. Математически сформулирована и при помощи МЭИ решена дважды нелинейная задача нагрева термически массивных тел в теоретическом противото-

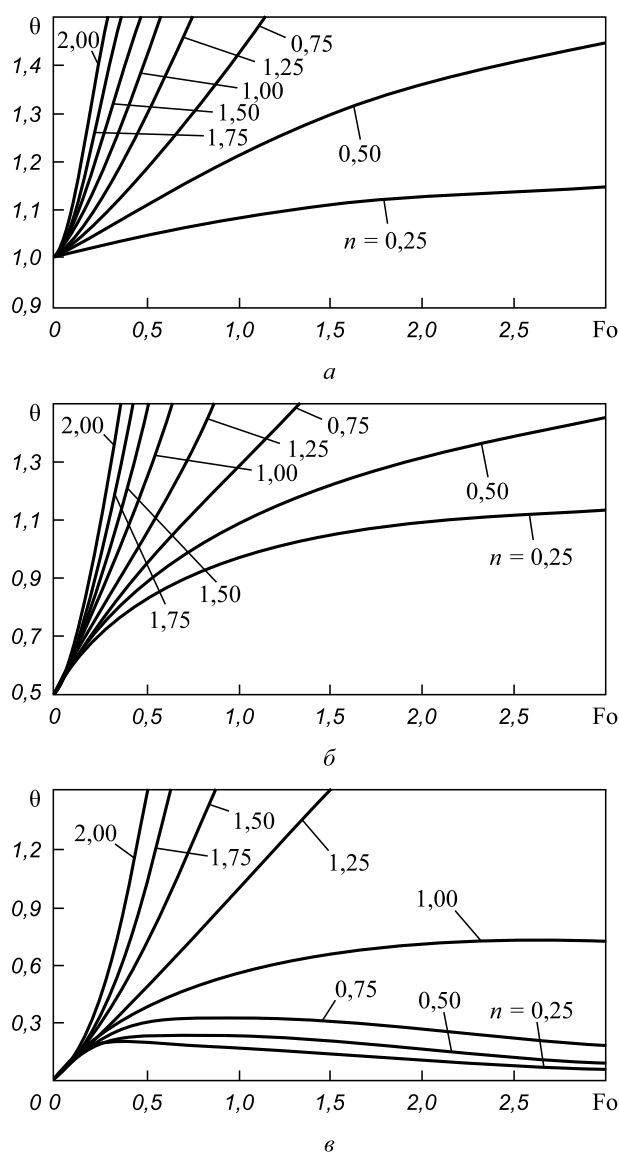


Рис. 2. Графики изменения температуры дыма (а), поверхности (б) и температурного перепада (в) для различных заданных значений водяных чисел $n = 0,25; 0,5; \dots 2,0$

Fig. 2. Diagrams of changes of temperature of the smoke (а), temperature of the surface (б) and temperature of the drop (в) for different given values of water equivalents: $n = 0,25; 0,5; \dots 2,0$

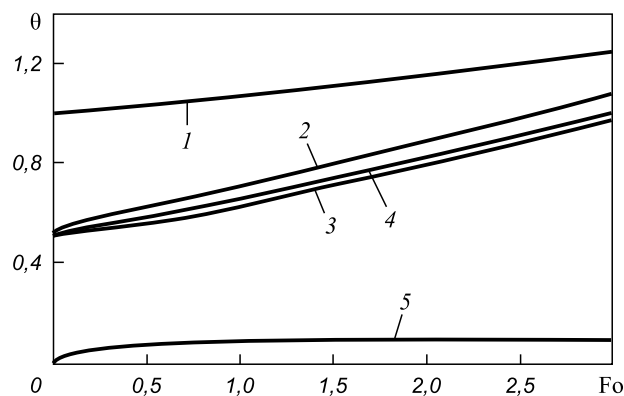


Рис. 3. Динамика температур дымовых газов и пластины при значении числа $Sk = 0,15$:

1 – температура дымовых газов; 2 – 4 – температуры поверхности пластины, центра и среднемассовая соответственно; 5 – температурный перепад

Fig. 3. Temperature dynamics of furnace gases and plate at $Sk = 0,15$: 1 – temperature of furnace gases; 2 – 4 – temperatures of the plate surface, center and bulk respectively; 5 – temperature of the drop

ке. Решение сформулированной задачи реализовано для двух последовательных периодов нагрева: инерционного ($0 \leq \tau \leq \tau_0$) и упорядоченного (регулярного) ($\tau_0 \leq \tau \leq \tau_*$).

При использовании обобщенного решения исходной математической модели в рамках введенных допущений приведены примеры расчетов нагрева пластины с целью доказательства необходимой и достаточной для целей практического применения точности расчетного метода при нагреве металла в печных агрегатах различной конструкции, используемых в прокатном производстве.

Сопоставление различных способов расчетов (гидростатический интегратор Будрина, численный метод по явной аппроксимации и МЭИ) доказало эффективность разработанной методики для вполне реальных в металлургической теплотехнике значений исходных параметров $0,5 \leq n \leq 0,75$; $0,25 \leq Sk \leq 1,0$.

Несмотря на видимую сложность приведенных решений (17), (19), (21), (23) – (25), (29), рекомендуется использование их в теплотехнических расчетах в связи с отсутствием подобных базовых (инженерных) методов расчетов противоточного теплообмена излучением и конвекцией одновременно.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Иванцов Г.П., Любов Б.Я. Прогрев кусковых материалов в условиях противотока // ДАН СССР. 1952. Т. 85. № 5. С. 993 – 995.
- Гольдфарб Э.М. Теплотехника металлургических процессов. – М.: Металлургия, 1967. – 439 с.
- Кавадиров А.В., Калугин В.Н. Закономерности нагрева массивного тела излучением в противотоке // Нагрев металла и работа нагревательных печей: Сб. науч. тр. ВНИИМТ. – Свердловск: Металлургиздат, 1960. № 6. С. 59 – 70.
- Китаев, Б.И., Ярошенко Ю.Г., Сучков В.Д. Теплообмен в шахтных печах. – М.: Металлургиздат, 1957. – 280 с.
- Глишков М.А., Глишков Г.М. Общая теория печей. – М.: Металлургия, 1978. – 264 с.
- Постольник Ю.С. К расчету температур и времени нагрева массивных тел при противоточном теплообмене // Изв. вуз. Черная металлургия. 1990. № 9. С. 84 – 86.
- Постольник Ю.С., Тимошпольский В.И., Андрианов Д.Н., Ратников П.Э. Инженерные методы расчета различных режимов нагрева термомассивных объектов в металлургических теплотехнологиях в условиях противотока. 1. Состояние вопроса. Конвективный нагрев // Инженерно-физический журнал. 2004. № 4. Т. 77. С. 3 – 9.
- Постольник Ю.С., Тимошпольский В.И., Андрианов Д.Н., Трусова И.А. Инженерные методы расчета различных режимов нагрева термомассивных объектов в металлургических теплотехнологиях в условиях противотока. 2. Радиационный и радиационно-конвективный противоточный нагрев // Инженерно-физический журнал. 2004. № 6. Т. 77. С. 3 – 12.
- Постольник Ю.С. Лучистый нагрев тел простейшей формы // Инженерно-физический журнал. 1965. № 1. Т. 8. С. 64 – 71.
- Постольник Ю.С. Температурный расчет пластинки и цилиндра, нагреваемых одновременно излучением и конвекцией // Инженерно-физический журнал. 1969. № 6. Т. 16. С. 1082 – 1086.
- Постольник Ю.С. Метод эквивалентных источников в задачах нестационарной теплопроводности. – В кн.: Теплообмен и гидродинамика. – Киев: Наукова думка, 1977. С. 161 – 167.
- Постольник Ю.С. Симметричный конвективный нагрев призмы при переменном во времени коэффициенте теплообмена // Изв. вуз. Энергетика. 1972. № 3. С. 145 – 147.
- Тимошпольский В.И. Инженерный способ расчета массивных тел в условиях лучистого теплообмена // Изв. вуз. Черная металлургия. 1986. № 7. С. 126 – 129.
- Постольник Ю.С., Гаранчук В.А., Губа В.М. Исследование теплопроводности с функционально зависящими параметрами // Изв. вуз. Черная металлургия. 1973. № 6. С. 140 – 145.
- Постольник Ю.С., Тимошпольский В.И. Радиационно-конвективный нагрев неограниченного цилиндра с функционально зависящими теплофизическими характеристиками // Изв. вуз. Энергетика. 1980. № 3. С. 121 – 124.
- Промышленные теплотехнологии: Моделирование нелинейных процессов: Учебник / В.И. Тимошпольский, И.А. Трусова, А.П. Несенчук и др.: Под общ. ред. В.И. Тимошпольского, А.П. Несенчука. – Минск: Выш. школа, 2000. – 319 с.
- Тимошпольский В.И., Постольник Ю.С., Андрианов Д.Н. Теоретические основы теплофизики и термомеханики в металлургии. – Минск: Бел. навука, 2005. – 560 с.
- Ростковский С.Е. Передача тепла излучением при противотоке (к теории методических нагревательных печей) // Теплотехника слитка и печей: Сб. тр. ЦНИИЧМ. – М.: Металлургиздат, 1953. Вып. 2 (5). С. 17 – 25.

Поступила 4 августа 2015 г.

IZVESTIYA VUZOV. CHERNAYA METALLURGIYA = IZVESTIYA. FERROUS METALLURGY. 2016. Vol. 59. No. 7, pp. 497–503.

ON THE THEORY OF COUNTERFLOW HEATING OF THERMALLY MASSIVE BODIES BY RADIATION AND CONVECTION SIMULTANEOUSLY

V.I. Timoshpol'skii

CJSC PII SIT "NEFTEGAZSTROIHOLYATSIYA", Kiev, Ukraine

Abstract. The task of counterflow heating of thermally massive bodies was defined and solved. The mathematical model considers heating bodies of classical geometry (panel, cylinder and sphere) by radiation and convection simultaneously, as well as linearly dependent thermal characteristics from temperature. Initial equations of heat exchange were mostly realized through technological processes of metal heating in continuous furnaces of rolling manufacture. The solution of double nonlinear problem was realized by the equivalent sources method (ESM) which is an effective mathematical apparatus to solve different tasks, including applied problems of metallurgical

thermal engineering. Testing of approximate analytical solution in accordance with ESM algorithm was fulfilled for the following cases: for Kavaderov-Kalugin method (case of plate pure radiant heating) and numerical solution in accordance with the algorithm of apparent finite-difference approximation of the initial system of differential equations. Comparison of computational results of all methods showed a satisfactory fit and the availability of solution in an explicit form with an opportunity to simplify it proves the advisability of its application in heating engineering calculations of metallurgical furnaces.

Keywords: heating, thermally massive bodies, counterflow, double nonlinear problem, equivalent sources method.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-497-503

REFERENCES

1. Ivantsov G.P., Lyubov B.Ya. Counterflow heating of lump materials. *DAN SSSR*, 1952, vol. 85, no. 5, pp. 993–995. (In Russ.).
2. Gol'dfarb, E.M. *Teplotekhnika metallurgicheskikh protsessov* [Thermal engineering of metallurgical processes]. Moscow: Metallurgiya, 1967, 439 p. (In Russ.).
3. Kavaderov A.V., Kalugin V.N. Regularities of heating a massive body in counterflow radiation. In: *Nagrev metalla i rabota nagrevatel'nykh pechei: Sb. nauch. tr. VNIIMT* [Heating of metal and work of heating furnaces: Coll. of VNIIMT reports]. Sverdlovsk: Metallurgizdat, 1960, no. 6, pp. 59–70. (In Russ.).
4. Kitaev, B.I., Yaroshenko Yu.G., Suchkov V.D. *Teploobmen v shakhtnykh pechakh* [Heat exchange in shaft furnaces]. Moscow: Metallurgizdat, 1957, 280 p. (In Russ.).
5. Glinkov M.A., Glinkov G.M. *Obshchaya teoriya pechei* [General theory of furnaces]. Moscow: Metallurgiya, 1978, 264 p. (In Russ.).
6. Postol'nik Yu.S. To the calculations of temperatures and time of heating massive bodies in counterflow heat exchange. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 1990, no. 9, pp. 84–86. (In Russ.).
7. Postol'nik Yu.S., Timoshpol'skii V.I., Andrianov D.N., Ratnikov P.E. Engineering methods of calculation of different regimes of heating of thermally massive objects in metallurgical heat technologies under countercurrent conditions. 1. State of the problem. *Convective heating. Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. 2004, vol. 77, no. 4, pp. 679–687.
8. Postol'nik Yu.S., Timoshpol'skii V.I., Andrianov D.N., Trusova I.A. Engineering methods of calculation of different regimes of heating of thermally massive objects in metallurgical heat technologies under countercurrent conditions. 2. Radiative and radiative-convective countercurrent heating. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. 2004, vol. 77, no. 6, pp. 1069–1079.
9. Postol'nik Yu.S. Radiant heating of simple shapes. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. 1965, vol. 8, no. 1, pp. 47–53.
10. Postol'nik Yu.S. Temperature calculation of a plate and a cylinder heated by radiation and convection simultaneously. *Inzhenerno-Fizicheskii Zhurnal*. 1969, no. 6, vol. 16, pp. 1082–1086. (In Russ.).
11. Postol'nik Yu.S. The equivalent sources method in the problems of non-standard conductivity. In: *Teploobmen i gidrodinamika* [Heat exchange and hydrodynamics]. Kiev: Naukova dumka, 1977, pp. 161–167. (In Russ.).
12. Postol'nik Yu.S. Symmetrical convection heating of a prism with a time-alternate heat exchange coefficient. *Izvestiya VUZov. Energetika*. 1972, no. 3, pp. 145–147. (In Russ.).
13. Timoshpol'skii V.I. Engineering calculation method of massive bodies in radiant heating exchange. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 1986, no. 7, pp. 126–129. (In Russ.).
14. Postol'nik Yu.S., Garanchuk V.A., Guba V.M. The study of heat conductivity with functionally dependent parameters. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 1973, no. 6, pp. 140–145. (In Russ.).
15. Postol'nik Yu.S., Timoshpol'skii V.I. Radiation and convection heating of an unlimited cylinder with functionally dependent thermal characteristics. *Izvestiya VUZov. Energetika*. 1980, no. 3, pp. 121–124. (In Russ.).
16. Timoshpol'skii V.I., Trusova I.A., Nesenchuk A.P., Brodskii S.S., Dubina O.V., Pavlyuchenkov I.A. *Promyshlennye teplotekhnologii: Modelirovanie nelineinykh protsessov: Ucheb.* [Industrial technologies: modeling of nonlinear processes]. Timoshpol'skii V.I., Nesenchuk A.P. eds. Minsk: Vysh. shkola, 2000, 319 p. (In Russ.).
17. Timoshpol'skii V.I., Postol'nik Yu.S., Andrianov D.N. *Teoreticheskie osnovy teplofiziki i termomekhaniki v metallurgii* [Theoretical foundations of thermal physics and thermal mechanics in metallurgy]. Minsk: Bel. navuka, 2005, 560 p. (In Russ.).
18. Rostkovskii S.E. Heat transfer by counterflow radiation (on the theory of continuous heating furnaces). In: *Teplotekhnika slitka i pechei: Sb. tr. TsNIIChM* [Thermal engineering of ingot and furnaces: Coll. of TsNIIChM reports]. Moscow: Metallurgizdat, 1953, Issue 2 (5), pp. 17–25. (In Russ.).

Information about the author:

V.I. Timoshpol'skii, Dr. Sci. (Eng.), Professor, Director of Science and New Equipment (tree-89@mail.ru)

Received August 4, 2015

УДК 519.876

АЛГОРИТМИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ АРМ ПОДДЕРЖКИ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ ОБЪЕМНО-КАЛЕНДАРНОГО ПЛАНИРОВАНИЯ ТРУБНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Фомин С.Я., д.т.н., профессор кафедры «Автоматизированные системы
управления (stan.fomin2010@yandex.ru)

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

Аннотация. Рассмотрены подходы к решению центральной проблемы высшего уровня иерархии системы управления производственным комплексом. Это проблема выбора стратегии объемно-календарного планирования трубного производства: производство продукции «на склад» или производство продукции «под заказ». Для каждой стратегии характерны специфические риски потерь предприятием ожидаемых доходов. Представлено решение процедуры формирования оптимальной структуры производственной программы (портфеля заказов). Адекватная реализация этой процедуры существенно определяет эффективность работы трубного предприятия. Это касается, прежде всего, цехов с многономенклатурным производством холоднодеформированных труб. Логистика производства в таких цехах основана на использовании разнообразных комбинаций технологических маршрутов (прокатка, протяжка, термическая обработка, химическая обработка и др.). Решение задачи реализовано в форме процедуры многокритериального выбора. Для снижения размерности оптимизационных функциональных задач объемно-календарного планирования использована методика агрегирования сортамента трубного цеха. Методика основана на алгоритме синтеза метода главных компонент факторного анализа и автоматической классификации. Согласование производственного процесса и последовательности отправления готовой продукции заказчикам выполнено с помощью диалоговой итеративной многокритериальной процедуры. Использован метод интервального оценивания замещения критериев, адекватный функциональным возможностям реальных пользователей соответствующих служб, которые не имеют специальной подготовки в области теории принятия решений.

Ключевые слова: стратегия управления, слабоструктурированные задачи, автоматизированное рабочее место (АРМ), агрегирование сортамента, производственная программа, риски, логистика, диалоговая процедура согласования производства и поставок труб.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-498-503

В современных экономических условиях нестабильности рынка, колебания цен на трубную продукцию, трубную заготовку, разнообразные вспомогательные материалы и т. п. необходимо адекватно оценивать возможную степень рисков недополучения предприятием планируемых доходов [1 – 4]. Экспертная система оценивания рисков требует привлечения значительного числа квалифицированных экспертов для получения надежных результатов экспертизы, что на практике трудно осуществимо. Альтернативой экспертной системе прогноза и оценки степени рисков являются математические модели вероятностного характера, широко именуемые в литературе «имитационными» [4].

При планировании закупок сырья, материалов и т. п., а также поставок своей продукции предприятие ориентируется на некоторые стабильные цены с какими-то относительно незначительными изменениями. Также и длительность изготовления продукции на агрегатах регламентирована технологическими инструкциями в соответствии с логистикой конкретного производства труб [5, 6]. Однако эти ориентировочные показатели являются, по сути, математическими ожиданиями конкретных величин. В реальности эти величины флуктуируют в некоторых диапазонах. Когда

отклонения выходят за границы заданных диапазонов, то такие ситуации оцениваются как чрезвычайные, а в производственном процессе – даже как аварийные. Последствия рисков, порождаемые подобными ситуациями, достаточно адекватно оцениваются с помощью процедур имитационного моделирования [4].

На высшем уровне иерархии системы управления производственным комплексом (ПК) решается слабоструктурированная задача выбора рациональной стратегии планирования [3]. Различают два вида стратегии: производство продукции «на склад» и «под заказ». При производстве под прогнозируемый спрос («на склад») определенная часть заказчиков имеет возможность получить продукцию достаточно быстро. Однако при этом растет вероятность риска накопления невостребованной произведенной продукции и соответственно замораживания оборотных ПК. Работа «под заказ» связана с возможным ожиданием покупателями требуемой продукции, определяемым длительностью ее производственного цикла. При этом растет вероятность отказа от сотрудничества покупателей, которым время ожидания не приемлемо. Сценарии возможного развития событий позволяют оценить прогнозируемые риски как затоваривания, так и сокращения прибыльности.

ности ПК. С целью снижения вероятности возникновения рисков иногда практикуется смешанная стратегия: вначале с помощью экспертных оценок выделяют необходимые ресурсы под наиболее прибыльные заказы, оставшиеся ресурсы планируются на производство под прогнозируемый спрос. Уровень прибыли определяют на основе прогноза цен и объемов продаж продукции, учитывая риски от возможных погрешностей указанных прогнозов. Ожидаемые риски могут выясняться явно в процессе прямого учета погрешностей вычисления прибыли, либо неявно – созданием страховых запасов по конкретным прогнозным показателям в сторону уменьшения/увеличения [7].

Формирование оптимального портфеля заказов (структуры производственной программы) является актуальной задачей, адекватное решение которой существенно определяет эффективность работы ПК трубного предприятия, особенно для цехов изготовления стальных холоднодеформированных (ХД) труб [8]. Логистика производства указанных труб, использующая разнообразные комбинации альтернативных технологических маршрутов, включающих операции прокатки, протяжки, термообработки, химической обработки и др., формирует издержки производства и в конечном итоге прибыль предприятия. При этом даже в условиях жесткого централизованного планирования загрузки трубных предприятий задаче формирования структуры производственной программы конкретного ПК уделялось серьезное внимание [9].

Алгоритмическое обеспечение автоматизированного рабочего места (АРМ) персонала высшего уровня системы управления предприятием позволяет в режиме диалога осуществлять выбор рациональной стратегии объемно-календарного планирования производства. Первоочередной задачей является формирование структуры производственной программы с помощью математической модели, включающей следующие оценки.

- Максимум прибыли:

$$F_1(x) = \max \sum_{k=1}^K \sum_{l=1}^{I_{lk}} \left(P_{lk} \sum_{i=1}^{I_{lk}} x_{ilk} c_{il} - \sum_{i=1}^{I_{lk}} x_{ilk} S_{lk} \right), \quad (1)$$

где x_{ilk} – количество продукции i -го типоразмера l -го вида труб, производимой на k -ом стане, $i = 1, \overline{I_{lk}}$; I_{lk} – количество типоразмеров l -го вида труб, производимых на k -ом стане ($l = 1, \overline{L_{ik}}$, $k = 1, \overline{k}$); c_{il} – договорная цена продукции i -го типоразмера l -го вида труб; P_{lk} – величина приплат/скидок для l -го вида труб по k -му стану (коэффициент изменения стоимости); S_{lk} – себестоимость изготовления единицы продукции l -го вида на k -ом стане.

- Минимум затрат времени на выполнение производственной программы:

$$F_2(x) = \max - \sum_{k=1}^K \sum_{l=1}^{I_{lk}} \sum_{i=1}^{I_{lk}} x_{ilk} t_{ilk}, \quad (2)$$

где t_{ilk} – затраты времени на производство единицы продукции i -го типоразмера l -го вида труб на k -ом стане.

- Минимум расхода металла:

$$F_3(x) = \max - \sum_{k=1}^K \sum_{l=1}^{I_{lk}} x_{ilk} W_{il} R_{ilk}, \quad (3)$$

где W_{il} – масса одного погонного метра труб i -го типоразмера l -го вида; R_{ilk} – соответствующий i, l и k расходный коэффициент металла.

Основным ограничением модели является проверка условий по возможностям загрузки годового фонда времени работы оборудования (ограничения на производственные мощности):

$$\left| \sum_{k=1}^{I_{lk}} t_{ilk} x_{ilk} - T_k \right| \leq \xi \quad \text{для } \forall l, k, l = \overline{1, L}, k = \overline{1, k}, \quad (4)$$

где ξ – величина, определяемая экспертно; T_k – годовой фонд времени работы k -го стана.

Для эффективной реализации процессов автоматизации выработки оптимальных решений в функциональных структурах управления (объемно-календарное планирование и др.) многономенклатурного многооперационного производства необходимо добиться существенного снижения объема исходной информации путем ее агрегирования. В этом аспекте производство ХД труб весьма характерно: многотысячная номенклатура марко-профилеразмеров, многообразие альтернативных технологических маршрутов (ТМ) с множеством технико-экономических характеристик: геометрические размеры труб (диаметр и толщина стенки) на каждом проходе ТМ, марка стали, производительности различных видов оборудования, выполняющих операции на проходах ТМ, расходные коэффициенты металла на каждой операции и соответствующие технологические затраты (энергозатраты, расход рабочего инструмента, материалы для химической обработки труб и др.). Эти характеристики являются признаками классификации сортамента.

В результате экспертного анализа заводских ТМ изготовления ХД труб определяется предварительный отбор признаков классификации сортамента и формируется исходная матрица размером $m \times n$, где n – число типоразмеров труб в цехе, m – число признаков классификации [10]. Поскольку не все отобранные признаки одинаково информационно значимы, появляется возможность существенного снижения размерности сортамента за счет «сжатия» исходной информации для построения меньшего количества новых признаков, каждый из которых будет более информативен по сравнению с исходными. Окончательный отбор признаков осуществляется сжатием исходной информации методом главных компонент (МГК) факторного анализа.

Метод главных компонент основан на следующих соображениях. Исходные показатели – набор взаи-

мосьязанных характеристик, за сложной структурой взаимосвязей между которыми существует более простая «скрытая» от явного наблюдения структура, отражающая наиболее значимые связи и закономерности изучаемого явления – факторы, являющиеся характеристиками этой структуры. Основная задача МГК – определение факторных нагрузок, отражающих связь исходных показателей с факторами на базе исходной матрицы $R = \|x_{ij}\|$, $i = 1, n$, $j = 1, m$.

Сила линейной статистической взаимосвязи между показателями оценивается на основе корреляционной матрицы, коэффициенты корреляции которой определяются выражением

$$r_{ij} = \frac{\sum_{k=1}^n (x_{ki} - \bar{x}_i)(x_{kj} - \bar{x}_j)}{\sqrt{\sum_{k=1}^n (x_{ki} - \bar{x}_i)^2 (x_{kj} - \bar{x}_j)^2}}, \quad (5)$$

где $\bar{x}_i$ и $\bar{x}_j$ – средние значения показателей x_i и x_j (i и j – признаки исходных показателей).

Задача факторного анализа сводится к представлению каждого исходного показателя линейной комбинации относительно небольшого числа общих факторов (k – признак общего фактора):

$$x_i = \sum_{k=1}^r a_{ik} f_{ik} + e_i, \quad i = \overline{1, m}, \quad (6)$$

где $x = (x_{i1}, \dots, x_{im})$ – m -мерный вектор-строка наблюдаемых переменных; $f_{ik} = (f_1, \dots, f_r)$ – r -мерный вектор-столбец общих факторов ($r < m$); e_i – m -мерный столбец специфических факторов, влияющих только на изменения данного показателя; a_{ik} – факторная нагрузка, характеризующая влияние k -го общего фактора на i -й показатель ($k = \overline{1, r}$).

В компонентном анализе m наблюдаемых переменных преобразуется в m -некоррелированных комбинаций этих переменных – главных компонент (ГК) таким образом, чтобы первая ГК охватывала максимум суммарной дисперсии показателя x , вторая ГК охватывала максимум оставшейся дисперсии. И так до тех пор, пока вся дисперсия не будет учтена. Если при этом дисперсия исходных переменных исчерпывается полностью, то модель компонентного анализа не включает специфические факторы e . В работе [11] показано, что нахождение ГК совпадает с определением собственных чисел корреляционной матрицы, а вычисление факторных нагрузок совпадает с вычислением собственных векторов этой матрицы. При этом первой ГК соответствует максимальное из всех собственных чисел, второй ГК – максимальное из оставшихся и т. д. Процесс продолжается до тех пор, пока не будет описано 70 – 90 % исходной информации.

Для каждого выделенного в результате процедуры агрегирования класса сортамента труб вычисляется средневзвешенная масса одного погонного метра труб

и по этой величине подбирается в качестве представителя наиболее близкий реальный типоразмер, представляющий весь класс (группу труб) при решении оптимизационных функциональных задач с понижением размерности в десятки и сотни раз [10].

Структура производственной программы (портфель заказов) является информационной основой для решения другой важнейшей задачи – эффективного управления трубным ПК – синхронизации металлопотоков производства и поставок заказчикам готовой продукции.

Построение согласованных («контактных») графиков загрузки трубных станов и соответствующих им графиков отгрузки готовой продукции является сложной слабоструктурированной многоцелевой задачей большой размерности, решение которой сопряжено с необходимостью достижения компромисса между интересами производственного персонала (минимум переоснасток оборудования и т. п.) и оперативной комплектацией поставок по соответствующим транспортным маршрутам с учетом приоритетности заказчиков и удаленности от пункта загрузки.

Основными исходными данными этой задачи являются:

- месячная производственная программа (портфель заказов);
- специализация и производительность агрегатов (станы, агрегаты термообработки, химической обработки и др.);
- матрицы длительностей переналадок агрегатов при переходе с обработки одного типоразмера труб на другой;
- приоритетность и географическое расположение заказчиков (покупателей);
- наличие требуемой заготовки и рабочего инструмента (валки, калибры, волочильные кольца и др.);
- незавершенное производство;
- остатки готовой продукции от предшествующего периода планирования;
- директивные указания свыше.

Обобщенный показатель качества календарного плана (КП) загрузки трубных станов включает совокупность критериев, оценивающих работу производственного оборудования и последовательность отгрузки готовой продукции со следующих позиций.

- «Закрытия» заказов в порядке снижения приоритетности заказчиков

$$F_1 = \max \sum_{i=1}^{N_p} P_i (N_c - c_i), \quad (7)$$

где N_p – число позиций различных заказов, которые необходимо выполнить до конца интервала планирования; c_i – номер суток изготовления труб для i -ой позиции заказа; P_i – приоритет заказчика i -ой позиции.

- «Закрытия» заказов в порядке сокращения расстояния до заказчика

$$F_2 = \max \sum_{i=1}^{N_p} R_i (N_c - c_i), \quad (8)$$

где R_i – номер зоны расположения (удаления) i -ой позиции.

- Снижения затрат времени переналадок оборудования

$$F_3 = \max \sum_{r=1}^r \sum_{d=1}^{D-1} a_{\alpha}, d + 1, \quad (9)$$

где $a_{\alpha, \alpha+1}$ – время переналадки стана при переходе с изготовления труб диаметром d на диаметр $d + 1$ ($\alpha \in D$, D – множество диаметров труб, r – множество станов).

- Максимального удовлетворения технологическим особенностям конкретного производства (в частности, для электросварных труб одного диаметра предпочтительно изготовление труб в порядке возрастания толщины стенки труб, в противном случае растет вероятность появления брака «смещение кромок»)

$$F_4 = \min \sum_{i=1}^{N_p} \xi, \quad (10)$$

где $\xi = \begin{cases} 0, & \text{если толщина стенки трубы в } i\text{-ой позиции} \\ & \text{больше, чем в } (i-1)\text{-ой,} \\ 1 & \text{– в противном случае.} \end{cases}$

- Равномерной загрузки вспомогательного оборудования (агрегаты термообработки, химической обработки и др.)

$$F_5 = \min \sum_{i=1}^L \sum_{q=1}^{N_c} |W_{\text{ср}}^l - W_q^l|, \quad (11)$$

где $W_{\text{ср}}^l$ – среднесуточная норма выработки l -го вспомогательного оборудования; W_q^l – планируемая выработка l -го вспомогательного оборудования за q -е сутки интервала планирования ($l \in L$ – множество вспомогательных агрегатов).

- Максимального объема оплаченной продукции, поставленной в планируемом периоде времени

$$F_6 = \max \sum_{i=1}^{N_p} z_i, v_i, \delta_i, \quad (12)$$

где $\delta_i = \begin{cases} 1, & \text{если продукция } i\text{-ой позиции будет} \\ & \text{отгружена в сроки, гарантирующие} \\ & \text{оплату в текущем месяце,} \\ 0 & \text{– в противном случае;} \end{cases}$

z_i – цена продукции i -ой позиции; v_i – объем продукции i -ой позиции.

- Сокращения времени комплектации «вагонных норм» по направлениям отгрузки готовой продукции

$$F_7 = \min \sum_{j=1}^J \sum_{q=1}^{N_c} \alpha_q^j, \quad (13)$$

где $\alpha_q^j = \begin{cases} 0, & \text{если } K_q^j = n\text{ВН}, n = 0, 1, \dots, \\ 1 & \text{– в противном случае;} \end{cases}$

ВН – вагонная норма; K_q^j – количество продукции j -го направления ($j \in J$), имеющееся на складе в q -е сутки (оно должно быть кратно вагонной норме ВН).

Каждый альтернативный вариант «контактных» графиков изготовления труб на каждом стане допускается к диалоговой процедуре окончательного выбора предпочтительного решения по результатам проверки выполнения ряда условий (ограничений): наличие требуемой заготовки; пропускные возможности вспомогательного оборудования; вместимости складов готовой продукции; условие совместимости планово-предупредительных ремонтов с планируемыми перекладками станом; условие предпочтительности одноразового изготовления одного диаметра труб в течение месяца.

Для формирования оптимального КП синхронизации производственного процесса с поставками (отгрузкой) готовой продукции разработана итеративная диалоговая процедура, алгоритмическая структура которой включает следующие блоки.

Блок 1 – определение для каждого стана оптимального графика изготовления труб разных диаметров месячной производственной программы (использованы оценки критериев F_1, F_2, F_3, F_6). Минимизация времени переналадок станом (критерий F_3) представлена в форме задачи о бродячем торговце, для решения которой методом «ветвей и границ» использован алгоритм Литтла [12].

Блок 2 – формирование опорного плана изготовления труб разных толщин стенок внутри графиков массивов труб каждого диаметра (использованы оценки F_1, F_2, F_4). На каждом шаге диалоговой процедуры проверяется выполнение условий (ограничений) по наличию требуемой заготовки и др.

Блок 3 – корректировка сформированного КП по оценкам F_6 и F_7 и возможным перераспределениям в режиме диалога некоторых позиций КП между направлениями поставок (наработка дополнительных альтернатив – развитие гибкости процедуры выбора приемлемого решения).

Блок 4 – прогноз с помощью модели транспортной сети (ТС) производственного комплекса оценки реализуемости альтернатив графиков загрузки станом. Удаление из рассмотрения окончательного варианта исходного множества альтернатив (ИМА) нереализуемых графиков. Вершинам ТС соответствуют агрегаты технологической структуры цеха, дугам – пропускные способности соответствующих технологических опе-

раций каждого ТМ. С учетом планируемой загрузки дуг ТС в каждом ТМ выясняются с помощью алгоритма Форда-Фалкерсона возможные резервы/дефициты мощностей по каждому агрегату и суммарный ресурс мощности по всей ТС – производственному комплексу [13]. Соответствующая информация выдается на экран пользователя.

Блок 5 – выбор из ИМА окончательного графика загрузки станов по совокупности критериев F_n ($n = 1, 7$) с помощью диалоговой процедуры многокритериального выбора методом интервального оценивания замещений критериев (ИОЗ), адекватного функциональным возможностям реальных пользователей соответствующих служб, не имеющих специальной подготовки в области принятия решений [14].

Диалоговые процедуры решения задач многокритериальной оптимизации структуры производственной программы и синхронизации материальных потоков изготовления и отгрузки готовых труб заказчикам реализованы с помощью программного модуля метода ИОЗ, базовая концепция которого заключается в представлении информации на запросы вычислительной системы о предпочтениях ЛПР об уступках одного критерия в пользу другого в процессе попарного сравнения альтернатив в форме неточных (интервальных) ответов с целью пошагового сужения множества недоминируемых альтернатив вплоть до получения окончательного предпочтительного решения. Адаптация указанных диалоговых процедур в производственных условиях показала, что решающее правило, основанное на интервальной информации, достаточно адекватно реальным пользователям – руководителям подразделений различных служб, активно участвовавшим на всех этапах интерактивной диалоговой процедуры.

Поставленная задача реализована в инструментальной среде «1С: Предприятие 7.7» (Комплексная конфигурация Бухгалтерия + Торговля + Склад + Зарплата + Кадры) редакция 4.5 (7.70.545)).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Жирнов В.И. Управление производственными ресурсами предприятия в условиях меняющейся конъюнктуры рынка // Управление большими системами: Сб. докл. Шестой школы-конференции молодых ученых. Ч. 1. Ижевск: Изд-во Удмурт. гос. ун-та, 2009. С. 171 – 178.
2. Голокеев К.Н., Матвеев И.А. Управление производством: инструменты, которые работают. – СПб.: Питер, 2008. – 251 с.
3. Мауэргауз Ю.Е. Критерии качества производственного планирования и их приоритеты для разных уровней плановой иерархии. <http://www.erpnews.ru>.
4. Емельянов А.А. Имитационное моделирование в управлении рисками. – СПб.: СПбГИЭА, 2000. – 376 с.
5. Логистика / Под ред. Б.А. Аникина. – М.: ИНФА, 2004. – 368 с.
6. Волгин В.В. Склад. Логистика, управление, анализ. – М.: Дашков и Ко, 2007. – 376 с.
7. Иванова О.С., Жирнов В.И. Модель составления оптимального плана производства в рамках информационной системы управления предприятием // Наука. Технологии. Инновации: Матер. Всерос. научн. конф. молодых ученых. – Новосибирск: Изд-во Новосиб. гос. тех. ун-та, 2007. С. 42 – 46.
8. Жирнов В.И. Столбов В.Ю. Модель формирования оптимального плана производства как элемент поддержки принятия решений на стратегическом уровне управления предприятием // Теоретические и прикладные аспекты информационных технологий: Сб. науч. тр. – Пермь: ГосНИИУМС, 2007. Вып. 56. С. 87 – 96.
9. Фалилеев И.Л., Малышев Г.И., Фомин С.Я. Структуризация оптимальной производственной программы трубного предприятия // Черная металлургия. Бюл. ин-та «Черметинформация». 1989. № 12. С. 66 – 67.
10. Фомин С.Я. Этапы формализации процедуры разработки организационно-технологического классификатора для агрегирования сортамента трубного завода // Математическое моделирование. Труды МИСиС. – М.: МИСиС, 1990. С. 117 – 124.
11. Дубров А.М. Обработка статистических данных методом главных компонент. – М.: Статистика, 1978. – 124 с.
12. Черноуцкий И.Г. Методы принятия решений. – СПб.: БХВ-Петербург, 2005. – 416 с.
13. Майника Э. Алгоритмы оптимизации на сетях и графах: Пер. с англ. – М.: Мир, 1981. – 323 с.
14. Фомин С.Я. Метод многокритериальной оптимизации, адекватный диалоговой процедуре эффективных решений в АСУ производственными комплексами // Изв. вуз. Черная металлургия. 2011. № 5. С. 58 – 65.

Поступила 28 июня 2015 г.

ALGORITHMIC MAINTENANCE OF WKS SUPPORT FOR VOLUME SCHEDULING IN PIPE PRODUCTION

S.Ya. Fomin

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

Abstract. Approaches to solving the central problem of the highest hierarchical level of industrial complex management system are considered. This is the problem of choosing the strategy of volume scheduling (VC) of pipe production: production to the “warehouse” or production “order”. Each strategy can be characterized by the specific risks of expected revenues losses. The solution of the procedure of forming the optimal structure of the production program (portfolio of orders) is presented. Adequate implementation of this

procedure significantly affects the performance of the pipe business. This applies primarily to the shops with the multiproduct production of cold deformed pipes. Production logistics in such shops is based on the use of various combinations of technological routes (rolling, broaching, heat treatment, chemical treatment, etc.). The solution was implemented in the form of multicriterial selection process. Decrease in the dimension of optimization problems of VC was implemented using techniques of assortment aggregation of the pipe shop. The technique is based on the algorithm of the synthesis method of principal components factor analysis and automatic classification. Coordination of the production process and the departure sequence of finished products to customers were made via an interactive multicriteria iterative procedure. The author has used the method of interval

estimation of the substitution criteria, adequate to functionality of the actual users of the services that does not have special training in the theory of decision making.

Keywords: management strategy, semistructured problem, workstation (WKS), aggregation of assortment, production program, risks, logistics, dialog procedure, production and delivery, pipe.

DOI: 10.17073/0368-0797-2016-7-498-503

REFERENCES

1. Zhirnov V.I. Enterprise production management in a changing market environment. In: *Upravlenie bol'shimi sistemami: Sb.dokl. 6-i shkoly-konferentsii molodykh uchenykh* [Managing of large systems: References of 6 th School-conference of young scientists]. Part. 1. Izhevsk: Izd-vo Udmurt. gos. Un-ta, 2009, pp. 171-178. (In Russ.).
2. Golokteev K.N., Matveev I.A. *Upravlenie proizvodstvom: instrumenty, kotorye rabotayut* [Production management: tools that work]. St. Petersburg: Piter, 2008, 251 p. (In Russ.).
3. Mauergauz Yu.E. *Kriterii kachestva proizvodstvennogo planirovaniya i ikh prioritety dlya raznykh urovnei planovoi ierarkhii* [Criteria for quality of production planning and priorities for different levels of planning hierarchy]. Available at URL: <http://www.erpnews.ru>. (In Russ.).
4. Emel'yanov A.A. *Imitatsionnoe modelirovanie v upravlenii riskami* [Simulation modeling of risk management]. St. Petersburg: Spb-GIEA, 2000, 376 p. (In Russ.).
5. *Logistika* [Logistics]. Anikina B.A. ed. Moscow: INFA, 2004, 368 p. (In Russ.).
6. Volgin V.V. *Sklad. Logistika, upravlenie, analiz* [Warehouse. Logistics, management, analysis]. Moscow: Dashkov i Ko. 2007, 376 p. (In Russ.).
7. Ivanova O.S., Zhirnov V.I. Model of optimal production plan in the framework of enterprise management information system. In: *Nauka. Tekhnologii. Innovatsii: Materialy vsenos. Nauchn. konf. molodykh uchenykh* [Science. Technology. Innovations: Proc. of All-Russian Sci. Conf. of young scientists]. Novosibirsk: Iz-vo Novosib. gos. tekhn. un-ta, 2007, pp. 42-46. (In Russ.).
8. Zhirnov V.I. Stolbov V.Yu. The model of an optimum production plan as an element of decisionmaking support at the strategic level of enterprise management. In: *Teoreticheskie i prikladnye aspekty informatsionnykh tekhnologii: sb. nauch. trudov* [Theoretical and applied aspects of information technology: Coll. of sci. works]. Perm: GosNIIUMS, 2007, Issue 56, pp. 87-96. (In Russ.).
9. Falileev I.L., Malyshev G.I., Fomin S.Ya. Structuring of an optimal production program of pipe enterprise. *Chernaya metallurgiya. Byul. in-ta "Chermetinformatsiya"*. Moscow: OAO "Chermetinformatsiya", 1989, no. 12, pp. 66-67. (In Russ.).
10. Fomin S.Ya. The stages of formalizing of developing procedure for organizational and technological classifier for mix pipe factory aggregation. In: *Matematicheskoe modelirovanie: Trudy MISiS*, [Mathematical modeling: Proceedings of MISiS]. Moscow: MISiS, 1990, pp. 117-124. (In Russ.).
11. Dubrov A.M. *Obrabotka statisticheskikh dannykh metodom glavnykh component* [Processing of statistical data by the method of principal components]. Moscow: Statistika, 1978, 124 p. (In Russ.).
12. Chernorutskii I.G. *Metody prinyatiya reshenii* [Methods of decision-making]. St. Petersburg: BKhV-Peterburg. 2005, 416 p.
13. Minieka Edward. *Optimization Algorithms for Networks and Graphs*. Marcel Dekker, New York, 1978, 356 p. (Russ.ed.: Minieka E. *Algoritmy optimizatsii na setyakh i grafakh*. Moscow: Mir, 1981, 323 p.).
14. Fomin S.Ya. Intermodule optimization method adequate to interactive operator command for computer – aided manufacturing (CAM) complex. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2011, no. 5, pp. 58-65. (In Russ.).

Information about the author:

S.Ya. Fomin, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair of Automation Control Systems (ACS) (stan.fomin2010@yandex.ru)

Received June 28, 2015

Уважаемые читатели,
информируем вас о проведении

XIV Международного Конгресса сталеплавильщиков и производителей металлов

*под девизом «Сталь: в ногу со временем», приуроченного
к 100-летию металлургического завода «Электросталь», который пройдет 17 – 21 октября 2016 г.*

Основные цели Конгресса – обмен опытом между учёными и специалистами металлургических предприятий, исследовательских и проектных институтов, высших учебных заведений, пропаганда научно-технических достижений в области сталеплавленного производства, развитие системы повышения квалификации специалистов-сталеплавильщиков, а также международного сотрудничества сталеплавильщиков.

Работа Конгресса будет освещать приоритетные направления инновационного развития металлургической отрасли в современных условиях и будет проходить по пяти секциям:

Секция 1. Металлургия стали

Темы для докладов и обсуждений: Конвертерное производство стали. Мартеновское производство стали. Производство стали в высокомошных электродуговых печах. Теория и технология процессов. Огнеупоры. Оборудование. Экономика процессов. Охрана здоровья и окружающей среды

Секция 2. Спецэлектрометаллургия стали и сплавов

Темы для докладов и обсуждений: Электрометаллургия стали и сплавов, в том числе выплавка высоколегированных сталей и сплавов в печах малой вместимости, процессы рафинирования при интенсивной продувке расплава кислородом, вакуумной индукционной плавке, вакуумном дуговом, электрошлаковом, плазменном и электронно-лучевом переплавах. Теория процессов. Поведение элементов в металлических расплавах при высоких температурах и различных давлениях. Материаловедческие аспекты строения и свойства стали и сплавов. Процессы передела высоколегированных сталей и сплавов.

Секция 3. Ковшевая металлургия стали и чугуна

Темы для докладов и обсуждений: Теория и технология металлургических процессов при продувке стали в ковше газами, обработке порошками и шлаками, легировании, раскислении, модифицировании, в том числе порошковой проволокой, вакуумировании, нагреве металла дугами и химическими источниками тепла, шлакообразованием, использование ферросплавов, новые типы ферросплавов. Достижение точно заданных составов стали и температуры. Изменение строения и свойств металлического расплава при ковшевой обработке. Огнеупоры. Оборудование ковшевой металлургии. Экономика процессов.

Секция 4. Разливка и кристаллизация стали

Темы для докладов и обсуждений: Теоретические основы процесса кристаллизации стали при непрерывной разливке и разливке в слитки. Состояние и развитие непрерывной разливки стали. Технология и оборудование непрерывной разливки стали. Новые процессы непрерывной разливки. Литейно-прокатные агрегаты. Шлакообразующие смеси. Электромагнитное перемешивание. Мягкое обжигание заготовки. Автоматизация и роботизация процессов непрерывной разливки. Разливка стальных слитков, в том числе большой массы. Оборудование для разливки слитков. Качество непрерывнолитых заготовок и стальных слитков. Экономика процессов.

Секция 5. Энергоэффективность, ресурсосбережение и экология сталеплавленного производства

Темы докладов и обсуждений: Охрана здоровья. Охрана окружающей среды и экология. Снижение выбросов парниковых газов. Новые процессы руда – сталь. Переработка отходов и техногенных месторождений. Новые виды металлургического сырья. Использование вторичных энергетических ресурсов. Возобновляемые источники энергии. Энергоэффективность процессов. Экономика технологий и процессов.

Учитывая практическую важность и возможность обобщения опыта ведущих специалистов в области металлургии, по результатам работы Конгресса будут опубликованы наиболее интересные доклады, дискуссионные материалы по секционным направлениям.

www.steelcongress.ru

Уважаемые читатели,
информируем вас о проведении

XX Менделеевского съезда по общей и прикладной химии,
который пройдет в Екатеринбурге с 26 по 30 сентября 2016 г.

Менделеевские съезды проводятся с интервалом в 4 – 5 лет в крупнейших научных и культурных центрах нашей страны и определяют основные направления развития химической науки и промышленности России.

В работе XX Менделеевского съезда планируется участие до 2500 человек, в том числе 300 иностранных ученых, включая лауреатов Нобелевской премии, а также российских и зарубежных компаний.

В программу будут включены пленарные и секционные доклады, стендовые сообщения, симпозиумы и круглые столы по основным направлениям химической науки и технологии.

Программа работы секции № 3 «Физико-химические основы металлургических процессов» (*руководители* – академик РАН Л.И. Леонтьев, академик РАН О.А. Банных, академик РАН К.А. Солнцев, академик РАН Л.А. Смирнов) включает интереснейшие доклады ведущих российских и зарубежных ученых в рамках следующих сессий:

- **СВАРКА, ПЛАСТИЧЕСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ, ЖАРОПРОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ** (*руководители сессии*: Лысак Владимир Ильич, Россия, член-корр. РАН, Волгоградский государственный технический университет; Карпов Михаил Иванович, Россия, член-корр. РАН, ИФТТ РАН);
- **ВЫСОКОПРОЧНЫЕ СТАЛИ, МЕТАЛЛИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ С ОСОБЫМИ СВОЙСТВАМИ** (*руководители сессии*: Орыщенко Алексей Сергеевич, Россия, д.т.н., ФГУП ЦНИИ КМ “Прометей” им. акад. И.В. Горынина; Костина Мария Владимировна, Россия, д.т.н., ИМЕТ РАН им. А.А. Байкова);
- **МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ** (*руководители сессии*: Смирнов Леонид Андреевич, Россия, акад. РАН, ОАО “Уральский институт металлов”; Жучков Владимир Иванович, Россия, д.т.н., ИМЕТ УрО РАН);
- **НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫЕ И УЛЬТРАМЕЛКОЗЕРНИСТЫЕ МАТЕРИАЛЫ** (*руководители сессии*: Глезер Александр Маркович, Россия, д.ф.-м.н., ЦНИИчермет им. И.П. Бардина; Сагарадзе Виктор Владимирович, Россия, член-корр. РАН, ИФМ им. М.Н. Михеева);
- **КОМПЛЕКСНОЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЖЕЛЕЗОСОДЕРЖАЩЕГО СЫРЬЯ** (*руководители сессии*: Леонтьев Леопольд Игоревич, Россия, акад. РАН, Президиум РАН; Дмитриев Андрей Николаевич, Россия, д.т.н., ИМЕТ УрО РАН);
- **ВОПРОСЫ ЦВЕТНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ** (*руководители сессии*: Набойченко Станислав Степанович, Россия, член-корр. РАН, УрФУ им. первого Президента России Б.Н. Ельцина; Пастухов Эдуард Андреевич, Россия, член-корр. РАН, ИМЕТ УрО РАН);
- **ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ** (*руководители сессии*: Zinigrad Michael, Israel, профессор, Ariel University Centr of Samaria; Григорович Константин Всеволодович, Россия, член-корр. РАН, ИМЕТ РАН им. А.А. Байкова).

По результатам работы секции № 3 в рамках XX Менделеевского съезда ключевые доклады, а также доклады, вызвавшие наибольший отклик и дискуссию, будут опубликованы в ближайших номерах журнала.

www.mendeleev2016.uran.ru

Над номером работали:

Леонтьев Л.И., *главный редактор*

Полулях Л.А., *ответственный секретарь*

Ивани Е.А., *заместитель главного редактора*

Потапова Е.Ю., *заместитель главного редактора по развитию*

Долицкая О.А., *научный редактор*

Расенец В.В., *верстка, иллюстрации*

Кузнецов А.А., *системный администратор*

Острогорская Г.Ю., *менеджер по работе с клиентами*

Подписано в печать 21.07.2016. Формат 60×90 ¹/₈. Бум. офсетная № 1.
Печать цифровая. Усл. печ. л. 10,0. Заказ 5165. Цена свободная.

Отпечатано в типографии Издательского Дома МИСиС.
119049, г. Москва, Ленинский пр-т, 4.
Тел./факс: (499) 236-76-17, 236-76-35