

ВЕСТНИК

Магнитогорского государственного
технического университета им. Г. И. Носова

№ 2 (38) июнь 2012 г.

Журнал включен 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, а также входит в базы данных Российского индекса научного цитирования (РИНЦ) и ВИНИТИ. Электронные версии журнала размещаются на сетевом ресурсе Научной Электронной Библиотеки в сети Интернет.

Издается с марта 2003 года

Редакционный совет:

Председатель редсовета:

В.М. Колокольцев – ректор ФГБОУ ВПО «МГТУ»,
проф., д-р техн. наук.

Члены редсовета:

А.В. Дуб – ген. директор ОАО НПО
«ЦНИИТМАШ», д-р техн. наук;
Д.Р. Каплунов – член-кор. РАН,
проф. ИПКОН РАН,
д-р техн. наук;
В.Ф. Рашиников – Президент ООО «Управляющая
компания ММК», проф., д-р техн. наук;
В.М. Счастливцев – зав. лабораторией
ИФМ УрО РАН; академик РАН,
д-р техн. наук;
И. Горлах – доктор наук в области машиностроения;
Руководитель отделения мехатроники университета
им. Нельсона Манделы (Южная Африка);
Ken-ichiro Mori – Professor Department
of Production Systems Engineering,
Toyouhashi University of Technology, Japan;
Maciej Pietrzyk – Professor Akademia
Gorniczo-Hutnicza, Krakow, Poland.

Редакционная коллегия:

Главный редактор:

Г.С. Гун – проф., д-р техн. наук.

Заместитель:

М.В. Чукин – проф., д-р техн. наук
(отв. редактор).

Члены редколлегии:

Л.И. Антропова – проф., д-р фил. наук;
В.А. Бигеев – проф., д-р техн. наук;
К.Н. Вдовин – проф., д-р техн. наук;
С.Е. Гавришев – проф., д-р техн. наук;
В.Н. Калмыков – проф., д-р техн. наук;
С.Н. Павлов – доц., канд. пед. наук;
М.Б. Пермяков – доц., канд. техн. наук;
А.М. Песин – проф., д-р техн. наук;
В.М. Салганик – проф., д-р техн. наук;
А.С. Сарваров – проф., д-р техн. наук.
А.Б. Сычков – проф., д-р техн. наук.

Ответственные редакторы по научным направлениям экспертных советов ВАК РФ:

М.А. Полякова – доц., канд. техн. наук;
М.В. Шубина – доц., канд. техн. наук.

© ФГБОУ ВПО «МГТУ», 2012

На журнал можно подписаться в отделениях связи либо приобрести непосредственно в редакции.
Подписной индекс издания 48603 в объединенном каталоге «Пресса России», том 1.

Свидетельство о регистрации ПИ № ФС11-1157 от 18 апреля 2007 г.

Адрес редакции:

455000, г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38
Тел.: (3519) 22-14-93
Факс (3519) 23-57-60
E-mail: rio_mgtu@ru; vestnik@mgtu.ru

Журнал подготовлен к печати Издательским центром
МГТУ им. Г.И.Носова.

Отпечатан на полиграфическом участке МГТУ.
Подписано к печати 20.06.2012.

Заказ 449. Тираж 500 экз. Цена свободная.



VESTNIK

Magnitogorsk State Technical
University named after G. I. Nosov

№ 2 (38) June 2012

The magazine is included in the list of leading reviewed scientific journals and publications, in which shall be published by the basic scientific results of dissertations on competition of a scientific degree of the doctor and candidate of sciences, as well as in the database Russian index of scientific citation (RISC) and All-Russian Institution of Scientific and Technical information. Internet versions of the journal can be found on the Scientific Electronic Library site in the Internet.

PUBLISHED SINCE MARCH, 2003

Editorial committee

Chairman of editorial committee:

V.M. Kolokolisev – rector of State Educational Institution of Higher Professional Education «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov», D. Sc

Members of the editorial committee:

A.V. Dub – general director of JSC Research and Production Association of Central Scientific Research Institution of Technical Mechanic Engineering, D.Sc.
D.R. Kaplunov – corresponding member of Russian Academy of Science, D.Sc.

V. Ph. Rashnikov – President of LTd «Magnitogorsk Steel and Iron Works managing company», Prof., D. Sc.

V.M. Schastlivtsev – chief of laboratory in Russian Academy of Science, academician of Russian Academy of Science, D. Sc.

I. Gortlach – PhD in Mechanical Engineering, Head of Department of Mechatronics, Nelson Mandela Metropolitan University.

Ken-ichiro Mori – Professor Department of Production Systems Engineering, Toyohashi University of Technology, Japan.

Maciej Pietrzyk – Professor Akademia Gorniczno-Hutnicza, Krakow, Poland.

Editorial staff

Editor-in-chief:

G.S. Gun – Prof., D. Sc.

Deputy chief editor:

M.V. Chukin – Prof., D.Sc.

Members of the editorial staff:

L.I. Antropova – Prof., D.Sc.

V.A. Bigeev – Prof., D.Sc.

K.N. Vdovin – Prof., D.Sc.

S.E. Gavrishev – Prof., D.Sc.

V.N. Kalmykov – Prof., D.Sc.

S.N. Pavlov – Assoc. Prof., Ph.D.

M.B. Permyakov – Assoc. Prof., Ph.D.

A.M. Pesin – Prof., D.Sc.

V.M. Salganik – Prof., D.Sc.

A.S. Sarvarov – Prof., D.Sc.

A. B. Sychkov – Prof., D. Sc.

Executive editors in scientific fields of advisory committee of Higher Certifying Commission in the Russian Federation:

M.A. Polyakova – Assoc. Prof., Ph.D.

M.V. Shubina – Assoc. Prof., Ph.D.

© Federal state budgetary institution of higher professional education
“Magnitogorsk State Technical University named after G. I. Nosov”, 2012

One can subscribe for the journal in the general publication catalogue of scientific-technical information, the subscription index of the journal 73849, or get the journal right in the editorial office.

Registration certificate ПИИ № ФЦ11-1157 April 18, 2007 r.

Editorship address:

455000, city Magnitogorsk, Lenin Str. 38

Phone number: (3519) 22-14-93

Fax: (3519)23-57-60

Email: rio_mgtu@ru; vestnik@mgtu.ru

Published by publishing center of MSTU named after G.I. Nosov.

Signed for press 20.06.2012.

Order 449. Circulation – 500 items. Free price.



СОДЕРЖАНИЕ

Разработка полезных ископаемых.	
Утилизация техногенных образований и отходов.....	5
<i>Чижевский В.Б., Шавакулева О.П., Гмызина Н.В.</i>	
Обогащение титаномагнетитовых руд Южного Урала....	5
<i>Капренов Б.Б., Жумаиев К.Ж.</i> О возможности использования медного купороса при грануляции медного концентрата	7
<i>Мельников И.Т., Кутлубаев И.М., Голяк С.А., Суров А.И., Мельников И.И., Васильев К.П.</i> Совершенствование технологии формирования намывных хвостохранилищ	11
<i>Мельников И.Т., Пыталев И.А., Корнилов С.Н., Кутлубаев И.М., Васильев К.П., Мельников И.И., Шевцов Н.С.</i> Снижение энергоёмкости гидротранспорта хвостов обогащительного производства железорудных горно-обогатительных комбинатов.....	20
Металлургия черных, цветных и редких металлов.....	20
<i>Ким В.А., Ульева Г.А.</i> Сравнительная оценка структуры спецкоков, используемых в электротермии.....	20
<i>Мошкунев В.В., Столяров А.М., Казаков А.С.</i> Снижение осевой химической неоднородности трубной стали в результате мягкого обжигания непрерывнолитого сляба.....	24
<i>Сушко Т.И., Новиков Р.О., Пашиева Т.В., Руднева И.Г.</i> Применение СКМ LVM Flow для поиска оптимальных вариантов изготовления отливок при литье в кокиль.....	26
Обработка металлов давлением.....	29
<i>Довженко Н.Н., Сидельников С.Б., Беллев С.В., Губанов И.Ю., Маслов И.Ю.</i> Определение усилия прижима матрицы при реализации процесса совмещенной прокатки-прессования.....	29
<i>Белоскоптов В.И.</i> Влияние схемы напряженного состояния при штамповке выдавливанием на механические свойства изделий из гранул алюминиевых сплавов.....	34
<i>Румянцева М.И., Шубин И.Г., Митасов В.С., Насонов В.В.</i> Сравнение методов прогнозирования деформационного упрочнения металла при автоматизированном проектировании режимов холодной прокатки.....	39
Технологии обработки материалов.....	43
<i>Долгий Д.К., Корчунов А.Г., Баричинов М.П.</i> Моделирование процесса стабилизации высокопрочной холоднодеформированной арматуры....	43
<i>Каменева А.Л., Караванов Д.М., Сошина Т.О.</i> Выявление количественных соотношений трибологических свойств пленок ZrN с технологическими условиями их формирования методом магнетронного распыления.....	46
Материаловедение и термическая обработка металлов.....	50
<i>Сычков А.Б., Завалицин А.Н., Першаткин А.В.</i> Структурообразование в канатке повышенной деформируемости из низкоуглеродистой легированной стали Св-08Г 2С с микродобавками бора.....	50
<i>Герасимов В.Я., Парышев Д.Н., Герасимова О.В.</i> Сравнение временного сопротивления и коэффициента закручивания при механических испытаниях высокопрочных болтов.....	53
<i>Корягин Ю.Д., Куликов А.А., Мирзаев Д.А.</i> Влияние термической обработки на твердость изделий, полученных методом литья по газифицируемым моделям.....	55
Новые технологические процессы и оборудование.....	59
<i>Кутлубаев И.М., Макаров А.Н., Мельников И.Т., Садыков В.Х.</i> Совершенствование конструкции насоса для перекачки шламов металлургического производства.....	59
<i>Дерабин И.П., Носов В.Д.</i> Моделирование технологии обработки штифтовых отверстий в разнородных материалах.....	61
<i>Козлов А.В., Бобылев А.В., Шеркунов В.Г.</i> Определение натягов и подач, допустимых при холодной гибке труб с раскатыванием.....	64
<i>Крутикова И.А., Панфилова Л.М., Смирнов Л.А.</i> Анализ влияния различных факторов на замедленное разрушение крепежных соединений конструкций.....	68
<i>Омельченко Е.Я., Моисеев В.О.</i> Методика экспериментального определения момента сопротивления и момента инерции механизма.....	74
<i>Макаров А.Н., Хозей А.Б.</i> Расчет угла прессыи ротора и гироскопической силы, действующей на его опору.....	76
Теплоэнергетика металлургии, энергосбережение и электротехнические комплексы.....	79
<i>Мирзаев Д.А., Коцнев В.В.</i> Особенности кинетики декарбонизации CaCO ₃	79
Экология металлургической отрасли.....	82
<i>Черницын В.Д., Коробова Н.Л., Серова А.А.</i> Характеристика хвойных насаждений промышленного города с развитой черной металлургией.....	82
Математика.....	84
<i>Малеко Е.М., Чурсина Н.В., Пузанкова Е.А.</i> Возмущение оператора Вебера-Эрмита оператором сдвига.....	84
Научные школы.....	87
<i>Филатов В.В.</i> Развитие научных школ в области доменного и сталеплавильного производства в МГТУ им. Г.И. Носова и технического перевооружение Магнитогорского металлургического комбината (1940–2000 гг.).....	87
Технологии и машины обработки давлением.....	90
<i>Огарков Н.Н., Тулунов О.Н., Корчунов А.Г., Шеметова Е.С.</i> Определение упругой деформации волокна при протягивании заготовки в очаге деформации гиперболической формы.....	90
<i>Мезин И.Ю., Майстренко В.В., Гун Г.С., Латышев Р.Т.</i> Анализ условий деформирования заготовок при холодной объемной штамповке наконечников тормозных шлангов.....	92
<i>Платов С.И., Макаров А.Н., Баранов Г.Л., Дёма Р.Р., Ярославцев А.В.</i> Снижение энергозатрат при горячей прокатке за счет создания режима эластогидродинамического трения в межвалковом контакте.....	95
<i>Платов С.И., Терентьев Д.В., Жиркин Ю.В., Мироненков Е.И., Мезин И.Ю.</i> Исследование и разработка режимов смазывания подшипниковых узлов рабочих валков стана 2000 горячей прокатки.....	98
<i>Платов С.И., Дёма Р.Р., Лукьянов С.И.</i> Разработка и внедрение технологии охлаждения прокатных валков с целью повышения их эксплуатационных характеристик на широкополосном стане 2000 ОАО «ММК».....	100
<i>Амиров Р.Н., Дёма Р.Р., Лукьянов С.И., Ярославцев А.В., Марфинова У.Д.</i> Применение нейронных сетей для моделирования энергосиловых параметров клетей чистой группы НШСТГТ 2000 ОАО «ММК».....	102
Сведения об авторах.....	104

CONTENT

Mining, Utilization Technologies of Formations and Wastes.....	5	<i>Deryabin I.P., Nosov V.D.</i> Modeling technology of processing pin holes in heterogeneous materials	61
<i>Chyzhevsky V.B., Shavakyleva O.P., Gmyzina N.V.</i> The enrichment of titaniferous magnetite ores in the South Urals.....	5	<i>Kozlov A.V., Bobilev A.V., Sherkunov V.G.</i> Appropriate options of tightness and approach for a cold pipe bending by flaring.....	64
<i>Katrenov B.B., Zhumashev K. ZH.</i> About use of copper vitriol in the time of pelletization of copper concentrate	7	<i>Krutikova I.A., Panfilova L.M., Smirnov L.A.</i> The analysis of influence of various factors on the delayed fracture of fixing connections of designs.....	68
<i>Melnikov I.T., Kutlubaev I.M., Golyak S.A., Surjv A.I., Melnikov I.I., Vasiliev K.P.</i> Improvement technology of formation of deposited tailing disposals.....	11	<i>Omelchenko E.Ya., Moiseev V.O.</i> Method of experimental determination of the mechanism drag torque and inertia.....	74
<i>Melnikov I.T., Pytalev I.A., Kornilov S.N., Kutlubaev I.M., Vasiliev K.P., Melnikov I.I., Shevtsov N.S.</i> Reducing of energy consumption on hydrotransport of tails during production of iron ore on ore processing enterprises	15	<i>Makarov A.N., Khozey A.B.</i> Calculation of the precession angle of the rotor and gyroscopic forces acting on its bearing.....	76
Metallurgy of Ferrous, Non-Ferrous and Rare Metals.....	20	Heat Power of Metallurgy, Energy Saving and Heat Power.....	79
<i>Kim V.A., Ulyeva G.A.</i> Comparison of the structure coke, used electroheat	20	<i>Mirzaev D.A., Koptsev V.V.</i> Features of the kinetics of CaCO ₃ decarbonization	79
<i>Moshkunov V.V., Stolyarov A.M., Kazakov A.S.</i> Improvement longitudinal chemical inhomogeneity continuously cast slab from tube steel as a result of soft reduction.....	24	Ecology of Metal Industry.....	82
<i>Sushko T.I., Novikov R.O., Pashneva T.V., Rudneva I.G.</i> The application of computer simulation LVM Flow to search for the best options for production of casting in the casting mold.....	26	<i>Cherchintsev V.D., Korobova N.L., Serova A.A.</i> Characteristics of industrial conifer plantations with advanced iron and steel industry	82
Pressure Treatment of Metals.....	29	Mathematics.....	84
<i>Dovzhenko N.N., Sidelnikov S.B., Belyaev S.V., Gubanov I.Y., Maslov I.Y.</i> Definition of the die hold-down pressure under the realization of the process combine rolling and extrusion	29	<i>Maleko E.M., Chursina N.V., Pusankova E.A.</i> Perturbation of operator Weber-Hermite of the operator of shift.....	84
<i>Belokopytov V.I.</i> Effect of tension scheme in impact extrusion on mechanical properties of products made of aluminum alloy granular	34	Schools of Sciences.....	87
<i>Rumyantsev M.I., Shubin I.G., Mitasov V.S., Nasonov V.V.</i> Comparison of methods for strain hardening prediction applying to cad software for cold rolling	39	<i>Filatov V.V.</i> The development of scientific schools in the blast-furnace and steelmaking production in the mstu named after g.i. nosov and technical modernization of the magnitogorsk metallurgical works (1940–2000 years).....	87
Technologies of Material Processing.....	43	Technologies and metal forming machines.....	90
<i>Dolgiy D.K., Korchunov A.G., Baryshnikov M.P.</i> Modeling the process of stabilization of high-strength cold drawing reinforce	43	<i>Ogarkov N.N., Tulupov O.N., Korchunov A.G., Shemetova E.S.</i> Determination of the elastic deformation of dies when pulling blanks with the deformation of a hyperbolic shape.....	90
<i>Kameneva A.L., Karavaev D.M., Soshina T.O.</i> Change tribological properties of ZrN-based films under the influence of technological conditions of their formation by magnetron sputtering.....	46	<i>Mezin I.Y., Maistrenko V.V., Gun G.S., Latypov R.T.</i> Analysis of the conditions of deformation of workpiece for cold forming tip brake hoses.....	92
Material Science and Thermal Metal Treatment.....	50	<i>Platov S.I., Makarov A.N., Baranov G.L., Dema R.R., Yaroslavtsev A.V.</i> Reducing energy consumption during hot rolling by creating a regime of elastohydrodynamic friction in contact mezhvalkovom.....	95
<i>Sychkov A.B., Zavalishchin A.N., Perchatkin A.V.</i> Structure formation in high deformed wire rod from the low carbon alloyed steel 08f2C with micro additives of boron	50	<i>Platov S.I., Terentyev D.V., Zhirkin Y.V., Mironenkov E.I., Mezin I.Y.</i> Research and development regimes lubrication bearing units working rolls hot rolling mill 2000	98
<i>Gerashimov V.Y., Paryshev D.N., Gerashimova O.V.</i> Comparison of temporary resistance and twisting coefficient at mechanical testing of high-strength bolts.....	53	<i>Platov S.I., Dema R.R., Lukyanov S.I.</i> Development and implementation of cooling technology rolls in order to improve their performance on broa dband mill 2000	100
<i>Koryagin Yu.D., Kulikov A.A., Mirzaev D.A.</i> Effect of heat treatment on the hardness of consumable pattern castings	55	<i>Amirov R.N., Dema R.R., Lukyanov S.I., Yaroslavtsev A.V., Martynova W.J.</i> Application of neural networks Ofor modeling energy-power parameters of the stands finishing NSHSGP 2000 JSC «MMK».....	102
New Technological Processes and Equipment.....	59	The information about the authors.....	107
<i>Kutlubaev I.M., Makarov A.N., Melnikov I.T., Sadykov V.H.</i> Summary to article Improving the design of pumps for pumping slurry metallurgical production.....	59		

РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ. УТИЛИЗАЦИЯ ТЕХНОГЕННЫХ ОБРАЗОВАНИЙ И ОТХОДОВ

УДК 622.7

Чижевский В.Б., Шавакулева О.П., Гмызина Н.В.

ОБОГАЩЕНИЕ ТИТАНОМАГНЕТИТОВЫХ РУД ЮЖНОГО УРАЛА

Представлены материалы по минерально-сырьевым ресурсам Южного Урала и изложены теоретические основы решения проблемы обеспечения железорудным сырьем предприятий. Предложена принципиальная схема переработки титаномагнетитовой руды с получением кондиционных железованадиевого и ильменитового концентратов.

Ключевые слова: титаномагнетитовая руда; обогащение; исследования; технология переработки; концентрат.

Provides materials for mineral resources of southern Urals and theoretical bases of resolving the problem to ensure iron ore raw materials enterprises of the southern Urals. The General scheme of the processing titanomagnetite ore to produce the required iron-vanadium and ilmenite concentrates.

Key words: titanomagnetite ore; ore dressing; the study of ore; technology of processing; concentrate.

Урал располагает разнообразными минеральными запасами. Здесь имеются почти все виды минеральных ресурсов, необходимые для развития промышленности. Редкое сочетание рудного, химического сырья и нерудных полезных ископаемых.

Одно из главных богатств Урала – руды черных металлов. Крупнейшие месторождения ценных титаномагнетитов – Качканарское и Гусевогорское – имеют геологические запасы свыше 12 млрд т. Массовая доля железа в этих рудах составляет 13-16%, но они содержат также ценные компоненты, как ванадий и титан.

Ряд месторождений железных руд Урала в значительной степени исчерпан и добыча в них резко падает. Так, Магнитогорское месторождение, находящееся в юго-восточной части Уральских гор, уже не покрывает потребности в руде Магнитогорского металлургического комбината и ее приходится привозить из других железорудных баз. Перспективным сырьем являются расположенные в регионе титаномагнетитовые руды месторождений Копанское, Чернореченское, Медведевское, Малый Куйбас, Суоямское, Тымлай и Качканарское. Особый интерес представляют Копанское и Чернореченское месторождения с прогнозными ресурсами до 6 млрд т. Руды этих месторождений в зависимости от соотношения рудообразующих минералов делятся на сплошные титаномагнетитовые и вкрапленные. Сплошные титаномагнетитовые руды являются преобладающим типом на Чернореченском месторождении, а на Копанском они составляют 40,2% от общих учетных балансовых запасов. Магнетит является наиболее распространенным минералом в составе как сплошных, так и вкрапленных руд. Содержание его составляет от 15-20 до 70-90%. Размеры зерен магнетита колеблются в широких пределах от 0,05-0,08 до 1,5-2,0 мм. Вторым по степени распространения рудообразующим минералом является ильменит, содержание которого составляет от 10 до 30% от рудной массы. Сплошные руды

аналогичны рудам Кузинского месторождения, которые переработаны по технологии, включающей мокрую магнитную сепарацию и флотацию ильменита.

Титаномагнетитовые руды имеют в своем составе железо, титан и ванадий в количествах, достаточных для их промышленного извлечения. Однако ограничивающим фактором для широкого их использования в традиционной металлургии является наличие в получаемых концентратах диоксида титана.

Исследование структурно-текстурных особенностей руды показало, что зерна магнетита пронизаны точечными и пластинчатыми включениями ильменита. Это определяет трудную степень обогатимости данных руд.

Исследованиями обогатимости титаномагнетитовых руд занимались многие организации, в том числе центральная лаборатория Уральского территориального управления, институты Уралмеханобр и Механобр. Были выполнены лабораторные, полупромышленные и промышленные испытания. По разработанной магнитогравитационной технологии переработки ильменитовых руд были получены ильменитовый концентрат с массовой долей диоксида титана до 42,7% при извлечении его 77,6% и магнетитовый концентрат с массовой долей железа до 60,3% при извлечении 14,5%. Реализация данной технологии для получения магнетитового концентрата была нецелесообразна ввиду малого его выхода и высокой массовой доли в нем диоксида титана, доходящей до 10,5-11,0%. Использование такого концентрата в металлургическом переделе с применением традиционных процессов невозможно.

По размеру вкрапленности рудных минералов выделяют несколько типов титаномагнетитовых руд (см. таблицу)

Представленная классификация не позволяет рекомендовать технологию переработки титаномагнетитовых руд. Наиболее важное значение для данных руд имеет форма нахождения диоксида титана.

Технологическая классификация титаномагнетитовых руд

Руда	Крупность зерен титаномагнетита, мм	Массовая доля фракций титаномагнетита, %		Запасы, доли ед.
		дисперсной	дисперсной и тонкой	
Крупновкрапленая	3	0-5	0-5	0,107
Среднекрупленая	1-3	5-10	5-15	0,201
Мелковкрапленая	0,2-1	10-17	15-50	0,416
Тонковкрапленая	0,74-0,2	17-50	50-75	0,228
Дисперсно-крупленая	0,074-0	50-100	75-100	0,048

Анализ исследований и практики переработки титаномагнетитовых руд позволяет разделить месторождения титаномагнетитовых руд на две группы.

1. Группа месторождений, в которых титаномагнетит представлен структурой срастания магнетита и ильменита. К таким месторождениям относятся Копанское, Медведевское, Кусинское, Чернореченское, Сураямское и т.д. Для переработки руд данного типа возможно применение различных технологий обогащения с использованием как магнитно-гравитационных, так и магнитно-флотационных технологий с различными реагентными режимами. В результате обогащения возможно получение железованадиевого и ильменитового концентратов. При тонкой вкрапленности титаномагнетитовой руды, когда зерна магнетита пронизаны точечными и пластинчатыми включениями ильменита и размеры их составляет от долей микрона до 0,1 мм, изредка достигая 0,4-0,6 мм, необходима доводка полученного железованадиевого концентрата. Технология доводки заключается в создании оптимальных условий для раскрытия сростков и избирательного разделения минералов, что обеспечивает повышение массовой доли железа с 55,4-57,9 до 60,0-62,0% при уменьшении массовой доли диоксида титана с 10,5-11,3 до 5,8-4,1% в железованадиевом концентрате. Ильменитовый концентрат получается с массовой долей диоксида титана 43,2-45,1% при извлечении 47,2-49,7%. Важнейшее значение при этом имеет количество свободного ильменита в руде.

В результате обогащения возможно получение железованадиевого и ильменитового концентратов. Предварительные исследования позволили разработать технологию переработки титаномагнетитовых руд, принципиальная схема которой приведена на рисунке.

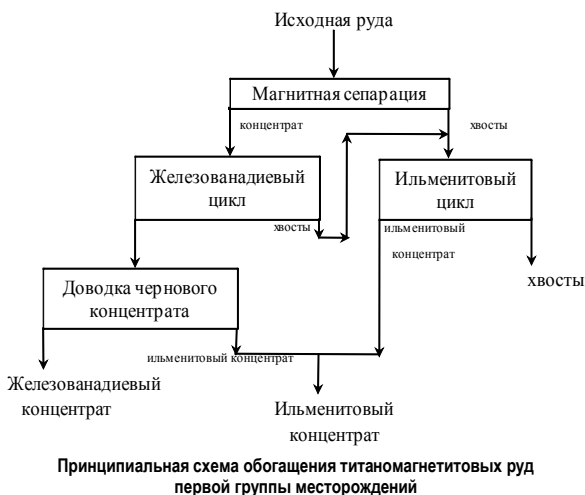
Некоторая часть получаемого железованадиевого концентрата с массовой долей диоксида титана 5,8-4,1% может быть подшихтована к магнетитовым и железосодержащим компонентам шихты для традиционной металлургии, а остальная его часть должна перерабатываться с приме-

нением новых технологических процессов.

2. Группа месторождений, в которых титаномагнетит представлен твердым раствором диоксида титана в магнетите, являющимся сложным оксидом и представляющим собой:

- промежуточный член изомерной серии твердых растворов – магнетит (Fe_2O_4) → ульвешпинель ($TiFe_2O_4$) → магнезиальная ульвешпинель ($TiMg_2O_4$);
- магнетит с включениями продуктов распада твердых растворов (ильменита ульвешпинели) и их последующего замещения (рутил, перовскит);
- магнетит с высоким содержанием (до 37%) ильменитовой компоненты ($Fe_3O_4 + FeTiO_3$), которая называется титаномагнетит.

К этой группе можно отнести месторождения Качканарское, Малый Куйбас и Тымлай. Железосодержащий концентрат с массовой долей диоксида титана до 2-2,5%, получаемый из руд Качканарского месторождения, используется совместно с магнетитовым концентратом, а титаномагнетитовая руда месторождения Малый Куйбас подшихтовывается к магнетитовой руде перед ее обогащением. Попытки снизить массовую долю диоксида титана в магнетитовых концентратах, получаемых из вышеуказанных руд, не дали положительных результатов. Особенно наглядно это проявляется при переработке титаномагнетитовых руд месторождения Тымлай. При массовой доле железа в исходной руде 34,7%, а диоксида титана – 11,89% черновой концентрат содержит 49,1% железа и 15,1% диоксида титана. Применение доводки черного концентрата позволило повысить массовую долю железа до 55,8%. Одновременно повысилась и массовая доля в нем диоксида титана до 17,36%, то есть имеется прямая взаимосвязь массовой доли в концентратах железа и диоксида титана. Это свидетельствует о тесной связи титана с железом. Применение обратной катионной и анионной флотации, прямой анионной флотации не дало положительных результатов.



Следует отметить, что массовая доля диоксида титана в немагнитных продуктах перешихосток снижается до 7,21-7,41%, а в продуктах флотации до 7,75-10,3%, что не позволяет получать ильменитовый концентрат. Таким образом, использование механических процессов переработки руд данного типа без изменения ее фазового состава не позволяет получить кондиционные железованадиевый и ильменитовый концентраты, так как диоксид титана тесно связан с железом и при повышении массовой доли его в концентратах увеличивается и массовая доля диоксида титана. Полученные концентраты требуют специальной металлургической переработки.

Разработка эффективных технологий переработки титаномагнетитовых руд может обеспечить получение высококачественных концентратов. Поэтому разработка технологии комплексной переработки титаномагнетитовых руд приобретает особую актуальность в настоящее время. Решение данной задачи позволит широко использовать титаномагнетитовые руды и обеспечить железорудным сырьем предприятия Южного Урала.

Список литературы

1. Резниченко В.А., Шабалин Л.И. Титаномагнетиты, месторождения, металлургия, химическая технология. М.: Наука, 1986.
2. Пат. 035212 РФ, МПК ВОЗС 1/00. Способ обогащения титаномагнетитовых руд / Чижевский В.Б., Рашиников В.Ф., Тахутдинов Р.С. и др. (РФ). Бюл. № 18.
3. Шавакулева О.П. Технология обогащения титаномагнетитовой руды Коланского месторождения // Материалы VI Конгресса обогащателей стран СНГ. М.: Альтекс, 2007. Т. I. С. 133-134.
4. Чижевский В.Б., Шавакулева О.П. Обогащаемость различных типов титаномагнетитовых руд // Материалы международного совещания. Екатеринбург: Изд-во «Форт Диалог-Исеть», 2011. С. 529-531.
5. Гмызина Н.В. Интенсификация процесса измельчения конвертерных шламов // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2009. № 3(27). С. 13-14.

Bibliography

1. Reznichenko V.A., Shabalin L.I. Titanomagnetite, field, metallurgy, chemical technology. M.: Science, 1986.
2. Patent 035212. Method of ore dressing of titanomagnetite ores / Chyzyevskiy V.B., Rashnikov V.F., Taxutidinov R.S. (Russian Federation). Shavakyleva O.P. The technology of titanomagnetite ore dressing of the Copanskogo field // Materials of VI Congress of CIS dressers. M.: Altek, 2007. T. I. P. 133-134.
3. Chyzyevskiy V.B., Shavakyleva O.P. Ore dressing of tin different types of titanomagnetite ores // Materials of the international meeting. Ekaterinburg: Publishing House «Fort Dialog-Iset». 2011. P. 529-531.
4. Gmyzina N.V. Improvement of the grinding converter's slag // Vestnik of MSTU named after G.I. Nosov. 2009. № 3(27). P. 13-14.

УДК 669.3

Катренов Б.Б., Жумашев К.Ж.

О ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ МЕДНОГО КУПОРОСА ПРИ ГРАНУЛЯЦИИ МЕДНОГО КОНЦЕНТРАТА

В статье рассматривается влияние медного купороса на показатели статической прочности высушенных гранул из медного концентрата. Предложено использовать медный купорос в качестве добавки к водному раствору лигносульфоната, который применяется в качестве связующего при грануляции медного концентрата. Данная мера позволяет снизить плотность раствора связующего с 1,09 до 1,02 т/м³ и, таким образом, сократить расход порошкообразного лигносульфоната на грануляцию.

Ключевые слова: гранулы из медного концентрата, статическая прочность гранул, медный купорос, водный раствор лигносульфонатов.

The article about effect of copper vitriol on the indices of static strength of dried pellets of copper concentrate. Use of copper vitriol as addition to the water solution of lignosulphonate, which use as binder in pelletization of copper concentrate, was suggested. This measure will allow reduce density of binder from 1,09 to 1,02 t/m³, therefore, will allow reduce consumption of powdered lignosulphonate to pelletization.

Key words: pellets of copper concentrate, static strength of pellets, copper vitriol, water solution of lignosulphonate.

В производстве меди на этапе гранулирования медного концентрата в качестве связующего традиционно используется жидкий технический лигносульфонат – раствор лигносульфоната, получаемый путём растворения порошкообразного лигносульфоната в воде. Это связующее обеспечивает достаточную прочность получаемых гранул. Однако высокая стоимость порошкообразного лигносульфоната требует сокращения его расхода на грануляцию путем частичной замены на другое, более дешёвое, связующее. Учитывая это, нами в качестве замены было предложено использовать медный купорос $CuSO_4 \cdot 5H_2O$, получаемый из отработанного электролита [1]. Для проверки возможности его использования были поставлены эксперименты по грануляции медного концентрата, по результатам которых определялось влияние медного купороса на показатели статической прочности высушенных гранул. Химический состав медного концентрата представлен в табл. 1.

Таблица 1

Химический состав медного концентрата

Cu	Pb	Zn	Fe	S	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO
13,8	3,28	4,12	29,95	36,85	8,07	2,1	1,01

Для изучения статической прочности гранул были использованы положения вероятностной теории прочности конгломератов [2]. Согласно ей вероятностная модель статической прочности гранул имеет вид

$$P_C = 0,5 \left(\frac{\mathcal{E}_H}{\mathcal{E}_H} \right)^6, \quad (1)$$

где \mathcal{E}_H – энергия нагрузки на гранулу, Дж; \mathcal{E}_H – энергия образования поверхности разрушения, Дж; P_C – вероятность сохранения гранул при наложении статической нагрузки (доли ед.).

$$\mathcal{E}_H = m_G g d, \quad (2)$$

Таблица 2

Условия и результаты опытов по определению характеристик статической прочности по экспериментальным (э) и расчетным (р) данным для высушенных гранул, полученных с применением в качестве связующего водного раствора лигносульфоната

Номер опыта	$\gamma_{CB}, \text{т/м}^3$	$t_c, \text{°C}$	$\tau_c, \text{мин}$	d, м	$\overline{m}_G^э, \text{кг}$	$\overline{m}_G^р, \text{кг}$	$\rho_C^э, \text{Дж/м}^2$	$\rho_C^р, \text{Дж/м}^2$
1	1,02	80	5	0,005	0,576	0,696	721	871
2	1,02	120	15	0,009	1,367	2,113	951	1470
3	1,02	100	10	0,007	0,665	1,343	595	1201
4	1,02	180	25	0,013	8,995	3,875	4331	1868
5	1,02	150	20	0,011	2,067	3,104	1176	1766
6	1,06	120	10	0,013	7,298	4,620	3514	2225
7	1,06	100	25	0,011	5,518	6,145	3140	3497
8	1,06	180	20	0,005	5,556	8,472	6956	10607
9	1,06	150	5	0,009	8,624	5,602	5998	3897
10	1,06	80	15	0,007	2,655	3,360	2375	3005
11	1,04	100	20	0,009	6,637	4,087	4616	2843
12	1,04	180	5	0,007	4,672	4,726	4178	4226
13	1,04	150	15	0,013	7,441	5,183	3583	2496
14	1,04	80	10	0,011	0,838	2,276	477	1295
15	1,04	120	25	0,005	5,438	4,411	6865	5523
16	1,09	180	15	0,011	11,520	10,942	6556	6227
17	1,09	150	10	0,005	5,582	5,918	6989	7409
18	1,09	80	25	0,009	6,259	5,347	4353	3719
19	1,09	120	20	0,007	7,688	7,328	6875	6553
20	1,09	100	5	0,013	1,431	3,530	689	1700
21	1,08	150	25	0,007	7,022	10,562	6280	9445
22	1,08	80	20	0,013	3,886	4,185	1871	2015
23	1,08	120	5	0,011	1,324	4,816	753	2741
24	1,08	100	15	0,005	5,661	4,192	7088	5249
25	1,08	180	10	0,009	10,256	9,349	7134	6503

где m_G – масса статической нагрузки на гранулу, кг; $g=9,82 \text{ м/с}^2$ – ускорение свободного падения; d – диаметр гранул, м.

$$\Delta_{II} = \rho_C \pi d^2 / 2, \quad (3)$$

где ρ_C – эффективное поверхностное натяжение гранулы, Дж/м².

С учетом выражений (2) и (3) вероятностная модель статической прочности гранул имеет вид

$$P_C = 0,5 \left(\frac{2m_G g}{\pi d \rho_C} \right)^6. \quad (4)$$

Эффективное поверхностное натяжение ρ_C – важнейшая термодинамическая характеристика поверхности гранул, определяется как работа, затрачиваемая на изотермическое образование единицы площади новой поверхности гранулы. Чем больше величина ρ_C , тем прочнее гранула и тем выше ее сопротивляемость разрушению.

Эксперименты по грануляции медного концентрата проводились с применением в качестве связующего как водного раствора лигносульфоната, так и водного раствора медного купороса и лигносульфоната. Для проведения экспериментов использовался метод вероятностно-детерминированного планирования эксперимента [3] с применением четырехфакторного плана с вариацией следующих факторов: плотность связующего $\gamma_{CB}, \text{т/м}^3$; температура сушильного агента $t_c, \text{°C}$; продолжительность сушки гранул $\tau_c, \text{мин}$; диаметр гранул $d, \text{м}$. В каждом опыте путем раздавливания гранул фиксировалась средняя разрушающая нагрузка $\overline{m}_G^э$, которая по смыслу соответствовала вероятности сохранения гранул $P_C = 0,5$. Затем определялось эффективное поверхностное натяжение гранул по формуле

$$\rho_C^э = \frac{2\overline{m}_G^э g}{\pi d}, \quad (5)$$

где $\rho_C^э$ – значение поверхностного натяжения, принимаемое как экспериментальное, так как оно рассчитывалось непосредственно из экспериментальных данных.

Результаты опытов по грануляции медного концентрата с применением в качестве связующего водного раствора лигносульфоната по экспериментальным (э) и расчетным (р) данным для высушенных гранул представлены в табл. 2.

Затем по полученным экспериментальным данным производилась выборка на уровни по четырем частным функциям и были построены точечные графики, представленные на рис. 1.

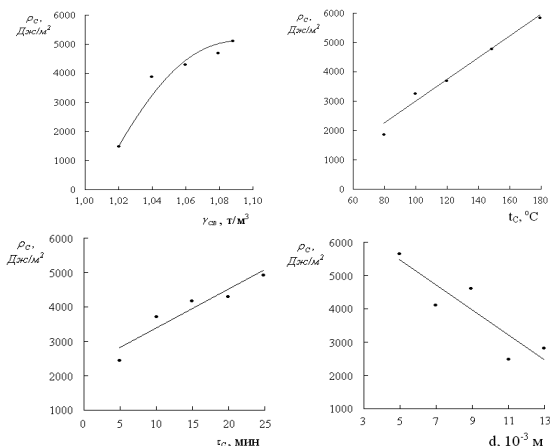


Рис. 1. Частные зависимости эффективного поверхностного натяжения высушенных гранул, полученных с применением в качестве связующего водного раствора лигносульфоната, от изучаемых факторов при статической нагрузке

После подбора аппроксимирующих функций были получены следующие частные зависимости эффективного поверхностного натяжения высущенных гранул от изучаемых факторов:

$$\rho_C^p = 5092 - 721837(\gamma_{CB} - 1,09)^2, \quad (6)$$

$$R = 0,95, t_R = 16,45 > 2;$$

$$\rho_C^p = 36,94t_C - 731,84, \quad R = 0,99, t_R = 85,74 > 2; \quad (7)$$

$$\rho_C^p = 2240,1 + 112,18\tau_C, \quad R = 0,93, t_R = 12,39 > 2; \quad (8)$$

$$\rho_C^p = 7294,45 - 374675d, \quad R = 0,84, t_R = 4,85 > 2. \quad (9)$$

Полученные частные зависимости были объединены в обобщающую зависимость в форме уравнения Протодьяконова, которая показала достаточную адекватность в сравнении с экспериментальными данными для 95% уровня достоверности:

$$\rho_C^p = 1,66 \times 10^{-11} [5092 - 721837(\gamma_{CB} - 1,09)^2] \times (36,94t_C - 731,84) \times (2240,1 + 112,18\tau_C) \times (7294,45 - 374675d), \quad (10)$$

$$R = 0,76, t_R = 8,09 > 2.$$

Расчитанные по этому уравнению значения ρ_C^p приведены в табл. 2. Расчетные величины разрушающей нагрузки m_G^p , найденные через расчетные значения

эффективного поверхностного натяжения ρ_C^p по формуле

$$m_G^p = \rho_C^p \times d / 6,26, \quad (11)$$

также приведены в табл. 2 и характеризуются значениями $R = 0,69, t_R = 5,93 > 2$.

Преобразовав формулу (4), получаем формулу для определения максимально допустимой статической нагрузки на полученные гранулы, при которой выход мелочи (разрушенных гранул) не будет превышать 5%, (т.е. выход целых гранул должен составлять 0.95):

$$m_G^p = \frac{\rho_C^p \pi d}{2g} \left(\frac{\ln P_C}{\ln 0,5} \right)^{1/6} = 0,103d\rho_C^p, \quad (12)$$

где ρ_C^p – значение поверхностного натяжения, рассчитанное по уравнению (10).

Полученное уравнение (12) было использовано для расчета номограммы максимально допустимой статической нагрузки для гранул, полученных при различных условиях окускования, обеспечивающей выход мелочи не более 5% (табл. 3). Из нее видно, что условиями получения наиболее прочных гранул являются следующие: плотность раствора связующего 1.09 т/м³, температура сушки 180°С, продолжительность сушки 25 мин, диаметр гранул 0,009 м. Допустимая статическая нагрузка для этих гранул составляет 9,176 кг.

Таблица 3

Номограмма максимально допустимой статической нагрузки на высущенные гранулы, полученные с применением в качестве связующего водного раствора лигносульфоната, обеспечивающей выход мелочи не более 5%

τ_C	γ_{CB}	d	5					10					15					20					25				
			0,005	0,007	0,009	0,011	0,013	0,005	0,007	0,009	0,011	0,013	0,005	0,007	0,009	0,011	0,013	0,005	0,007	0,009	0,011	0,013	0,005	0,007	0,009	0,011	0,013
1.02	80	0,449	0,541	0,585	0,578	0,522	0,539	0,650	0,702	0,693	0,627	0,628	0,758	0,819	0,809	0,731	0,718	0,867	0,935	0,925	0,836	0,808	0,976	1,053	1,041	0,940	
	100	0,598	0,722	0,779	0,770	0,695	0,717	0,866	0,934	0,925	0,834	0,837	1,010	1,091	1,079	0,973	0,957	1,155	1,247	1,233	1,113	1,077	1,299	1,403	1,387	1,252	
	120	0,747	0,901	0,973	0,962	0,869	0,897	1,082	1,168	1,155	1,043	1,046	1,262	1,363	1,347	1,216	1,196	1,443	1,558	1,540	1,390	1,346	1,624	1,753	1,732	1,564	
	150	0,971	1,171	1,264	1,250	1,129	1,165	1,406	1,517	1,500	1,355	1,360	1,640	1,771	1,750	1,580	1,554	1,875	2,025	2,001	1,806	1,748	2,110	2,278	2,251	2,033	
	180	1,194	1,441	1,556	1,537	1,389	1,434	1,730	1,867	1,846	1,667	1,673	2,018	2,179	2,154	1,944	1,912	2,307	2,491	2,462	2,223	2,151	2,596	2,802	2,770	2,501	
1.04	80	0,949	1,144	1,236	1,221	1,103	1,139	1,374	1,483	1,466	1,324	1,329	1,603	1,731	1,711	1,544	1,518	1,832	1,978	1,956	1,765	1,708	2,061	2,226	2,200	1,986	
	100	1,264	1,525	1,646	1,627	1,469	1,517	1,831	1,976	1,953	1,763	1,770	2,136	2,305	2,280	2,058	2,023	2,441	2,635	2,605	2,353	2,276	2,746	2,965	2,931	2,646	
	120	1,579	1,906	2,057	2,034	1,836	1,895	2,287	2,469	2,440	2,204	2,212	2,668	2,881	2,848	2,571	2,528	3,051	3,293	3,255	2,939	2,844	3,432	3,705	3,663	3,307	
	150	2,052	2,476	2,673	2,642	2,386	2,463	2,972	3,208	3,171	2,863	2,874	3,467	3,743	3,700	3,342	3,285	3,963	4,279	4,229	3,819	3,696	4,459	4,814	4,759	4,297	
	180	2,525	3,047	3,289	3,251	2,935	3,030	3,656	3,947	3,902	3,523	3,536	4,266	4,606	4,554	4,111	4,042	4,877	5,264	5,205	4,699	4,547	5,487	5,924	5,855	5,286	
1.06	80	1,282	1,547	1,670	1,651	1,490	1,538	1,857	2,004	1,982	1,789	1,795	2,167	2,339	2,311	2,088	2,052	2,476	2,673	2,642	2,386	2,309	2,786	3,007	2,973	2,685	
	100	1,708	2,061	2,225	2,199	1,986	2,050	2,474	2,671	2,640	2,383	2,392	2,886	3,116	3,081	2,781	2,734	3,299	3,562	3,520	3,179	3,076	3,712	4,007	3,962	3,576	
	120	2,134	2,575	2,780	2,748	2,481	2,562	3,091	3,336	3,298	2,979	2,989	3,606	3,893	3,849	3,475	3,417	4,122	4,451	4,399	3,971	3,844	4,637	5,007	4,950	4,466	
	150	2,733	3,345	3,613	3,571	3,224	3,328	4,016	4,336	4,286	3,870	3,884	4,686	5,059	5,001	4,515	4,439	5,356	5,783	5,716	5,161	4,994	6,026	6,506	6,431	5,808	
	180	3,412	4,117	4,444	4,394	3,966	4,095	4,941	5,334	5,273	4,761	4,779	5,766	6,225	6,153	5,556	5,463	6,590	7,115	7,034	6,350	6,145	7,415	8,005	7,913	7,143	
1.08	80	1,449	1,748	1,887	1,865	1,684	1,739	2,098	2,265	2,239	2,022	2,029	2,448	2,610	2,613	2,359	2,319	2,798	3,021	2,987	2,695	2,609	3,148	3,398	3,359	3,035	
	100	1,930	2,329	2,514	2,486	2,244	2,317	2,795	3,017	2,983	2,694	2,703	3,262	3,522	3,481	3,147	3,090	3,728	4,025	3,979	3,593	3,477	4,195	4,528	4,476	4,041	
	120	2,412	2,910	3,142	3,106	2,804	2,895	3,493	3,771	3,728	3,365	3,378	4,076	4,400	4,350	3,923	3,861	4,658	5,029	4,972	4,488	4,344	5,241	5,658	5,594	5,051	
	150	3,134	3,781	4,082	4,036	3,643	3,762	4,539	4,899	4,844	4,373	4,389	5,296	5,717	5,651	5,103	5,017	6,053	6,534	6,460	5,833	5,644	6,810	7,352	7,268	6,562	
	180	3,856	4,653	5,022	4,965	4,483	4,624	5,584	6,028	5,960	5,380	5,400	6,516	7,034	6,954	6,299	6,173	7,448	8,041	7,948	7,176	6,945	8,379	9,047	8,943	8,074	
1.09	80	1,469	1,773	1,914	1,892	1,709	1,764	2,128	2,297	2,271	2,050	2,058	2,483	2,681	2,650	2,393	2,353	2,838	3,064	3,029	2,734	2,647	3,193	3,448	3,408	3,077	
	100	1,958	2,362	2,550	2,521	2,276	2,350	2,836	3,061	3,026	2,732	2,742	3,309	3,572	3,532	3,188	3,134	3,782	4,083	4,036	3,643	3,526	4,255	4,593	4,541	4,100	
	120	2,446	2,952	3,187	3,150	2,824	2,937	3,543	3,825	3,781	3,413	3,426	4,134	4,464	4,412	3,984	3,916	4,725	5,101	5,043	4,553	4,406	5,317	5,739	5,674	5,123	
	150	3,179	3,835	4,141	4,094	3,696	3,816	4,604	4,970	4,913	4,436	4,452	5,371	5,799	5,733	5,175	5,089	6,140	6,628	6,552	5,916	5,725	6,908	7,458	7,372	6,656	
	180	3,911	4,719	5,095	5,036	4,547	4,694	5,664	6,115	6,045	5,458	5,478	6,609	7,135	7,055	6,368	6,261	7,555	8,156	8,062	7,279	7,045	8,500	9,176	9,071	8,189	

Условия и результаты опытов по определению характеристик статической прочности высушенных гранул, полученных с применением в качестве связующего водного раствора медного купороса и лигносульфоната, приведены в табл. 4.

Таблица 4

Условия и результаты опытов по определению характеристик статической прочности по экспериментальным (э) и расчетным (р) данным для высушенных гранул, полученных с применением в качестве связующего водного раствора медного купороса и лигносульфоната

Номер опыта	γ_{CB} , т/м ³	t_C , оС	τ_C , мин	d, м	$m_G^э$, кг	m_G^p , кг	$\rho_C^э$, Дж/м ²	ρ_C^p , Дж/м ²
1	1,02	80	5	0,005	0,300	0,192	376	240
2	1,02	120	15	0,009	6,616	5,652	4602	3340
3	1,02	100	10	0,007	1,454	2,636	1300	2357
4	1,02	180	25	0,013	10,727	8,603	5,165	4141
5	1,02	150	20	0,011	9,129	8,537	5195	4859
6	1,06	120	10	0,013	0,525	353,4	253	1700
7	1,06	100	25	0,011	2,642	3,158	1504	1797
8	1,06	180	20	0,005	5,325	6,232	6667	7800
9	1,06	150	5	0,009	7,159	4,472	4980	3109
10	1,06	80	15	0,007	0,300	0,290	268	259
11	1,04	100	20	0,009	0,450	3,258	313	2266
12	1,04	180	5	0,007	5,969	4,768	5338	4261
13	1,04	150	15	0,013	7,123	6,083	3430	2934
14	1,04	80	10	0,011	0,860	0,271	489	154
15	1,04	120	25	0,005	4,230	4,415	5296	5527
16	1,09	180	15	0,011	8,407	7,882	4781	4496
17	1,09	150	10	0,005	3,986	4,822	4990	6037
18	1,09	80	25	0,009	0,475	0,391	330	272
19	1,09	120	20	0,007	5,522	5,417	4938	4844
20	1,09	100	5	0,013	0,100	1,828	48	880
21	1,08	150	25	0,007	6,261	7,399	5599	6616
22	1,08	80	20	0,013	0,400	0,314	193	151
23	1,08	120	5	0,011	0,483	3,291	275	1872
24	1,08	100	15	0,005	3,065	2,286	3837	2868
25	1,08	180	10	0,009	5,987	6,454	4164	4488

Выборкой и усреднением экспериментальных данных, относящихся к одинаковым условиям каждого фактора, получили точечные зависимости, представленные на рис. 2.

После подбора аппроксимирующих функций были получены следующие частные зависимости:

$$\rho_C^p = 2734,20 - 315022,2(\gamma_{CB} - 1,06)^2, \quad (13)$$

$R = 0,92, t_R = 10,62 > 2;$

$$\rho_C^p = 5223 - 0,5(t_C - 180)^2, \quad (14)$$

$R = 0,98, t_R = 42,43 > 2;$

$$\rho_C^p = 3578 \times e^{-\frac{(t_C - 25)^2}{755}}, \quad (15)$$

$R = 0,91, t_R = 9,27 > 2;$

$$\rho_C^p = 5614,9 - 293500d, \quad (16)$$

$R = 0,99, t_R = 171,47 > 2.$

Полученные частные зависимости были объединены в обобщающую зависимость в

форме уравнения Протодяконова, которая показала достаточную адекватность в сравнении с экспериментальными данными для 95% уровня достоверности:

$$\rho_C^p = 3,8 \cdot 10^{-11} \cdot 2734 + 315556(\gamma_{CB} - 1,06)^2 \cdot \left[5223 - 0,5(t_C - 180)^2 \right] \cdot 3578 \cdot e^{-\frac{(t_C - 25)^2}{755}} \cdot [5614,9 - 293500d]. \quad (17)$$

$$R = 0,89, t_R = 19,89 > 2.$$

Расчитанные по этому уравнению значения ρ_C^p приведены в табл. 4. Расчетные величины разрушающей нагрузки m_G^p , найденные по формуле (11), также приведены в табл. 4 и характеризуются значениями $R = 0,87, t_R = 16,21 > 2.$

Подставляя значения эффективного поверхностного натяжения, полученные по уравнению (17), в уравнение (12), рассчитываем номограмму максимально допустимой статической нагрузки для гранул, полученных при различных условиях окускования, обеспечивающей выход мелочи не более 5% (табл. 5). Из нее следует, что условиями получения наиболее прочных гранул являются следующие: плотность раствора связующего 1,02 т/м³, температура сушки 180°С, продолжительность сушки 25 мин, диаметр гранул 0,009 м. Допустимая статическая нагрузка для этих гранул составляет 6,339 кг.

Результаты проведенных экспериментов показали, что максимально допустимая статическая нагрузка для гранул, приготовленных с использованием в качестве связующего водного раствора медного купороса и лигносульфоната, немного ниже, чем у гранул, приготовленных с использованием в качестве связующего раствора лигносульфоната без добавки медного купороса.

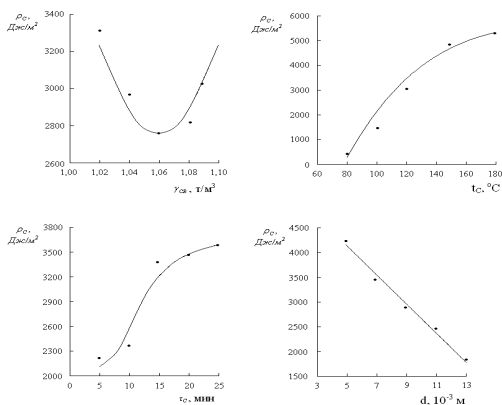


Рис. 2. Частные зависимости эффективного поверхностного натяжения высушенных гранул, полученных с применением в качестве связующего водного раствора медного купороса и лигносульфоната, от изучаемых факторов при статической нагрузке

Таблица 5

Номограмма максимально допустимой статической нагрузки на высушенные гранулы, полученные с применением водного раствора медного купороса и лигносульфоната, обеспечивающей выход мелочи не более 5%

τ_c	γ_{λ}	5					10					15					20					25				
		5	7	9	11	13	5	7	9	11	13	5	7	9	11	13	5	7	9	11	13	5	7	9	11	13
1.02	80	0.124	0.149	0.159	0.156	0.139	0.156	0.187	0.201	0.197	0.175	0.184	0.221	0.237	0.233	0.208	0.203	0.244	0.262	0.257	0.229	0.210	0.252	0.271	0.265	0.237
	100	1.120	1.346	1.445	1.417	1.263	1.413	1.697	1.822	1.788	1.592	1.671	2.008	2.156	2.115	1.884	1.841	2.213	2.376	2.331	2.075	1.903	2.287	2.456	2.409	2.145
	120	1.845	2.278	2.445	2.399	2.136	2.390	2.872	3.084	3.025	2.694	2.827	3.398	3.649	3.578	3.187	3.115	3.744	4.019	3.943	3.512	3.219	3.870	4.155	4.075	3.629
	150	2.642	3.175	3.410	3.345	2.979	3.333	4.005	4.300	4.218	3.756	3.942	4.738	5.087	4.990	4.444	4.344	5.220	5.606	5.498	4.897	4.489	5.395	5.793	5.682	5.060
	180	2.891	3.475	3.731	3.660	3.259	3.647	4.382	4.705	4.616	4.111	4.314	5.185	5.567	5.467	4.863	4.753	5.712	6.134	6.016	5.359	4.913	5.904	6.339	6.218	5.538
1.04	80	0.109	0.131	0.141	0.138	0.123	0.138	0.165	0.177	0.174	0.155	0.163	0.195	0.210	0.206	0.183	0.179	0.216	0.231	0.227	0.202	0.185	0.223	0.239	0.235	0.209
	100	0.989	1.188	1.276	1.252	1.115	1.247	1.499	1.609	1.578	1.406	1.475	1.773	1.904	1.867	1.663	1.626	1.954	2.098	2.058	1.833	1.680	2.020	2.168	2.127	1.893
	120	1.673	2.011	2.159	2.118	1.887	2.110	2.536	2.724	2.672	2.379	2.496	3.000	3.221	3.160	2.815	2.751	3.306	3.549	3.482	3.101	2.843	3.417	3.668	3.598	3.204
	150	2.333	2.804	3.011	2.954	2.606	2.943	3.537	3.797	3.724	3.317	3.481	4.183	4.492	4.406	3.923	3.835	4.609	4.949	4.855	4.324	3.964	4.764	5.115	5.017	4.468
	180	2.553	3.069	3.295	3.231	2.878	3.220	3.870	4.155	4.075	3.630	3.809	4.578	4.915	4.821	4.294	4.197	5.044	5.416	5.313	4.731	4.338	5.213	5.597	5.491	4.890
1.06	80	0.104	0.125	0.134	0.131	0.118	0.131	0.158	0.170	0.167	0.149	0.156	0.187	0.200	0.197	0.175	0.171	0.206	0.221	0.216	0.193	0.177	0.213	0.228	0.224	0.200
	100	0.946	1.136	1.220	1.196	1.066	1.192	1.433	1.539	1.509	1.344	1.411	1.695	1.820	1.786	1.589	1.540	1.867	2.005	1.967	1.751	1.606	1.930	2.073	2.033	1.810
	120	1.600	1.922	2.064	2.025	1.804	2.017	2.425	2.603	2.554	2.274	2.387	2.868	3.079	3.021	2.690	2.633	3.160	3.393	3.329	2.965	2.718	3.266	3.507	3.440	3.064
	150	2.230	2.681	2.878	2.823	2.515	2.813	3.381	3.630	3.560	3.171	3.327	4.000	4.294	4.211	3.751	3.666	4.407	4.731	4.641	4.133	3.789	4.554	4.890	4.796	4.271
	180	2.441	2.933	3.149	3.090	2.752	3.078	3.700	3.972	3.896	3.469	3.641	4.376	4.724	4.609	4.104	4.012	4.822	5.177	5.078	4.523	4.146	4.984	5.351	5.248	4.674
1.08	80	0.109	0.131	0.141	0.138	0.123	0.138	0.165	0.177	0.174	0.155	0.163	0.195	0.210	0.206	0.183	0.179	0.216	0.231	0.227	0.202	0.185	0.223	0.239	0.235	0.209
	100	0.989	1.188	1.276	1.252	1.115	1.247	1.499	1.609	1.578	1.406	1.475	1.773	1.904	1.867	1.663	1.626	1.954	2.098	2.058	1.833	1.680	2.020	2.168	2.127	1.893
	120	1.673	2.011	2.159	2.118	1.887	2.110	2.536	2.724	2.672	2.379	2.496	3.000	3.221	3.160	2.815	2.751	3.306	3.549	3.482	3.101	2.843	3.417	3.668	3.598	3.204
	150	2.333	2.804	3.011	2.954	2.606	2.943	3.537	3.797	3.724	3.317	3.481	4.183	4.492	4.406	3.923	3.835	4.609	4.949	4.855	4.324	3.964	4.764	5.115	5.017	4.468
	180	2.553	3.069	3.295	3.231	2.878	3.220	3.870	4.155	4.075	3.630	3.809	4.578	4.915	4.821	4.294	4.197	5.044	5.416	5.313	4.731	4.338	5.213	5.597	5.491	4.890
1.09	80	0.115	0.138	0.148	0.146	0.130	0.145	0.174	0.187	0.184	0.163	0.171	0.206	0.222	0.218	0.193	0.189	0.227	0.244	0.239	0.213	0.195	0.235	0.252	0.247	0.221
	100	1.043	1.254	1.347	1.321	1.177	1.316	1.852	1.986	1.866	1.484	1.557	1.871	2.009	1.970	1.755	1.715	2.061	2.214	2.171	1.934	1.773	2.131	2.288	2.244	1.999
	120	1.765	2.122	2.279	2.235	1.990	2.227	2.676	2.874	2.819	2.511	2.634	3.166	3.399	3.334	2.970	2.903	3.485	3.745	3.674	3.273	3.000	3.605	3.871	3.797	3.381
	150	2.462	2.959	3.177	3.117	2.776	3.105	3.732	4.006	3.930	3.500	3.673	4.415	4.740	4.650	4.140	4.047	4.864	5.223	5.123	4.562	4.183	5.207	5.598	5.295	4.715
	180	2.694	3.238	3.476	3.410	3.037	3.398	4.084	4.385	4.301	3.830	4.020	4.831	5.187	5.088	4.531	4.429	5.252	5.715	5.606	4.993	4.577	5.501	5.907	5.794	5.159

Список литературы

1. Инновационный патент Республики Казахстан № 20990. Способ подготовки сульфидных концентратов меди и свинца к обжигу. Опубл. 16.03.2009. Бюл. № 3.
2. Мальшев В.П., Телешев К.Д., Нурмаганбетова А.М. Разрушаемость и сохранность конгломератов. Алматы: НИЦ «Гылым», 2003. 336 с.
3. Мальшев В.П. Математическое планирование металлургического и химического эксперимента. Алма-Ата: Наука, КазСОР, 1977. 37 с.

Bibliography

1. Innovation patent № 20990 of Republic of Kazakhstan. The method of preparation of sulphide copper and lead concentrate to roasting process. Published by bulletin № 3. 16.03.2009.
2. Malyshev V.P., Teleshev K.D., Nurmaganbetova A.M. Preservation and destructibility of conglomerates. Almaty: SSC «Gylym». 2003. 336 p.
3. Malyshev V.P. Mathematical design of metallurgical and chemical experiments. Almaty: Nauka, KazSSR, 1977. 37 p.

УДК 622.271:6.002.68:622'17

Мельников И.Т., Кутдубаев И.М., Голж С.А., Суров А.И., Мельников И.И., Васильев К.П.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ФОРМИРОВАНИЯ НАМЫВНЫХ ХВОСТОХРАНИЛИЩ

Сооружение горизонтальных трубчатых дренажей на границе пляжной и прудковой зон и учет неоднородного строения площади фильтрации и экранирующего эффекта донных отложений в области питания позволяют увеличить вместимость намывных хвостохранилищ и сокращать площади для складирования отходов горно-обогатительного производства.

Ключевые слова: хвостохранилище, горно-обогатительное производство, донные отложения, фильтрация, дренаж.

Building of horizontal piping drainage systems on the border of beach and pond zones, accounting heterogeneous structure area of seepage and screeneffect of pond's sedimentation in the feed's place is giving possibility to increase capacity of tail's storage and to reduce the area of earth for mining wastes.

Key words: tail-storing, mining-concentrating combine, pond's sedimentation, filtering, drainage.

Мировая практика железорудной промышленности в настоящее время характеризуется тем, что практически все объемы добываемой руды подвергаются последующей переработке. Ведущие зарубежные компании

обеспечивают повышение содержания железа в концентрате с помощью специальных методов доводки – тонкое грохочение, флотация, децеллюляция и комбинированные этих методов. В России самый распространенный

способ обогащения сырой руды включает процессы дробления и более тонкого измельчения с последующей мокрой магнитной сепарацией в комплексе с дещламацией. Содержание железа в российских рудах в 1.5-1.7 раза ниже (35 против 60%), чем на месторождениях ведущих рудодобывающих стран, формирующих цены мирового рынка: Австралии, Бразилии, США, Канады. Это обуславливает выход больших объемов отходов обогащения и в общей сложности в хвостохранилищах РФ, включая золоотвалы и шламохранилища, заскладировано более 6 млрд м³ техногенных пород.

Снижение качества исходной руды предопределяет необходимость опережающего увеличения добычи железной руды, а потребность металлургического передела в более высококачественном сырье диктует необходимость глубокого обогащения сырой руды. Две устойчивые тенденции развития железорудного горно-металлургического комплекса – снижение содержания железа в сырой руде и его повышение в товарной руде при общем росте производства обуславливают прогрессирующий выход отходов обогащения. Годовой выход хвостов только железных руд оценивается в 150-180 млн т, и этот показатель неуклонно растет [1].

Большинство железорудных комбинатов и рудоуправлений работают более 30-50 лет. В период 1991–2004 гг. в связи с острым недостатком финансовых ресурсов среднегодовые инвестиции по сравнению с необходимыми сократились в 4 раза. Потребности металлургии и экспорта обеспечивались за счет отработки ранее подготовленных запасов. По этой причине за последние 15-20 лет на территории России не было введено в эксплуатацию ни одного нового хвостохранилища. По данным Ростехнадзора РФ, в настоящее время в эксплуатации находятся около 300 хвостохранилищ, при этом более 180 из них – в аварийном состоянии [2, 3].

В работе [4] авторы приводят классификацию техногенных месторождений, к которым относятся все хвостохранилища, по отношению к уровню земной поверхности:

- *подземные* – отработанные шахты и естественные полости в земной коре;
- *заглубленные* – выработанные пространства отработанных карьеров или поверхности внутренних отвалов, эксплуатируемые разрезами со сплошной системой разработки [8,9];
- *поверхностные (высотные)* – располагаются на земной поверхности и являются наиболее распространенными в практике ведения горных работ.

Поверхностные или высотные хвостохранилища подразделяются:

- по способу возведения ограждающих дамб на намывные (бесплотинные) и наливные (плотинные);
- по способу заполнения хвостохранилища на «от плотины к берегам» и «от берегов к плотине»;
- по рельефу местности на равнинные, косогорные, пойменные, котлованные овражно-балочные и овражно-равнинные.

Хвостохранилища наливного типа имеют ряд недостатков:

- большие первоначальные капитальные затраты по возведению на проектную высоту ограждающих дамб, как правило из привозного материала, и на сооружение полного комплекса дренажных систем на весь срок службы эксплуатации хвостохранилища;
- значительные эксплуатационные затраты в связи с повышенным расходом электроэнергии, обусловленные необходимостью подъема всего объема перерабатываемой пульпы до проектной высоты.

Поэтому в практике строительства и эксплуатации хвостохранилищ наиболее предпочтительным является намывный тип, требующий меньших капитальных и эксплуатационных затрат.

С целью снижения экологической нагрузки на окружающую природу на всех горно-обогатительных комбинатах организован замкнутый цикл водоснабжения. Прудки-отстойники предназначены для осветления оборотной воды с последующей её перекачкой на обогатительные фабрики. В то же время прудки-отстойники являются источниками загрязнения поверхностных и подземных вод, обводнения ограждающих дамб, снижения их устойчивости и, как следствие, снижения вместимости хвостохранилищ и необходимости отторжения дополнительных площадей для строительства новых накопителей промышленных стоков. В отечественной и зарубежной практике эксплуатации хвостохранилищ разработаны различные способы противοфильтрационной защиты, реализованные в виде экранов различных конструкций, противοфильтрационных завес, дренажных устройств, а также их комбинации.

Одними из наиболее распространенных и дешевых дренажных систем являются многорунные горизонтальные трубчатые дренажи (ГТД), которые вводятся по мере наращивания хвостохранилищ. Однако, по мере эксплуатации ГТД, происходит их накопация пылеватыми фракциями хвостов, отложение солей в фильтрующем слое, механическое разрушение из-за неравномерной деформации хвостовых отложений и, как следствие, снижение водопроницающей способности дрен. Это может привести к выходу фильтратного потока на внешние откосы ограждающих дамб, их суффозионному разрушению и прорыву воды из прудка-отстойника.

Крупнейшие хвостохранилища Качканарского, Соколовско-Сарбайского и Лисаковского горно-обогатительных комбинатов имеют следующие конструктивные параметры: проектная высота ограждающих дамб принята 40-50 м, высота ярусов – 2-3 м, коэффициент заложения внешнего откоса и пляжа 5-6 и 40-80-соответственно, длина надводного пляжа – 100-1000 м, глубина прудка-отстойника – 3-8 м. Дренажная система состоит из низового дренажа пионерной дамбы и верховых горизонтальных трубчатых дренажей второго, третьего и последующих дренажей (рис. 1). Общее число ярусов горизонтальных трубчатых дренажей составляет 4-5, уложенных вдоль откоса с шагом 6-8 м по вертикали, а их диаметр вместе с обратной обсыпкой не превышает 0.2-1.5 м.

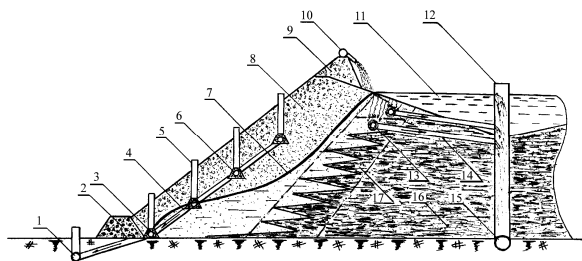


Рис. 1. Основные конструктивные элементы поверхностных намывных хвостохранилищ: 1 – коллектор дренажной воды; 2 – пионерная дамба; 3 – низовой горизонтальный трубчатый дренаж пионерной дамбы; 4 – перепускные трубы дренажных вод верховых дренажей; 5 – смотровые колодцы; 6 – верховые горизонтальные трубчатые дренажи; 7 – депрессионная кривая; 8 – ограждающая дамба; 9 – дамба обвалования; 10 – распределительный пульпопровод с выпусками для рассредоточенного намыва; 11 – прудок-отстойник; 12 – водозаборные сооружения осветленной воды; 13 – горизонтальные трубчатые дренажи на урезе воды прудка-отстойника; 14 – перепускные трубы дренажных вод; 15 – коллектор осветленной воды; 16 – донные отложения; 17 – переходная зона

Анализ многолетнего опыта эксплуатации хвостохранилищ показал, что низовые дренажи работают с подтоплением, то есть не способны перехватывать все количество фильтрующейся воды из прудка-отстойника и наблюдается пророк фильтративного потока на низовой откосе ограждающей дамбы. В условиях вышеперечисленных ГОКов были выполнены исследования на физической модели в масштабе 1:20 (рис. 2, 3).

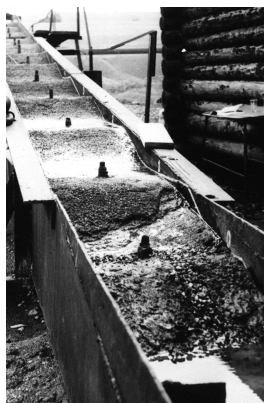


Рис. 2. Общий вид полупромышленной установки физического моделирования процессов фильтрации в масштабе 1:20

Крупномасштабная полупромышленная установка физического моделирования процессов фильтрации и

работы дренажных систем представляла из себя металлический лоток длиной, высотой и шириной соответственно 40, 4 и 0,5 м, в который намывался фрагмент хвостохранилища. Моделирование процесса намыва позволяло получать строение ограждающих дамб на модели полностью адекватных реальным условиям. Исследования положения кривой депрессии и удельных фильтративных расходов на модельном лотке давало хорошую количественную и качественную сходимость с результатами наблюдений на эксплуатируемом хвостохранилище. Были выполнены многовариантные исследования эффективности работы дренажей с различным местом заложения и диаметром, что позволяло с высокой степенью надежности прогнозировать состояние ограждающих дамб хвостохранилищ и выбирать рациональную конструкцию дренажных систем.

Выполненные исследования на крупномасштабной установке физического моделирования выявили, что основной причиной неудовлетворительной работы горизонтального трубчатого дренажа 1-й очереди является его диаметр, который во всех случаях был меньше критического. Дренаж 2-й очереди работал не полным и полным сечением в режимах соответственно установившейся и неустойчивившейся фильтрации во время намыва. Дренажи 3-й очереди в работу не вступали, а «зависали» над кривой депрессии, и сооружение горизонтальных трубчатых дренажей последующих очередей оказывалось бесполезным.



Рис. 3. Процесс намыва ограждающей дамбы хвостохранилища на модельной установке

Это было обусловлено особенностями строения зон питания и фильтрации хвостохранилищ. *Область питания* фильтрационного потока хвостохранилищ отличается от земляных плотин наличием донных отложений со стороны верхнего бьефа и переходной зоны между пляжем и прудком-отстойником.

Донные отложения и переходная зона по своей сути аналогичны понуру и экрану земляных плотин. Вышеназванные особенности области питания обуславливают значительное уменьшение расхода фильтрационного потока через тело хвостохранилища и снижение высотного положения депрессионной кривой.

Экранирующая роль донных отложений и переходной зоны по мере наращивания оградяющих дамб возрастает, и это является дополнительным резервом увеличения вместимости эксплуатируемых хвостохранилищ. Область фильтрации хвостохранилищ характеризуется неоднородным строением и уменьшением коэффициента фильтрации от гребня оградяющей дамбы по направлению к прудку-отстойнику, что обусловлено фракционированием хвостов по крупности при намыве. Это приводит к тому, что вода из прудка-отстойника попадает в область высоких фильтрационных сопротивлений, сложенных, как правило, мелкозернистыми и пылеватыми хвостами. Высотное положение депрессионной кривой значительно уменьшается. По этой причине остаются «сухими» верховые дренажи многозрусной дренажной системы, что подтверждается многочисленными натурными наблюдениями и результатами физического моделирования на крупномасштабной установке.

Для наращивания оградяющих дамб эксплуатируемых хвостохранилищ и увеличения их вместимости предлагается новый способ сооружения дренажей *на границе пляжной и прудковой зон* [5]. Это позволяет перехватывать фильтрационный поток до его попадания в зону фильтрации, снизить гидростатическое и гидродинамическое давление на оградяющую дамбу и уменьшить водопиток к существующим дренажам, которые находятся в работе уже длительное время и снижают свою водоприемную способность. Технология сооружения дренажных систем для строящихся или эксплуатируемых хвостохранилищ показана на **рис.4 и 5**.

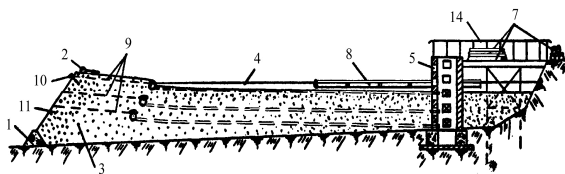


Рис. 4. Расположение дренажей в теле оградяющих дамб хвостохранилища

В образованную пионерной дамбой 1 емкость хвостохранилища намыывают из пульпопровода 2 хвостовую пульпу с формированием оградяющей дам-

бы 3 и образованием прудка-отстойника 4. Осветленную воду из прудка-отстойника сбрасывают через водосборной колодезь 5 и по системе оборотного водоснабжения подают на обогатительную фабрику. Одновременно собирают на плаву в отстойнике ГТД 6, выполненное из изготавливаемых за пределами хвостохранилища трубчатых дренажных звеньев 7.

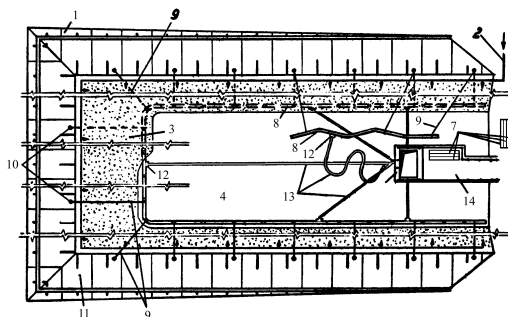


Рис.5. План хвостохранилища с размещением основных элементов дренажа

Собранные в секции 8 дренажные звенья 7 доставляют на плаву к месту установки и закрепляют вдоль линии уреза воды в отстойнике с помощью винтов 9 и анкеров 10, которые забиваются в откос 11 хвостохранилища. Трубчатые дренажные звенья оборудуют отводами 12, к которым присоединяют гибкие коллекторы 13 для сброса воды из ГТД в водосборной колодезь 5. Подход к колодезю с берега осуществляют по эстакаде. Для изготовления дренажных звеньев 7 используют полиэтиленовые трубы с щелевой перфорацией, обмотываемые минераловатным фильтром. Сверху вдоль каждого звена закрепляются пенопластовые бруски для придания ГТД необходимой плавучести. Внешние зоны оградяющих дамб сложены крупнозернистыми и среднезернистыми хвостами с коэффициентами фильтрации соответственно 50-70 и 10-50 м/сут. На границе пляжной и прудковой зон во время намыва откладываются мелкозернистые и пылеватые хвосты, имеющие коэффициент фильтрации соответственно 1-10 и 0,5-1 м/сут. Для обеспечения эффективной работы предлагаемых дренажных систем необходимо выдерживать конструктивные параметры $P=1\%$ при $\beta \geq 10$ (P – площадь перфорации трубы по отношению к площади трубы по наружному диаметру; β – относительная проницаемость фильтра, равная отношению коэффициентов фильтрации материалов фильтра и хвостов).

Эффективность предлагаемой технологии возведения хвостохранилищ подтверждена результатами исследований на полупромышленной крупномасштабной установке физического моделирования и может применяться для поверхностных намывных хвостохранилищ с любым рельефом местности и технологии возведения «от дамбы к бере-

гам». На основании выполненных модельных условий был разработан аналитический метод прогноза основных технологических параметров намыльных хвостохранилищ [6]. Без больших капитальных затрат появляется возможность оперативно управлять состоянием тела ограждающих дамб в процессе их эксплуатации путем уменьшения расхода фильтрационного потока через намытый массив и снижения высотного положения кривой депрессии. Шаг по вертикали между ярусами дренажей на границе между пляжной и прудковой зонами определяется с учетом возможного снижения водозахватной способности низовых противоточных устройств и состояния внешних откосов.

Список литературы

1. Сухорученков А.И. Железородное сырье: прогноз на завтра // Металлы Евразии. 2005. №1. С. 32–34.
2. Основы проектирования, строительства и эксплуатации хвостохранилищ большой емкости / Л.К. Антоненко, В.Г. Зотев, А.И. Коваленко, А.М. Иваненко, Т.К. Костерова // Горный журнал. 1990. №11. С.43–45.
3. Антоненко Л.К., Зотев В.Г. Проблемы безопасной эксплуатации хвост-

4. хранилищ и пути их решения // Горный журнал. 1998. №1. С.65–67.
5. Трубецкой К.Н., Уманец В.Н., Никитин М.Б. Классификация техногенных месторождений, основные категории и понятия // Горный журнал. 1989. №12. С.6–9.
6. А.с. 1301911 РФ. МКИ E02B 7/06. Способ возведения хвостохранилища / Мельников И.Т., Лаушкин Б.А. (РФ).
7. Мельников И.Т. Математическое описание технологии возведения намыльных хвостохранилищ равнинного и нагорного типов // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2007. №1. С.3–9.

Bibliography

1. Syhoruchencov A.I. Ore material: forecast on tomorrow // Metals Europe Asia. 2005. №1. p. 32–34.
2. Bases of designing, building and operation of tail-storing хвостохранилищ the big capacity // Antonenko L.K., Zoteev V.G., Kovalenko A.I., Ivanenko A.M., Rostierova T. K // Mining magazine. 1990. №11. p. 43–45.
3. Antonenko L.K., Zoteev V.G. Problems to safe usage tail-storing and way of their decision // Mining magazine. 1998. №1. p. 65–67.
4. Trubetskoy K.N., Umanets V.N., Nikitin M.B. Classification of technogenic deposits, the basic categories and concepts // Mining magazine. 1989. №12. p. 6–9.
5. The copyright certificate 1301911, MCI E02B 7/06. A way of erection of tail-storing. Inventors Melnikov I.T., Laushkin B.A.
6. Melnikov I.T. Analytical method for determining the technological parameters of plain and upland of tail-storing // the Bulletin of MGU of G.I. Nosova, Magnitogorsk, №1, 2007, S.3–9.

УДК 622.012:658.5

Мельников И.Т., Пыталев И.А., Корнилов С.Н., Кутлубаев И.М., Васильев К.П., Мельников И.И., Шевцов Н.С.

СНИЖЕНИЕ ЭНЕРГОЁМКОСТИ ГИДРОТРАНСПОРТА ХВОСТОВ ОБОГАТИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА ЖЕЛЕЗОРУДНЫХ ГОРНО-ОБОГАТИТЕЛЬНЫХ КОМБИНАТОВ

Статья посвящена решению актуального вопроса – снижению энергоёмкости и металлоёмкости гидротранспортирования отходов обогащения железорудных горно-обогатительных предприятий. На основе результатов выполненных промышленных экспериментов предложена методика определения основных технологических параметров гидротранспорта – критических гидравлических уклонов, расходов транспортируемой пульпы и диаметров пульпопроводов.

Ключевые слова: хвосты, горно-обогатительные производство, гидротранспорт, энергоёмкость, металлоёмкость, пульпопровод, гидравлический уклон, хвостохранилище.

The article is devoted to solving the urgent problem – reducing the energy and metal during hydrotransportation of tailings of iron ore mining and processing enterprises. Based on the results of experiments proposed a method of industrial identify of the main technological parameters of hydraulic transport – critical hydraulic gradients, the cost of the transported slurry and slurry pipelines diameters.

Key words: tailings, mining-treatment manufacture, hydro transport, energy capacity, meta capacity, slurry pipeline, hydraulic gradient, tailing.

Для горной промышленности характерно ухудшение горно-геологических условий разработки полезных ископаемых. По мере эксплуатации месторождений увеличивается глубина горных работ, высота внешних отвалов и хвостохранилищ, а также дальность транспортирования отходов горно-обогатительного производства. В настоящее время разрабатываются месторождения, содержание железа в которых не превышает 40%, а годовой выход хвостов на разных предприятиях варьирует от 0,876 до 38,67 млн т. Динамика работы крупнейших железорудных горно-обогатительных предприятий России, Украины и Казахстана приведены в **табл. 1**.

Горно-обогатительные комбинаты чёрной металлургии России эксплуатируют свыше 35 крупных хвостохранилищ, в которые уложено более 2,5 млрд м³ хвостов. Только на трёх ведущих предприятиях железорудной отрасли, являющихся объектами исследования, к 2010 году в хвостохранилищах Качканарского (ОАО «Ванадий»), Соколовско-Сарбайского («АО

УРПО ССГПО») и ГОП ОАО «ММК» накоплено соответственно 757, 335 и 102 млн м³ отходов обогащения. В Приднепровском регионе, являющимся основным поставщиком железорудного сырья на Украине, аккумулировано более 3,5 млрд м³ хвостов. В настоящее время в связи с увеличением высоты хвостохранилищ и дальности транспортирования пульпы затраты на складирование 1 т хвостов соизмеримы с затратами на добычу 1 т железной руды.

Процесс обогащения руды связан с большим потреблением воды. Удельный расход технологической оборотной воды на 1 т руды или концентрата, являющийся интегральным критерием качества и обогатимости полезного ископаемого, для различных ГОКов представлен в **табл. 2**.

В связи с невысоким содержанием железа в сырой руде и вовлечением в разработку труднообогатимых руд объёмов перекачиваемой пульпы достигают 20–90 тыс. м³/ч. Гидротранспорт хвостов обога-

нения с весовой консистенцией $R=Ж:Т$ более 15–20 м³ на 1 т твёрдого приводит к транспортированию больших объёмов пульпы и, как следствие, к необходимости подачи значительных объёмов оборотной воды из прудков–отстойников хвостохранилищ на обогатительные фабрики (ОФ). Поэтому существующие системы гидротранспорта являются энергоёмкими, трудозатратными, а данные показатели неуклонно возрастают по мере наращивания хвостохранилищ и вовлечения в эксплуатацию новых, более удалённых накопителей отходов обогащения.

Большие объёмы перекачиваемой пульпы вызывают необходимость применения стальных пульпопроводов большого диаметра от 500 до 1200 мм, срок службы которых не превышает 3–5 лет из-за большого абразивного износа и суммарная длина которых составляет десятки километров. Это является причиной высокой металлоёмкости процесса удаления отходов обогащения. Реализация внутризаводского сгущения однозначно обеспечивает снижение энергозатрат и металлоёмкости, но приводит к увеличению гидравлического уклона и необходимости

Показатели работы горно-обогатительных комбинатов России, Украины и Казахстана в период 1970–2010 гг.

Горно-обогатительный комбинат	Содержание Fe в руде, %		Объём добычи сырой руды Gr, млн т					Выход хвостов Gхв, млн т				
	Сырая	Товарная	1970	1980	1990	2000	2010	1970	1980	1990	2000	2010
Качканарский	15,67	61,16	22,49	40,06	45,07	39,86	47,35	18,16	32,24	36,92	32,14	38,67
Лебединский	32,69	68,45	–	25,65	43,65	44,99	47,56	–	16,04	25,22	25,07	28,70
Михайловский	40,80	61,95	–	17,69	38,06	41,30	44,96	–	17,69	18,50	21,33	26,73
Соколовско – Сарбайский	34,30	65,73	24,11	28,67	27,30	30,13	40,22	12,99	16,60	13,80	16,75	23,43
Ингулецкий	32,59	63,79	26,01	33,13	35,23	27,92	31,44	15,65	20,08	20,29	16,42	18,47
Полтавский	30,50	63,32	6,17	25,73	28,11	16,30	28,55	3,74	15,44	17,01	9,786	17,98
Костомукшский	29,59	68,00	–	–	23,55	19,17	26,61	–	–	14,32	12,11	16,75
Северный	35,37	65,39	31,71	40,02	42,46	14,73	28,39	18,06	23,85	23,80	8,752	15,01
Ковдорский	24,12	64,91	6,98	14,00	16,39	9,14	16,51	4,05	8,87	10,61	5,918	10,94
Оленегорский	27,34	65,71	11,04	14,14	15,76	10,69	14,75	6,52	8,74	9,86	6,818	10,08
Южный	34,66	65,23	33,52	33,92	35,62	18,72	16,74	19,11	18,41	18,45	10,37	9,180
Коршунский	30,07	62,4	12,86	17,75	13,93	8,83	11,29	7,47	10,74	8,32	5,355	7,002
Центральный	33,2	66,77	–	–	15,78	10,11	11,73	–	–	10,13	6,080	6,087
Лисаковский	40,16	49,25	–	8,89	11,74	1,85	3,12	–	2,71	5,25	0,872	1,353
ГОП «ММК»	34,18	61,78	16,46	8,30	2,63	1,64	2,51	8,46	4,93	1,01	0,474	0,876
Среднезвешенное арифметическое	31,15	63,18	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–
Всего			189,34	307,95	395,28	295,38	371,73	114,21	196,34	233,49	178,26	231,99

Таблица 2

Удельные расходы технологической воды на обогатительной фабрике на 1 т руды или концентрата, весовая консистенция транспортируемой руды

Горно-обогатительный комбинат	Удельный расход воды, м ³ /т		Весовая консистенция пульпы R=Ж:Т, м ³ /т
	концентрата $q_{гk}^L = R \cdot \gamma_{хв} / \gamma_R$	руды $q_{гT} = R \cdot \gamma_{хв}$	
Лебединский	35,90	16,87	31,84
Михайловский	20,65	17,85	30,10
Стоиленский	34,80	17,40	34,80
Соколовско – Сарбайский	22,64	9,87	17,5
Качканарский	42,36	10,9	9,0
Магнитогорский	28,19	13,11	24,6
Лисаковский	20,83	14,0	42,5
Ковдорский	44,80	11,52	15,5
Среднезвешенное арифметическое	29,58	13,01	23,1

* Расчётные показатели.

** По данным практики.

Таблица 1
необходимости подключения ступенчатых установок и дополнительных последовательно включённых гидромашин.

Эффективность работы горно-обогатительной комбинатов в значительной мере зависит от того, насколько рационально спроектированы их хвостовые хозяйства. Основным вопросом при расчете гидротранспорта является определение удельных и общих потерь напора в пульпопроводе, пропускной способности гидротранспортной системы и её энергоёмкость. Поэтому целью данной работы являлась разработка методики для определения рациональной степени сгущения пульпы с учётом подключения дополнительных гидромашин из-за увеличения гидравлических потерь при транспортировании ступенчатых пульп и затрат на ступенчатые установки.

Скорость движения двухфазных потоков, соответствующая наименее энергоёмкому режиму гидротранспортирования, называется одними авторами критической [1, 2], скоростью на границе выпадения осадка [3] или первой критической скоростью [4, 5]. Гидравлический уклон, отвечающий критической скорости, принято называть критическим или наилучшим [6, 7].

К настоящему времени как в нашей стране, так и за рубежом проведено множество экспериментальных исследований по гидротранспорту гидросмесей и твёрдого материала с самыми различными физико-механическими характеристиками в трубах малого и большого диаметра и предложено большое количество эмпирических и полумэмпирических формул для определения гидравлического уклона пульповодов. Детальный анализ существующих расчётных формул позволяет большинству из них представить общий выраженный в функции диаметра грунтопроводов и скорости движения пульпы [8]:

$$J_n = J_0 + \Delta J = A' \frac{V}{D} + B' \frac{D}{V}, \quad (1)$$

где J_0 – гидравлический уклон пульпопровода при движении чистой воды, м/м; J – дополнительные потери напора на взвешивание твердого в потоке, м/м; A' и B' – переменные коэффициенты пропорциональности, которые являются функциями $A' = f(\lambda)$; $B' = f(\lambda, d_{cp}, \delta_r, \delta_n)$.

Заменим в формуле (1) скорость выражением $V = Q \cdot (900 \cdot \pi \cdot D^2)^{-1}$, после преобразования получим формулу гидравлического уклона при $\lambda = const$.

$$J_n = J_0 + \Delta J = A \cdot \lambda \cdot \frac{Q^2}{D^5} + B \cdot \lambda \cdot \frac{D^{2.5}}{Q}, \quad (2)$$

где J_0 и J_n – гидравлический уклон на чистой воде и пульпе, м/м; ΔJ – дополнительные потери напора, обусловленные наличием твердых частиц в потоке жидкости, м/м; λ – коэффициент сопротивления пульпопровода; Q – расход транспортируемой пульпы по трубопроводу, м³/ч; D – обычный (стандартный) диаметр пульпопровода, м; $A = (164,52 \cdot 10^{6.1} \text{ м}^{-1} \cdot \text{ч}^2)$; B – параметр, не зависящий от скорости (расхода) и диаметра трубопровода и являющийся функцией различных характеристик гидросмеси, а также ее жидкой и твердой составляющих, рассчитывается по формуле, $\text{м}^{0.5} \cdot \text{ч}^{-1}$:

$$B = 2826 \cdot K \cdot (\delta_n - 1) \cdot d_{cp}^3 \cdot (\delta_r - 1)^3, \quad (3)$$

для ламинарной области в диапазоне крупностей 0,010 < d_{cp} < 0,15 мм

$$K = 1045 \text{ м}^{-1.75} \cdot \text{ч}^{-1}; \quad x = 2,25; \quad y = 1,25;$$

для переходной области в интервале частиц диаметром 0,15 < d_{cp} < 1,5 мм

$$K = 91,2 \text{ м}^{-0.25} \cdot \text{ч}^{-1}; \quad x = 0,75; \quad y = 1,25;$$

для турбулентной области с геометрической крупностью зерен 1,5 < d_{cp} < D мм

$$K = 207 \text{ м}^{0.5} \cdot \text{ч}^{-1}; \quad x = 0; \quad y = 0,5;$$

$$\delta_n = \frac{\gamma_n}{\gamma_0} \quad \text{и} \quad \delta_r = \frac{\gamma_r}{\gamma_0} \quad - \text{относительная плотность}$$

пульпы и твердых частиц (безразмерные);

$$\gamma_0 = 1,0 \quad - \text{плотность воды, т/м}^3.$$

d_{cp} – средневзвешанная геометрическая крупность транспортируемых частиц (при установлении размерности подставляется в метрах, а при расчетах следует подставлять в мм);

Плотность транспортируемой пульпы связана с весовой консистенцией R следующей зависимостью:

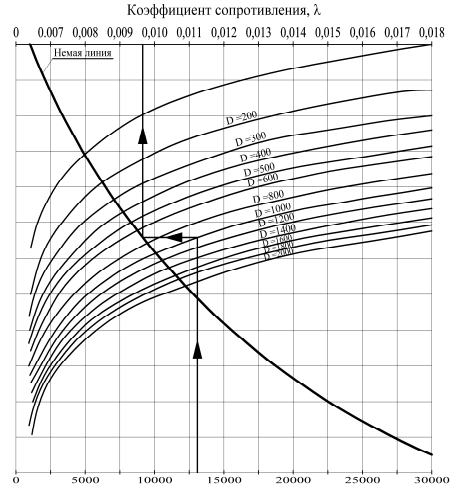
$$\delta_n = (1 + R) \cdot (R + \delta^{-1})^{-1}. \quad (4)$$

Используя функциональную зависимость $\lambda_{гид} = f(Re)$ проф. Конакова П.К. [8] и учитывая замечания проф. Дюранда [9], нами получена зависимость коэффициента сопротивления пульповодов с установившейся шероховатостью [10]:

$$\lambda = 0,308 \cdot \left[\lg(m \cdot Q_n \cdot D^{-1}) \right]^2, \quad (5)$$

где m ; – внутренний диаметр пульпопровода, м, $m = 35,386$; Q_n – расход пульпы, м³/ч.

Выражение (5) графически представлено номограммой на **рис. 1**, из анализа которой следует, что коэффициент сопротивления пульпопровода λ уменьшается с увеличением количества транспортируемой по трубопроводу пульпы при $D = const$ и с увеличением диаметра пульпопровода при $Q = const$.



Пропускная способность трубопровода Q_n , м³/ч
Рис. 1. Номограмма для расчёта коэффициента сопротивления пульповода λ в зависимости от расхода транспортируемой пульпы и диаметра пульповода

После подстановки уравнения (5) в зависимость (2) получим уравнение гидравлического уклона пульпопровода (м/м) при переменном значении $\lambda \neq const$:

$$J_n = 0,308 \cdot \left[\lg(m \cdot Q_n \cdot D^{-1}) \right]^2 \cdot \left[\frac{Q_n^2}{D^5} + B \cdot D^{2.5} \cdot Q_n^{-1} \right]. \quad (6)$$

Продифференцируем функциональную зависимость (6) по одной из двух переменных. Решая уравнения $\frac{\partial J_n}{\partial Q_n} = 0$ при $D = const$ и $\frac{\partial J_n}{\partial D} = 0$ при $Q = const$,

получим два уравнения:

$$A \cdot Q_n^3 \cdot \left[2 \cdot \lg(m \cdot Q_n \cdot D^{-1}) - 0,8686 \right] - B \cdot D^{2.5} \cdot \left[\lg(m \cdot Q_n \cdot D^{-1}) + 0,8686 \right] = 0; \quad (7)$$

$$A \cdot Q_n^3 \cdot \left[0,8686 - 5 \cdot \lg(m \cdot Q_n \cdot D^{-1}) \right] + B \cdot D^{7.5} \cdot \left[2,5 \cdot \lg(m \cdot Q_n \cdot D^{-1}) + 0,8686 \right] = 0. \quad (8)$$

Оба уравнения трансцендентные, для их решения можно использовать математические методы оптимизации с помощью ЭВМ и производить поиск корней $Q_{nкр}$ по зависимости (7) и $D_{кр}$ по зависимости (8).

Подставляя найденные корни в уравнения (5), (6), можно определить критический гидравлический уклон и коэффициент сопротивления пульпопровода.

Критические весовые расходы пульпы и твёрдого материала (т/ч) определяются по формуле

$$G_{нкр} = Q_{нкр} \cdot \gamma_n; \tag{9}$$

$$G_{ткр} = Q_{нкр} \cdot \gamma_0 \cdot (\delta_n - 1) \cdot \delta_T \cdot (\delta_T - 1)$$

Весовая консистенция (%) транспортируемой пульпы по отношению к весу пульпы рассчитывается из нижеприведённого соотношения

$$P_{зкр} = 100 \cdot \frac{G_{ткр}}{G_{нкр}}. \tag{10}$$

Расчет удельных затрат энергии (на доставку 1 т хвостов гидротранспортом на расстояние 1 км) производится по следующему выражению, кВт·ч/т·км:

$$q_0 = 500 \cdot \frac{J_{нкр}}{P_{зкр}}. \tag{11}$$

Металлоёмкость систем гидротранспорта отходов обогащения в основном определяется весом стальных труб. Это объясняется тем, что чаще всего используются трубы большого диаметра \varnothing 500–1200 мм, протяженность которых достигает десятков километров. Учитывая тот факт, что от надёжности работы систем гидроудаления хвостов зависит бесперебойная работа горнодобывающих предприятий и обогатительного производства, на одну рабочую нитку в проектах закладывается дополнительно одна резервная и одна ремонтная. Масса одного погонного метра стальных труб M (кг/м) разного диаметра в зависимости от толщины стенки Δ рассчитывается по формуле

$$M = 0,02465 \cdot \Delta \cdot (D - \Delta), \tag{12}$$

где D и Δ – наружный диаметр трубы и толщина стенки, мм.

По предложенной методике выполнены расчёты основных технологических параметров напорного гидротранспорта для следующих условий: количество транспортируемых хвостов $G_{хв} = 500$ т/ч, $\gamma_T = 3,0$ т/м³ и средневзвешенный диаметр хвостов изменялся в пределах $d_{ср} = 0,05; 0,1; 0,2; 0,3; 0,4$ и $0,5$ мм. Результаты расчетов по предложенной методике представлены на рис. 2 и 3.

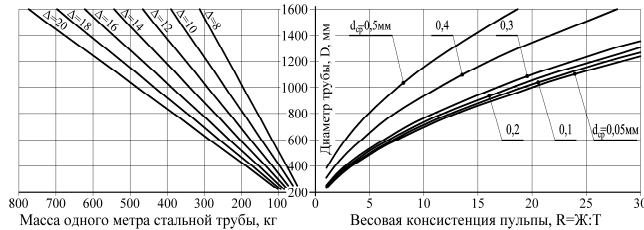


Рис. 2. Зависимость критического диаметра пульпопровода и веса 1 м стальной трубы от весовой консистенции пульпы R и средневзвешенной крупности транспортируемого материала

Анализ результатов расчёта по предлагаемой методике показывает, что сгущение пульпы приводит к значительному увеличению гидравлических уклонов, снижению энергоёмкости транспортирования и уменьшению диаметров пульпопроводов при обеспечении наиболее экономичных незаиливающих режимов гидротранспортирования.

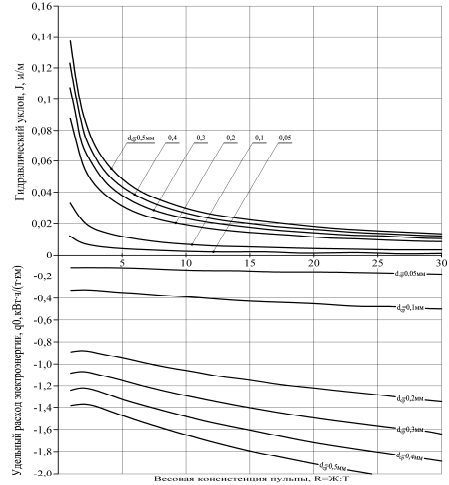


Рис. 3. Зависимости гидравлического уклона J_n и удельного расхода электроэнергии q_0 от весовой консистенции пульпы R и средневзвешенной крупности транспортируемого материала $d_{ср}$

Выводы

Коэффициент сопротивления пульпопровода λ не является величиной постоянной, а уменьшается с увеличением количества транспортируемой пульпы при $D = const$ и увеличением диаметра пульпопровода при $Q = const$.

Расчёты показывают, что крупность хвостов оказывает влияние на величину гидравлического уклона. При $d_{ср} = 0,1$ мм при консистенции $R = 20$ гидравлический уклон $J = 0,004$, а при $d_{ср} = 0,5$ мм и $R = 20$ гидравлический уклон $J = 0,018$, т.е. почти в 5 раз больше. Поэтому технология внутризаводского сгущения пульпы на ОФ должна производиться параллельно с процессом предварительной пульпоподготовки – удаления крупных фракций хвостов. При этом должно соблюдаться требование гидротехников по обеспечению необходимой крупности для взведения хвостохранилищ намывным способом.

На энергоёмкость процесса гидротранспортирования большое внимание оказывает консистенция пульпы. При консистенции $R = 20$ и для $d_{cp} = 0,5$ мм энергоёмкость составляет $q_0 = 1,89$ кВт ч/т км, а при $R = 5$ энергоёмкость снижается до $q_0 = 1,456$ кВт ч/т км, т.е. почти в 5 раз.

Сгущение пульпы с $R=20$ до $R=5$ при $d_{cp}=0,1$ мм приводит к уменьшению требуемого диаметра пульповодов с 1,34 до 0,66 м, а при $d_{cp}=0,5$ мм с 0,99 до 0,49 м. Уменьшение диаметра для рассматриваемых условий приводит к снижению металлоёмкости соответственно на 200 и 110 кг на 1 п.м длины трассы.

Увеличение гидравлического уклона при сгущении пульпы приводит к необходимости эксплуатации центробежных или объёмных гидромашин с развиваемым напором более 20–30 МПа.

Список литературы

- Холин Н.Д. Основные проблемы гидромеханизации // Строительная промышленность. 1937. № 16.
- Кнороз В.С. Движение гидросмесей в напорных трубопроводах и метод их расчёта // Известия ВНИИГ. 1941. Т. 30.
- Роер Г.Н. Устойчивые режимы и потери напора при напорном движении пульпы в пульповодах // Известия Академии Наук СССР, ОТН. 1939. №8.
- Юфин А.П. Движение неоднородной жидкости по горизонтальным стальным незаильным трубам // Известия Академии Наук СССР, ОТН. 1949. №8.
- Иванов А.Е. Перемещение грунта напорными и безнапорными потоками. М.: Речиздат, 1952.
- Евдокимов П.Д. Анализ существующих методов и формул для гидравлического расчёта пульповодов и практические рекомендации // Известия ВНИИГ. 1952. Т. 48.
- Мельников Т.И. Анализ существующих формул для определения критических скоростей и гидравлических уклонов в пульповодах // Труды МГМИ. 1959. Вып. 15. С. 69–109.
- Конаков П.К. Новая формула для коэффициента сопротивления для гладких труб// ДАН СССР. 1946. Т. 10. С. 70–77.
- Durand R., Condolios E. Donnes techniques sur le refulement hydraulique des materiaux solides In Conditie. Congres du centenaire de Societe de l'industrie minerale, Paris, Juin, 22F. 1955.
- Мельников И.Т., Мельников Т.И., Горбатов А.И. Критический гидравлический уклон пульповода // Изв. вузов. Горный журнал. 1997. № 7–8. С. 143–146.

Bibliography

- Choline ND The main problems jetting. Construction Industry, 1937, № 16.
- Knorozov VS The motion of slurry in the pressure pipe and method of their calculation. // Proceedings of VNIIG, volume 30, 1941.
- Roer GN Stable regimes and pressure drop during discharge the motion of the slurry in a slurry pipeline. // Proceedings of the Academy of Sciences of the USSR, OTN, 1939, № 8.
- Yufin AP The motion of an inhomogeneous fluid in horizontal steel pipe nezailennym. // Proceedings of the Academy of Sciences of the USSR, OTN, 1949, № 8.
- Ivanov AE Moving the soil pressure and pressure flow, Rechizdat, 1952.
- PD Evdokimov Analysis of existing methods and formulas for calculating the hydro-ravlichesкого slurry pipelines, and practical advice. // Proceedings of VNIIG, v.48, 1952.
- Melnikov TI Analysis of existing formulas for determining the critical velocity and hydraulic gradient in the slurry pipeline. // Proceedings of MGMI, issue 15, 1959, p. 69–109.
- Konakov PK The new formula for the drag coefficient for smooth pipes // Dokl. 1946. 1. 10. S. 70–77.
- Durand R., Condolios E. Donnes techniques surle refulement hydraulique des materiaux solides In Conditie. Congres du centenaire de Societe de l'industrie minerale, Paris, Juin, 22F. 1955.
- Melnikov IT, Melnikov TI, AI Gorbатов The critical hydraulic gradient slurry pipeline. // Mountain Journal of Math. Universities, 1997, № 7–8, p. 143–146.

МЕТАЛЛУРГИЯ ЧЕРНЫХ, ЦВЕТНЫХ И РЕДКИХ МЕТАЛЛОВ

УДК 669.749

Ким В.А., Ульева Г.А.

СРАВНИТЕЛЬНАЯ ОЦЕНКА СТРУКТУРЫ СПЕЦКОКСОВ, ИСПОЛЪЗУЕМЫХ В ЭЛЕКТРОТЕРМИИ

В работе приведены результаты комплексного исследования пористой структуры спецкоксов, полученных по различным технологиям, в том числе и спецкоксов ХМИ, и других восстановителей. Микроскопическое исследование проводилось с целью определения и сравнения значения их пористости.

Ключевые слова: спецкокс, кокс напольного коксования, карбонизат, микроструктура кокса, шубаркольский уголь длиннопламенный, средний размер пор, твердые углеродсодержащие восстановители.

The paper presents the results of a comprehensive study of the porous structure of coke produced by various technologies including HMI and coke, and other reducing agents. Microscopic examination was conducted to determine and compare the value of their porosity.

Key words: coke, coke coke floor, carbonizate, the microstructure of coke, coal Shubarkol long-flame, the average pore size, solid carbonaceous reducing agents

Производство ферросплавов составляет важнейший элемент металлургического производства страны. Казахстан располагает большими запасами слабоспекающихся и неспекающихся углей, которые используются в основном как энергетическое и коммунально-бытовое топливо и непригодны для получения металлургического кокса. Это существенно снижает потенциальные возможности для расширения сырьевой базы производства остродефицитных материалов, прежде всего металлургического спецкокса – специального вида кокса для недоменных производств: ферросплавного, фосфорного, процессов производства кремния, цветных металлов и др. [1].

Углеродистый материал, применяемый в качестве твердого восстановителя при выплавке кремния, а также высококислотных сортов ферросплавов, должен обладать развитой пористой структурой, высокой реакционной способностью и электросопротивлением, достаточной механической прочностью и минимальной зольностью. Опыт промышленного производства различных марок металлургического кремния показывает, что такими свойствами обладают древесный уголь, нефтяной кокс, некоторые сорта малозольного каменного угля, древесная щепа. Однако надо отметить, что требованиям, предъявляемым к твердому восстановителю, полностью не удовлетворяет ни один из названных материалов. Только использование их в различных комбинациях позволяет создать благоприятные условия для эффективного протекания процессов восстановления в электропечи.

В последнее время все больше внимания при изучении свойств кокса уделяют исследованию его микроструктуры, так как она определяет сопротивление кокса истирающим воздействиям, его реакционную способность. Как известно, пористость – одна из важнейших характеристик углеродсодержащих материалов, определяющая прочность его пористого тела. При этом общая пористость обусловлена наличием одновременно мелких пор, полостей и трещин. Микропоры углеродистых материалов являются полостями

неплотной упаковки макромолекулярных образований и дефектами их структуры [2].

Для определения влияния природных свойств углей на пористую структуру получаемого кокса были проведены опытные коксования углей отдельных марок:

– неспекающийся шубаркольский уголь марки Д – некоксующийся;

– коксовый концентрат 100% угля марки ГЖ (ш. Распадская) – коксующийся;

– смесь 50%+50% (шихта, состоящая состоящей из двух углей 50% шубаркольского угля марки Д и 50% коксового концентрата марки угля ГЖ).

Далее было проведено комплексное микроскопическое изучение пористой структуры промышленных и лабораторных спецкоксов, полученных по различным технологиям, и других восстановителей с целью сравнения и определения величины их пористости. (Фото микроструктур изученных материалов получены на сканирующем электронном микроскопе марки JEOL-5910.)

Так, на рис.1–3 представлены структуры спецкокса «Сары-Арка», полученного из неспекающегося шубаркольского угля марки Д в шахтной печи при скорости нагрева угля менее 10°С/мин. Шихта засыпалась свободно. Крупность угля 25–100 мм. Как видно, структура поверхности излома данного восстановителя является в основном трещиноватой. Если рассматривать структуру кокса, полученного из угля марки Д при низких скоростях нагрева, то видно, что длиннопламенные угли вступают в межзерновое взаимодействие, образуя участки гомогенной массы (рис. 1, 2). Здесь видно, что микроструктура этого вида кокса характеризуется плотной структурой с низкой пористостью (монокристаллический конгломерат). Присутствующие неспекающиеся зерна определяют конгломератную (трещиноватую) структуру кокса. При изучении структуры данного образца большое увеличение микроскопа нецелесообразно, так как поры уже были видны невооруженным глазом.

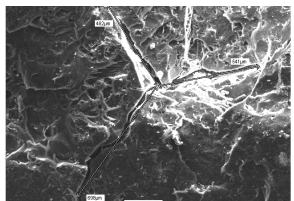


Рис. 1. Микроструктура поверхности спецкокса «Сары-Арка», $\times 85$

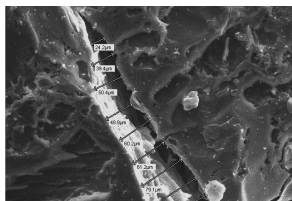


Рис. 2. Микроструктура трещины спецкокса «Сары-Арка», $\times 200$

На рис. 3 представлены структуры лабораторного спецкокса «ХМИ», полученного из шубаркольского угля марки Д при скорости нагрева более $10^{\circ}\text{C}/\text{мин}$. Шихта также засыпалась свободно. Крупность угля 13–60 мм. Структура кокса из длиннопламенного угля, полученного методом высокотемпературного термоокислительного пиролиза, представлена количественно преобладающими вытянутыми образованиями, достаточно гомогенной вспененной массой. Как видно, структура поверхности спецкокса «ХМИ», по сравнению с коксом «Сары-Арка», пористая. Наблюдаемые тонкие поры по размерам почти одинаковы, структура более однородна. Поры равномерно распределены.

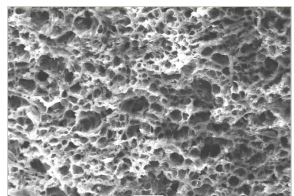


Рис. 3. Микроструктура излома лабораторного спецкокса «ХМИ», $\times 200$

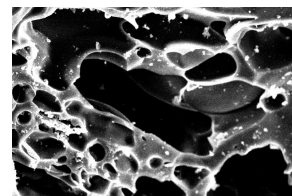


Рис. 4. Микроструктура излома напольного кокса 1, $\times 200$

На рис. 4 представлена структура напольного кокса 1, полученного из коксового концентрата (100%) коксуемого угля марки ГЖ (ш. Распадская, Россия) в промышленной напольной печи. Скорость нагрева угля составила менее $1^{\circ}\text{C}/\text{мин}$. Шихта трамбовалась. Крупность концентрата 0–3 мм. Свойства исходных углей и шихты оказывают влияние на абсолютное значение пористости кокса. Например, угли низкой (газовые и длиннопламенные) и высокой степени метаморфизма (слабо-, отощенные спекающиеся и тощие) образуют мелкопористый кокс с характерной зернистой структурой. Наибольший размер стенок имеет кокс из жирного угля. Структура напольного кокса 1 является крупнопористой (рис. 4). Под микроскопом видны сообщающиеся поры в виде глубоко разветвленной системы и различаются неразрушенные фрагменты кольцеобразной оплавленной формы. Наблюдаемые поры сильно отличаются по размерам, контуры стенок пор плавные, что является следствием влияния спекаемости угля марки ГЖ.

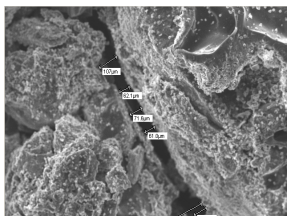


Рис. 5. Микроструктура поверхности напольного кокса 2

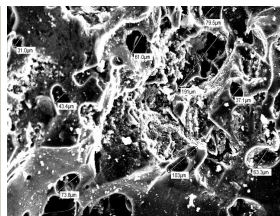


Рис. 6. Микроструктура излома напольного кокса 2, $\times 200$

На рис. 5–7 представлены структуры напольного кокса 2, полученного из шихты, состоящей из 50% шубаркольского угля марки Д и 50% коксового концентрата марки угля ГЖ (ш. Распадская, Россия) в напольной печи. Скорость нагрева менее $1^{\circ}\text{C}/\text{мин}$. Шихта трамбовалась. Крупность концентрата 0–3, угля 13–25 мм. В шихтах неоднородных углей на развитие пористости влияет распределение компонентов угольной смеси. Это обусловлено тем, что при смешении углей увеличивается неоднородность пластической массы смесей и возрастает ее газопроницаемость. В данном случае газовые угли являются единственным спекающим компонентом шихты, определяющим прочность и однородность структуры материала кокса. Газовые и длиннопламенные угли, взаимодействуя между собой на стадиях пластического состояния и спекания, образуют проплавленную массу с фрагментами неспекшихся или недостаточно спекшихся с ней отошающих компонентов (рис. 6). Это приводит к образованию достаточно прочного поверхностного контакта, особенно это касается кокса, полученного трамбованием [3].

Вследствие непрерывного изменения и структурирования в процессе пиролиза спекание углей происходит путем диффузии или адгезии поверхностных слоев остаточного материала соприкасающихся угольных зерен, то есть без их достаточно полного взаимного проникновения. Так, из рис. 7 видно, что структура кокса формируется из жесткого каркаса, образованного спекающимися компонентами, внутри которого находятся частицы неспекающегося угля.

На рис. 8 представлена структура спецкокса, полученного из шубаркольского угля марки Д термоокислительным коксованием (ТОК) в промышленных условиях на непрерывной установке с цепной колошниковой решеткой. Температура коксования $800\text{--}850^{\circ}\text{C}$. В общем, спецкок получается очень мелкопористым, тонкостенным и характеризуется системой сложных сообщающихся ориентированных пор с оплавленными гладкими стенками.

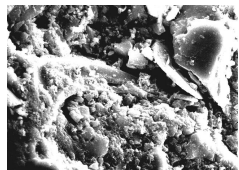


Рис. 7. Микроструктура излома напольного кокса 2, х850

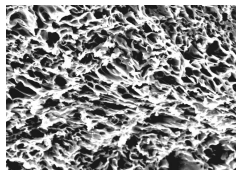


Рис. 8. Микроструктура излома промышленного спецкокса, х200

Значительный практический интерес представляют продукты высокоскоростного термоокислительного обжига несжигающегося каменного угля марки Д, подвергнутого предварительному обогащению. К такому моно отнести карбонизат рексид, получаемый из шубарковского угля. Данный продукт представляет собой легковесный высокопористый кусковый материал с серебристо-серым оттенком, крупностью 5–40 мм, со средней насыпной массой 0,30–0,35 т/м³. Карбонизат рексид используется как восстановитель при выплавке кристаллического кремния. Высокоскоростной термоокислительный пиролиз угля и повышенное давление газовой среды в процессе карбонизации способствуют формированию тонкопористой структуры карбонизата с преимущественным образованием микро- и переходных сообщающихся пор (рис. 9) [4].

Древесный уголь – твердый микропористый высокоуглеродистый продукт, образующийся при нагревании древесины без доступа воздуха (или при незначительном доступе) воздуха в печах и ретортах. Плотность берёзового угля 380 кг/м³, менее плотные угли дают сосна (300 кг/м³) и ель (260 кг/м³). Большая пористость древесного угля обуславливает его высокие адсорбционные свойства. Особенность древесного угля – низкое содержание таких примесей, как фосфор и сера, что делает его необходимым для некоторых металлургических процессов. Применяется в производстве кристаллического кремния, сероуглерода, чёрных и цветных металлов, активированного угля, электроугольных изделий и т.д., а также как бытовое топливо (удельная теплота сгорания 31,5–34 МДж/кг).

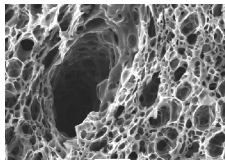


Рис. 9. Микроструктура излома карбонизата, х200

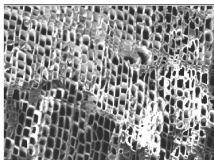


Рис. 10. Микроструктура излома древесного угля поперек волокон, х200

На рис.10 и 11 представлена структура древесного угля, характеризующаяся ячеистым (точечным) строением.

Как видно по рис. 10 и 11, древесный уголь является анизотропным восстановителем, так как его строение в разных кристаллографических направлениях различно. Следовательно, и свойства его будут

отличаться, хотя структура характеризуется относительно большой контактной удельной поверхностью.

Кокс нефтяной является сложной дисперсной системой, в которой дисперсная фаза состоит из кристаллических образований (кристаллитов) разных размеров и упорядоченности во взаимном расположении молекул и пор, а дисперсионная среда – заполняющая поры кристаллитов непрерывная газообразная или жидкая фаза. Кристаллиты имеют близкие размеры и представляют собой пакеты из параллельных слоев (плоскостей).

На рис. 12 приведена микроструктура нефтяного кокса. Как видно, микроструктура нефтяного кокса характеризуется малочисленными порами больших размеров, находящихся на очень больших расстояниях друг от друга. Как таковой системы пор не наблюдается. Потому нефтяной кокс из-за плохо развитой контактирующей поверхности не может быть использован как эффективный, высокореакционный восстановитель в электротермическом производстве.

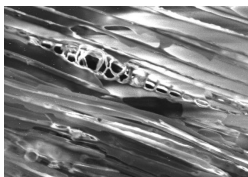


Рис. 11. Микроструктура излома древесного угля вдоль волокон, х400

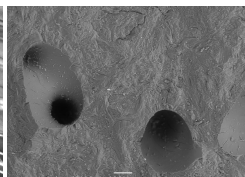


Рис. 12. Микроструктура излома нефтяного кокса, х100

К особому классу углеродного материала можно отнести литейный кокс, который, в принципе, не является восстановителем, а предназначен в качестве топлива для переплавных процессов, и в этой связи должен обладать низкой реакционной способностью и высокой прочностью на сжатие.

Как видно по рис. 13, микроструктура литейного кокса характеризуется очень большими размерами пор. Контуры стенок пор гладкие, оплавленные. Сами стенки пор плотные, толстые. Хорошо различима разветвленная система пор; поры характеризуются соединительными каналами. Тупиковых пор не наблюдается.

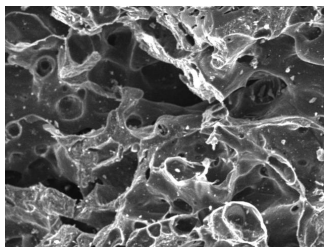


Рис. 13. Микроструктура излома литейного кокса, х100

Причем, характерным является то, что микроструктуры литейного и нефтяного коксов близки и приведены с увеличением не более $\times 100$, так как данные виды кокса являются крупнопористыми, поэтому дальнейшее увеличение структуры явилось нецелесообразным.

В таблице приводятся данные по пористости и реакционной способности различных углеродсодержащих восстановителей, применяемых в электротермии.

Вид материала	Средний размер пор, мкм	Реакционная способность, мл/(г·с)
Карбонизат (рексил)	8,88	12,30
Сары-Арка	9,90 (средний поперечный размер трещин)	2,90
Промышленный ХМИ	11,62	3,10
Древесный уголь	15,10	
Лабораторный ХМИ	21,30	3,10
Напольный кокс 2 (50%+50%)	62,50	1,20
Напольный кокс 1 (100%)	102,14	0,43
Литейный	108,62	0,27
Нефтяной кокс	313,51	2,31

Как видно по таблице, у кокса, полученного из неспекающегося угля марки Д со скоростью нагрева более $10^\circ\text{C}/\text{мин}$ (ХМИ промышленный и лабораторный, карбонизат), размер пор составляет 8,88, 11, 62 и 21,30 мкм соответственно. У кокса, получаемого с участием спекающегося угля размер пор имеет высокое значение (62,50 мкм). Для углей марок Ж и К размер пор увеличивается и достигает до 102, 4 мкм. Это объясняется тем, что при получении кокса из углей марок Д и Г, характеризующихся большим выходом летучих, происходит очень сильное газовыделение в стадии наибольшей пластичности с образованием жидкой массы, характеризующейся низкой вязкостью. Это способствует формированию тонкопористой структуры с малыми размерами по и межпоровых стенок. Газовыделение при коксовании жирного угля с более низким выходом летучих веществ протекает медленней и равномерней по всей зоне пластичности, пористость кокса из этих углей уменьшается. Далее для коксовых углей (по мере увеличения степени метаморфизма) пористость кокса продолжает уменьшаться, так как в стадии наибольшей пластичности у этих углей образуется меньше пластических веществ, чем для жирных. При этом завершение формирования пористой структуры происходит при температурах выше $700\text{--}800^\circ\text{C}$ [5].

Как видно по таблице, древесный уголь также имеет малый размер пор (15,10 мкм), то есть является высокопористым твердым восстановителем, используемым в электротермии. Но получаемые виды спецкоксов из неспекающегося угля марки Д по своим технологическим свойствам несколько не уступают древесному углю, поэтому их можно считать эффективным, недорогим и качественным восстановителем.

Что касается технологии получения кокса, а именно влияния скорости нагрева на формирование структуры твердого восстановителя, то при получении кокса из коксующихся углей, для которых скорости нагрева не превышают $1\text{--}3^\circ\text{C}/\text{мин}$, формирование крупнопористой (с оплавленными стенками) структуры происходит только благодаря спекающейся способности угля, и по этой причине для получения металлургического кокса высокой прочности нет необходимости нагревать уголь выше указанной скорости. Шихта размером $1\text{--}3$ мм формируется в глыбы кокса, которые в дальнейшем необходимо специально дробить. Структура образующегося со скоростью нагрева $1\text{--}3^\circ\text{C}/\text{мин}$ кокса характеризуется в основном трещиноватостью (спецкокс Сары-Арка, напольные коксы 1 и 2).

Другой класс угля, традиционно не используемый для получения металлургического кокса, – это угли низкой стадии метаморфизма, в частности неоксуженные угли марки Д шубаркольского разреза. Угли неспекающиеся, поэтому из шихты крупностью $1\text{--}3$ мм невозможно получить крупнокусковой кокс. Но из данной марки угля можно получить кусковой кокс, если:

- использовать шихту крупностью $30\text{--}50$ мм;
- нагревать шихту со скоростью более $10^\circ\text{C}/\text{мин}$.

Именно данный фактор приводит к формированию развитой пористой структуры.

Выводы

Как видно, поровая структура кокса из слабоспекающихся и несспекающихся длиннопламенных углей зависит от скорости нагрева угольного вещества в интервале температур его деструкции. Высокоскоростной пиролиз шубаркольского угля обеспечивает развитую поровую структуру спецкоксов и его высокую реакционную способность, что характеризуется развитой внутренней поверхностью пористого восстановителя.

Таким образом, имеющиеся технологии коксования, а также разработка и усовершенствование действующих режимов коксования дают различные виды спецкоксов, физико-химические свойства которых позволяют использовать их в качестве эффективного базового восстановителя в электротермическом производстве.

Список литературы

1. <http://www.kazpravda.kz>.
2. Грязнов Н.С. Основы теории коксования. М.: Металлургия, 1976. 312 с.
3. Торьяник Э.И. // Кокс и химия. 1987. №3. С. 24–28.
4. Ким В.А. // Промышленность Казахстана. 2010. № 3 (60). С. 20–23.
5. Касьян И.И. и др. // Химия твердого топлива. 1987. №1. С. 97–102.

Bibliography

1. Site <http://www.kazpravda.kz>.
2. Gryaznov N.S. Fundamentals of the theory of coking. M.: Metallurgy, 1976. 312 p.
3. Torjanik E.I. // Coke and Chemistry. 1987. № 3. 24–28 p.
4. Kim V.A. // Industry of Kazakhstan. 2010. № 3 (60). 20–23 p.
5. Kasian I.I., etc. // Solid Fuel Chemistry. 1987. № 1. 97–102 p.

УДК 621.746.5.047

Мошкунов В.В., Столяров А.М., Казаков А.С.

СНИЖЕНИЕ ОСЕВОЙ ХИМИЧЕСКОЙ НЕОДНОРОДНОСТИ ТРУБНОЙ СТАЛИ В РЕЗУЛЬТАТЕ МЯГКОГО ОБЖАТИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО СЛЯБА

Мягкое обжатие слывовых непрерывнолитых заготовок толщиной 300 мм из трубной стали позволяет, как минимум, вдвое снизить степень зональной химической неоднородности углерода и повысить качество металла.

Ключевые слова: непрерывнолитой слыв, мягкое обжатие, качество металла.

Soft reduction continuously cast slab with thickness 300 mm from tube steel decrease zonal chemical inhomogeneity carbon and improved quality metal.

Key words: continuously cast slab, soft reduction, quality metal.

В кислородно-конвертерном цехе ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» трубная сталь разливается на одноручевой МНЛЗ криволинейного типа с вертикальным участком производства фирмы «SMS Demag». Для улучшения качества металла осевой зоны слывовой заготовки на этой машине применяется мягкое обжатие непрерывнолитой заготовки [1–4]. В данной работе исследуется влияние мягкого обжатия слыва на химическую неоднородность отлитой заготовки.

В процессе разливки трубной стали двух плавков с различным содержанием углерода было выделено по два слыва толщиной 300 мм. Первые по порядку отливки каждой плавки слывы обжатию не подвергались, а последующие заготовки были отлиты с мягким обжатием. Данные о химическом составе разлитого металла и основных параметрах разливки представлены в табл. 1 и 2.

Таблица 1

Химический состав трубной стали (% по массе)

Химический элемент	Условный номер плавки (опыта) / Марка стали	
	A / X70	B / K56
Углерод	0,0643	0,0997
Кремний	0,287	0,266
Марганец	1,640	1,490
Сера	0,0014	0,0017
Фосфор	0,0078	0,0108
Хром	0,149	0,056
Никель	0,201	0,035
Медь	0,154	0,058
Алюминий	0,036	0,028
Азот	0,006	0,006
Ниобий	0,050	0,047
Водород (ppm)	2,1	2,0

Мягкое обжатие десятого слыва плавки А и шестого слыва плавки В производилось в 12 и 13 сегментах зоны вторичного охлаждения МНЛЗ на участке, находящемся на расстоянии 24,6–29,2 м от поверхности жидкого металла в кристаллизаторе.

После охлаждения выделенных слывов из их осевой части были вырезаны темплеты по схеме, приведенной на рис. 1.

Таблица 2
Основные параметры разливки трубной стали

Параметр разливки	Условный номер плавки (опыта)			
	А		В	
	Порядковый номер слыва			
	2	10	2	6
Размеры поперечного сечения слыва, мм:				
	300		300	
	2600		2612	
толщина				
ширина				
длина	2900		3500	
Температура ликвидус стали, °С	1517		1516	
Температура металла в промежуточном ковше, °С	1537	1539	1539	1540
Скорость вытягивания слыва из кристаллизатора, м/мин	0,75	0,80	0,73	0,79
Номера сегментов ЗВО с мягким обжатием слыва	–	12, 13	–	12, 13
Толщина слыва до и после обжатия, мм	–	305,6 / 301,2	–	305,6 / 301,2
Величина мягкого обжатия, мм	–	4,4	–	4,4

С исследуемой поверхности темплетов по толщине слывов на различном расстоянии от верхней широкой грани заготовки был произведен отбор стружки металла при помощи сверла диаметром семь миллиметров. В стружке металла на автоматическом газоанализаторе CS-800 с точностью до 1 ppm определялось содержание углерода и серы.

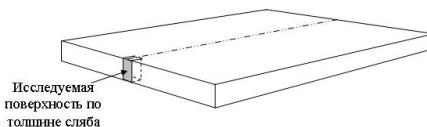


Рис. 1. Схема отбора темплетов из слывовой непрерывнолитой заготовки

Результаты анализа металла по содержанию серы показали, что данный химический элемент практически не ливирует из-за низкого исходного содержания, которое составляло всего лишь 0,0014 и 0,0017%. Поэтому химическая неоднородность металла в слыве

оценивалась по степени зональной химической неоднородности другого химического элемента – углерода. Степень зональной химической неоднородности элемента рассчитывалась по традиционной формуле, представляющей собой отношение разности между содержанием элемента в исследуемой точке темплета и его содержанием в маркировочной пробе к содержанию элемента в маркировочной пробе, выраженное в процентах. Изменение степени зональной химической неоднородности углерода по толщине отлитых слывов показано на рис. 2.

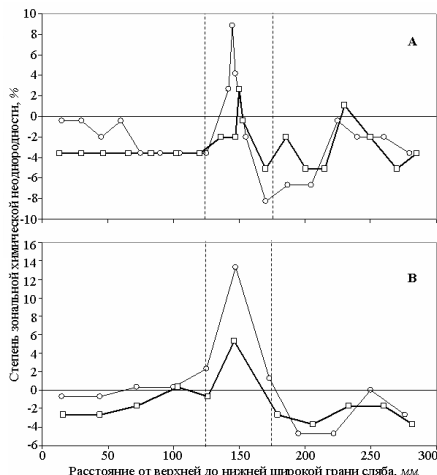


Рис. 2. Изменение степени зональной химической неоднородности углерода по толщине слывовых непрерывнолитых заготовок с мягким обжатием (толстая линия) и без обжатия (тонкая линия) в процессе разливки трубной стали плавков А (вверху) и В (внизу); пунктирные линии – положение фронтов кристаллизации в момент начала обжатия заготовки

Вертикальными пунктирными линиями на поле верхнего и нижнего рисунков показано положение фронтов кристаллизации в момент начала мягкого обжатия заготовки, полученное расчетным методом.

Анализ рис. 2 показывает, что в металле с меньшим (опыт А) и большим (опыт В) исходным содержанием углерода имеются общие закономерности в его распределении по толщине отлитого слыва трубной стали.

В направлении от периферии к центру заготовки наблюдается постепенное увеличение содержания углерода и изменение знака степени зональной ликвации этого элемента с отрицательного на положительный. По оси заготовки степень зональной химической неоднородности углерода достигает максимальных значений. Чем больше исходное содержание углерода в разливаемой стали, тем выше максимальная величина степени зональной химической неоднородности. В нижней половине всех слывов отмечается

самое низкое содержание углерода, что, очевидно, объясняется оседанием на нижний фронт кристаллизации в жидкой лунке заготовки наиболее чистых по содержанию растворенных примесей кристаллов.

Результаты оценки степени зональной химической неоднородности углерода в металле опытных слывов представлены в табл. 3.

Из этих данных видно, что мягкое обжатие слывовых заготовок позволило существенно уменьшить как максимальную степень зональной химической неоднородности – в 2,5–3,4 раза, так и наибольший интервал изменения этого параметра – в 2,0–2,2 раза. Это объясняется тем, что при осуществлении мягкого обжатия слыва происходит выдавливание обогащенного примесями металла в направлении, противоположном направлению вытягивания заготовки.

Таблица 3
Сравнительные данные по степени зональной химической неоднородности углерода

Величина степени зональной химической неоднородности углерода, %	Условный номер плавки (опыта)			
	А		В	
	без обжатия	с обжатием	без обжатия	с обжатием
Минимальная	-8,2	-5,1	-4,7	-3,7
Максимальная	8,9	2,6	13,3	5,3
Средняя	-3,1	-3,4	0,9	-1,4
Наибольший интервал изменения	17,1	7,7	18,0	9,0

Таким образом, мягкое обжатие слывовых непрерывнолитых заготовок толщиной 300 мм из трубной стали позволяет, как минимум, вдвое снизить степень зональной химической неоднородности углерода и повысить качество металла.

Список литературы

1. Мошкунов В.В., Столяров А.М. Использование мягкого обжатия непрерывнолитого слыва на криволинейной МНЛЗ с вертикальным участком // Теория и технология металлургического производства: межрегион. сб. науч. тр. Вып. 10. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ». 2010. С. 57 – 62.
2. Мошкунов В.В., Столяров А.М. Освоение технологии мягкого обжатия непрерывнолитых слывов в КЦО ОАО «ММК» // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования: материалы 69-й межрегион. науч.-техн. конференции. Магнитогорск, 2011. Т.1. С. 131 – 133.
3. Совершенствование технологии мягкого обжатия непрерывнолитых слывов из трубной стали / С.В. Прохоров, А.С. Казаков, В.В. Мошкунов, А.М. Столяров, А.А. Кульжов // Металлург. 2012. №2. С. 59 – 61.
4. Мошкунов В.В., Столяров А.М., Казаков А.С. Определение длины лунки жидкого металла в непрерывнолитых слывах из трубной стали с использованием эффекта «искусственного раздутия» заготовки // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2012. №1 (37). С. 24 – 26.

Bibliography

1. Moshkunov V.V., Stolyarov A.M. Soft reduction applying of continuous cast slab by curved continuous cast machine with vertical section// Theory and technology of metallurgical production: Interregional collection of scientific works. №10. Magnitogorsk: CEI HVT «MSTU». 2010. P. 57–62.
2. Moshkunov V.V., Stolyarov A.M. Developing of continuous cast slab soft reduction technology in oxygen-converter shop OJSC «Magnitogorsk iron and steel works»// Urgent questions of current science, technology and education: 69th interregional scientific conference. Magnitogorsk, 2011. B.1. P. 131–133.
3. Perfection of soft reduction technology for continuously cast slabs from tube steel / S.V. Prokhorov, A.S. Kazakov, V.V. Moshkunov, A.M. Stolyarov, A.A. Kulzhov // Metallurgy, 2012. №2. С. 59–61.
4. Moshkunov V.V., Stolyarov A.M., Kazakov A.S. Determination of the length to point of solidification in strands of Peritectic Low Alloyed steels for pipes using «Mini whale» effect // Vestnik MG TU named after G.I. Nosov. 2012. №2 (37). С. 24–26.

УДК 621.74

Сушко Т.И., Новиков Р.О., Пашнева Т.В., Руднева И.Г.

ПРИМЕНЕНИЕ СКМ LVM Flow ДЛЯ ПОИСКА ОПТИМАЛЬНЫХ ВАРИАНТОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ОТЛИВОК ПРИ ЛИТЬЕ В КОКИЛЬ

В данной работе проводился сравнительный анализ получения отливки литьем в кокиль и литьем в песчано-глинистые формы.

Ключевые слова: литье в кокиль, песчано-глинистые формы, отливка «Втулка коническая».

This paper presents a comparative analysis of the casting mold in casting and casting in sand-clay molds.

Key words: chill casting, casting in sand-clay molds, cast «sleeve conical».

На сегодняшний день литейные предприятия предрепают упадок и снижение производительности. Это связано со снижением спроса на изготавливаемую продукцию, с высокой стоимостью сырья и материалов для изготовления продукции, повышением цен на энергию и многими другими факторами.

Чтобы избежать упадка производства, необходимо понижать себестоимость продукции, снижать материальные и временные затраты на разработку технологических процессов по изготовлению продукции, как можно быстрее вводить оптимальные технологии и конструкторские разработки в производство. Для этих целей в помощь инженерам-технологам разработаны и совершенствуются различные CAD-программы, позволяющие значительно ускорить процессы разработки технологии и документации.

Для литейных предприятий большую ценность представляют такие программы, которые позволяют промоделировать процесс изготовления отливок, не прибегая к реальным экспериментам и опытам, требующим высоких затрат как материального, так и временного характера. К таким программам относятся: Magmasoft, Procast, Poligon, LVMFlow и др. Для моделирования процессов затвердевания нами использовалась СКМ LVMFlow.

Предприятие, предоставившее данные для исследования, – ООО «Автолитмаш». Компания «Автолитмаш» основана в 1999 году на базе корпусов производственного объединения Воронежпресс. Сегодня это современный машиностроительный завод, производящий запасные части промышленного оборудования методом центробежного литья, литья в кокиль и землю, преимущественно из сплавов бронзы, латуни, чугуна с последующей механической обработкой. В 2010 году предприятие получило заказ на изготовление отливок «втулка коническая» в количестве 5 штук. 3-d модель отливки «Втулка» представлена на рис. 1.

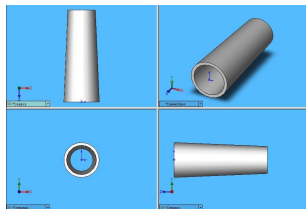


Рис. 1. Отливка «Втулка коническая»

Коническая втулка является одной из основных деталей конусных дробилок модели КСД 1750, предназначенных для дробления рудных и нерудных полезных ископаемых и аналогичных им материалов (кроме пластических) с временным сопротивлением до 4% (рис. 2).

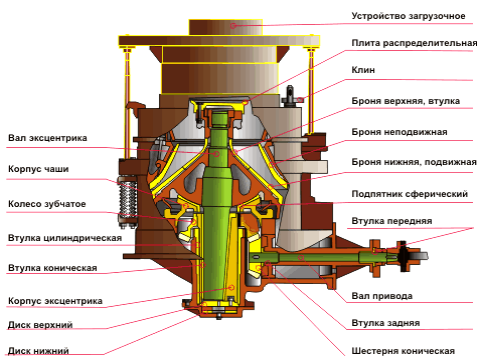


Рис. 2. Устройство конусной дробилки

Заданным сплавом для изготовления детали стала оловянистая бронза марки Бр05Ц5С5 по ГОСТ 613-79. В связи с высокой склонностью свинца, входящего в состав сплава, к ликвации, а также из-за того, что деталь имеет конусность 1:12,7, применение способа центробежного литья затруднено и было принято решение изготовления её кокильным литьем в кольцевой стопочный кокиль с применением дождевого подвода металла, как показано на рис. 3.

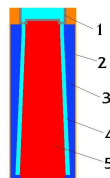


Рис. 3. Отливка «Втулка коническая»: 1 – чаша из ПСС; 2 – воздух; 3 – кокиль; 4 – отливка; 5 – стержень из ПСС

Также были рассмотрены другие варианты изготовления данной отливки. Эти варианты рассматривались из возможностей предприятия и экономической целесообразности. Среди этих вариантов – литье в кокиль с

применением дождевого подвода металла, но учитывая принцип направленного затвердевания (рис. 4), а также 4 варианта литья в песчано-глинистые формы с различными типами литниково-питающих систем: с боковым подводом, с нижним подводом, с верхним подводом через стояк и с верхним дождевым подводом металла, представленные на рис. 5, а-г соответственно.

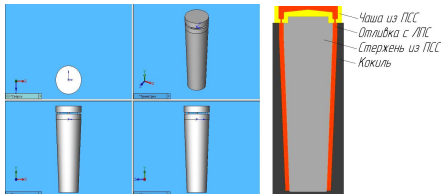


Рис. 4. Литьё в кокиль с дождевым подводом металла

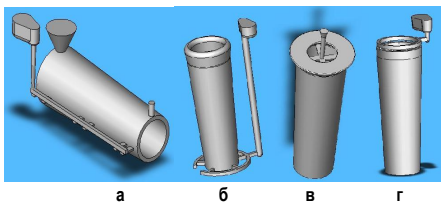


Рис. 5. Литьё в песчано-глинистые формы: а – с боковым подводом металла; б – с нижним подводом металла; в – с верхним подводом металла; г – с дождевым подводом металла

При моделировании базового варианта отливка получилась дефектной с большим количеством усадочных раковин и пористости (рис. 6, а).

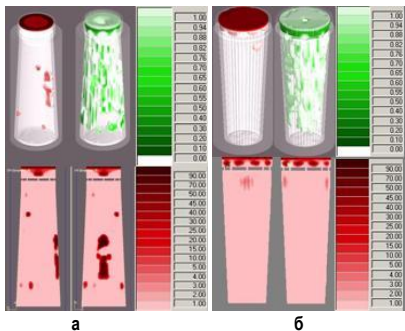


Рис. 6. Литьё в кокиль

Для варианта литья в кокиль с дождевой системой подвода металла, изображённого на рис. 4, получили значительно меньшие значения усадочных раковин и пористости, что можно увидеть на рис. 6, б.

Вариант литья в ПГФ с верхним подводом металла также показал значительно лучшие результаты по сравнению с базовым, что видно на рис. 7.

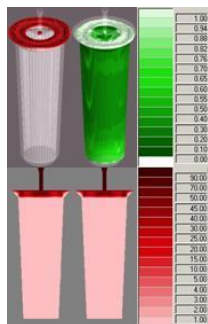


Рис. 7. Вариант литья в ПГФ с верхним подводом литья

Также мы проанализировали несколько вариантов заливки для нахождения оптимального температурного режима. Для этого мы изменили температуру заливки сплава (взяли температуры заливки 1150, 1180 и 1200°C) и температуру нагрева кокиля (250, 300, 350°C).

Проанализировав вариант литья в кокиль, как показано на рис. 4, были установлены оптимальные параметры температур, способствующие получению отливки с наименьшими дефектами (рис. 8).

Для данного случая оптимальным режимом плавки будет с температурой заливки 1150°C и подогревом кокиля до температуры 250°C. Это позволит снизить усадку в более массивной части отливки и снизить расходы на её изготовление в результате уменьшения затрат энергии на перегрев расплава и снижения затрат газа на нагрев кокиля, а также позволит увеличить рабочий ресурс кокиля, что имеет большое значение для предприятия как с экономической, так и технологической точки зрения.

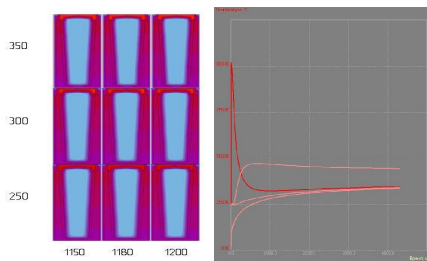


Рис. 8. Термические диаграммы при литье в кокиль

В результате компьютерного моделирования мы можем сделать следующие выводы:

1) Путём компьютерного моделирования с помощью программы LVMFlow мы оценили базовую технологию изготовления отливки «Втулка коническая» и сделали заключение, что технологию необходимо изменить ввиду выявления наибольшего количества дефектов усадочного характера, а также несоблюдения принципа направленного затвердевания.

2) Разработанные варианты изготовления отливки

«Втулка коническая» показали гораздо более качественные результаты по сравнению с базовым вариантом.

3) Посредством моделирования в СКМ ЛП LVMFlow мы проанализировали вариант без значительного изменения технологии, который позволит получить практически бездефектную отливку – литьё в кокиль с дождевым подводом металла, как показано на рис. 4, и предложили оптимальные температуры заливки сплава и нагрева кокиля.

4) Показали возможности компьютерного моделирования как метода поиска оптимальной технологии получения бронзовой отливки «Втулка коническая»

При обеспечении соблюдения технологии и поддержания вышеуказанных параметров возможно

получение отливки с минимальным количеством дефектов, а следовательно, и снижение затрат на производство этого изделия.

Список литературы

1. Воронков, Б.Г. Выбор оптимальной системы моделирования литейных процессов / Воронков Б.Г., Турищев В.В. М.: CADmaster, 2005. № 2. С. 21–25.
2. Чичко, А.Н. Алгоритмы оптимизации кожильной оснастки для САПР литейных процессов / Чичко А.Н., Матюшинцев Т.В. М.: Литейное производство, 2007. № 6. С. 33–36.

Bibliography

1. Voronkov B.G. Selecting the optimal system simulation of foundry processes / Voronkov B.G., Turishev V.V. M.: CAD master. 2005. № 2. P. 21–25.
2. Chichko A.N. Optimization algorithms for CAD snap chill casting processes / Chichko A.N. Matyushinets T.V. M.: Foundry. 2007. № 6. P. 33–36.

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

УДК 621.777: 621.777.22

Довженко Н.Н., Сидельников С.Б., Беляев С.В., Губанов И.Ю., Маслов И.Ю.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСИЛИЯ ПРИЖИМА МАТРИЦЫ ПРИ РЕАЛИЗАЦИИ ПРОЦЕССА СОВМЕЩЕННОЙ ПРОКАТКИ-ПРЕССОВАНИЯ

Представлена методика расчета усилия прижима матрицы к валкам при совмещенной прокатке и прессовании профиля с учетом конструктивных параметров инструмента и технологических условий деформирования. Приведен пример расчета усилия прижима матрицы и контактных сил, действующих на матрицу со стороны валков при изготовлении профиля из алюминиевого сплава.

Ключевые слова: совмещенная прокатка-прессование, зазоры в калибре, усилие прижима матрицы к валкам.

The design procedure of the die hold-down pressure to the rollers for the process of combine rolling and extrusion of the profiles with a glance the constructional characteristic of the tool and the technological conditions of the deformation is presented. The example of calculation of the die hold-down pressure and contact forces from the rollers in the time of making of the profiles from aluminium alloys is presented.

Key words: process of combine rolling-and extrusion, choice in fixed gage, die hold-down pressure to the rollers.

Одним из эффективных методов производства длинномерных профилей небольшого поперечного сечения из цветных металлов и сплавов является непрерывный процесс совмещенной прокатки-прессования (СПП) [1, 2].

Матрица является одной из ответственных деталей рабочего инструмента СПП. Она формирует контур профиля, определяет точность его размеров и качество поверхности. Кроме того, неподвижная матрица находится в постоянном контакте с подвижными валками, образующими закрытый ящичный калибр прямоугольного сечения. Поэтому при реализации процесса СПП особенно важно обеспечить конструктивно и технологически оптимальный зазор на контакте рабочих валков и матрицы. С одной стороны, при минимальном зазоре интенсивно возрастает сила трения и увеличивается абразивный износ рабочего инструмента, а с другой стороны, при увеличении зазора возможно появление заусенца из деформируемого металла, что нарушает стабильность протекания непрерывного процесса СПП, ухудшает качество профиля и снижает выход годного. Поэтому конструктивные параметры матрицы решающим образом влияют на эффективность процесса СПП [3].

Для обеспечения оптимального зазора при реализации процесса СПП было разработано устройство для непрерывной прокатки и прессования профилей [4], где оригинальная конструкция матрицы позволяет во время эксплуатации обеспечивать назначенный конструктивно рабочий зазор и свести до минимума образование заусенца из деформируемого металла. Устройство работает следующим образом (рис. 1).

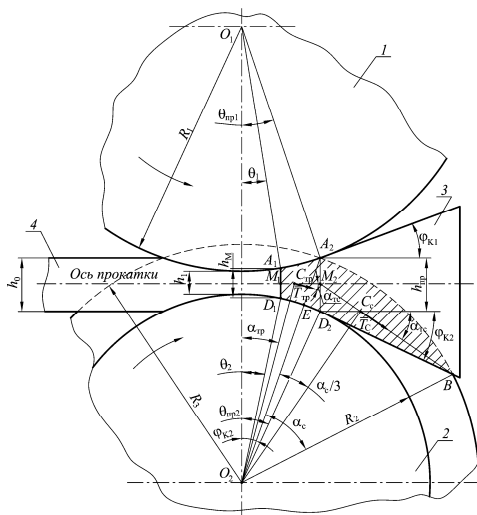


Рис. 1. Общий вид устройства для совмещенной прокатки-прессования [4]: 1 – рабочий валок с выступом; 2 – рабочий валок с вырезом; 3 – матрица; 4 – заготовка; 5 – профиль

Заготовка начальной высотой h_0 захватывается валками, деформируется до высоты h_1 в рабочем закрытом ящичном калибре прямоугольного сечения и выдавливается в виде профиля через рабочий канал матрицы, имеющей высоту рабочей плоскости матрицы h_M . Положение матрицы в рабочем калибре закры-

том ящичном определяется центральными углами валков θ_1 и θ_2 . При этом матрица выполнена в виде прямой трапециевидальной призмы, на заходной части которой на наклонных гранях выполнены вогнутые поверхности с радиусами закруглений, соответствующими радиусам валков, а в конце вогнутого участка наклонные грани располагаются по касательной к поверхности валков с углом наклона боковых граней, равным:

$$\varphi_{ki} = \frac{l_{3M}}{R_i} + \theta_i = \frac{l_{3M} + \sqrt{(h_M - h_1)R_{PP}}}{R_i}, \quad (1)$$

где l_{3M} – длина заходной части матрицы с вогнутыми поверхностями; R_i – радиус i -го валка; θ_i – центральный угол i -го валка положения матрицы; h_M и h_1 – высота рабочей плоскости матрицы и рабочего зазора между валками соответственно; $R_{PP} = \frac{2R_1R_2}{R_1 + R_2}$ – приведенный радиус валков.

Вогнутые поверхности с радиусами закруглений соответствующими радиусам валков на заходной части матрицы l_{3M} обеспечивают равномерный назначенный конструктивно рабочий зазор на контактной поверхности валков и матрицы, что сводит до минимума образование заусенца из деформируемого металла. Расположение наклонных граней по касательной в конце вогнутого участка на заходной части матрицы обеспечивает параллельность рабочей плоскости матрицы к плоскости, проходящей через оси вращения валков, и исключает ее перекос во время работы.

Другим условием обеспечения оптимального зазора на контакте рабочих валков и матрицы при реализации СПП является создание необходимого усилия прижима матрицы к валкам. В случае повышенного значения усилия прижима матрицы к валкам возможно изменение ее положения в калибре, при этом также резко увеличиваются силы трения между валками и матрицей, снижается стойкость инструмента, возрастают энергозатраты. В противном случае, когда усилие прижима матрицы к валкам недостаточно, происходит выдавливание матрицы из калибра, интенсивно образуется заусениц из деформируемого металла повышенной толщины между валками и матрицей, появляется перекос зеркала матрицы и т.д., что приводит к браку, снижению выхода годного. Поэтому расчет усилия прижима матрицы к валкам при СПП является актуальной задачей.

Для определения усилия прижима матрицы к валкам рассмотрим равновесие матрицы во время установившегося процесса СПП (см. рис. 1 и 2):

Пусть рабочая плоскость матрицы имеет высоту h_M (A_1D_1 на рис. 1), которая меньше предельной высоты матрицы h_{PP} (A_2D_2 на рис. 1), обусловленной раскрываемостью калибра. Расчет данного параметра представлен в работе [1]:

$$h_{PP} = h_1 + \frac{R_1\theta_{PP1}^2}{2} + \frac{R_2\theta_{PP2}^2}{2}; \quad (2)$$

$$\theta_{PPi} = \arcsin(L_{PP}/R_i); \quad (3)$$

$$L_{PP} \leq \sqrt{R_3^2 - \frac{(R_3^2 - R_1^2 + D_0^2)^2}{4D_0^2}} \quad (4)$$

где h_M и h_1 – высота предельной высоты матрицы и рабочего зазора между валками соответственно; L_{PP} – максимальное удаление матрицы от оси прокатки, обусловленное раскрываемостью калибра; R_1 – радиус выступа верхнего валка; R_2 ; R_3 – внутренний и наружный радиусы выреза нижнего валка; $D_0 = R_1 + R_2 + h_1$; θ_{PPi} – центральный угол i -го валка предельного положения матрицы в калибре.

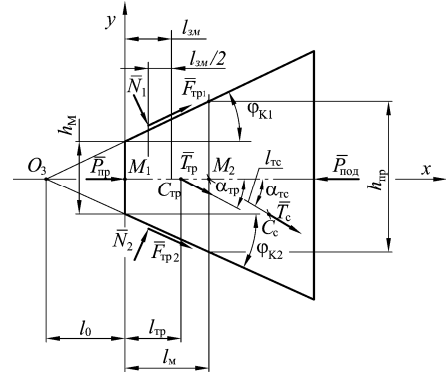


Рис. 2. Расчетная схема сил, действующих на матрицу во время реализации процесса СПП: P_{PP} – сила прессования при выдавливании профиля через канал матрицы; $P_{ПОД}$ – сила прижима матрицы к валкам; N_1 и N_2 – силы нормального давления на матрицу со стороны валков; F_{PP1} и F_{PP2} – силы трения на границе контакта матрицы и катающих радиусов валков; T_{PP} , T_C – силы трения на границе контакта матрицы и боковой поверхности валка с вырезом (с калибром)

Форма матрицы будет соответствовать представленной в устройстве для непрерывной прокатки и прессования профилей [4], а ее положение в калибре будет определяться центральными углами θ_1 и θ_2 [1]:

$$\theta_1 = \sqrt{\frac{2(h_M - h_1)}{R_1(1 + R_1/R_2)}}; \quad \theta_2 = \sqrt{\frac{2(h_M - h_1)}{R_2(1 + R_2/R_1)}}. \quad (5)$$

Для заданного положения матрицы определим необходимое усилие ее прижима к валкам. Из всех сил, действующих на матрицу, известно только значение и координаты вектора равнодействующей контактных сил трения на боковой поверхности калибра и матрицы – заштрихованная область на рис. 1 (фигура $A_1A_2BD_2D_1$). Для этого необходимо определить площадь действия напряжений трения на боковой поверхности калибра и центр тяжести данной фигуры, где будет приложена равнодействующая этих сил, и направленная перпендикулярно радиусу с центром валка 2 в сторону вращения валков.

Фигура $A_1A_2BD_2D_1$ имеет сложную форму, поэтому разобьем ее на более простые фигуры, как трапеция $A_1A_2D_2D_1$ и часть сегмента A_2BD_2 со стрелой сегмента, равной A_2E :

$$S_{A_1A_2BD_2D_1} = S_{A_1A_2D_2D_1} + S_{A_2BD_2} \quad (6)$$

Найдем площади данных фигур и их центры тяжести.

Площадь трапеции $A_1A_2D_2D_1$ можно найти по формуле, представленной в работе [5]:

$$S_{A_1A_2D_2D_1} = 0,5(h_M + h_{TP})l_M \quad (7)$$

где $l_M = R_2(\sin \theta_{TP2} - \sin \theta_2) \approx R_2(\theta_{TP2} - \theta_2)$ – высота трапеции, равная отрезку M_1M_2 , соединяющего центры оснований A_1D_1 и A_2D_2 .

Центр тяжести трапеции (точка C_{TP} на рис. 2) будет находиться на прямой M_1M_2 и отстоять от точки M_1 на расстоянии [5]:

$$l_{TP} = \frac{l_M(2h_{TP} + h_M)}{3(h_{TP} + h_M)} \approx \frac{R_2(\theta_{TP2} - \theta_2)(2h_{TP} + h_M)}{3(h_{TP} + h_M)} \quad (8)$$

Тогда равнодействующая силы трения на части боковой поверхности матрицы в виде трапеции $A_1A_2D_2D_1$ (с учетом того, что она действует с двух сторон) будет равна:

$$T_{TP} = 2\tau_K S_{A_1A_2D_2D_1} = \tau_K R_2(h_M + h_{TP})(\theta_{TP2} - \theta_2) \quad (9)$$

где τ_K – напряжение трения на границе контакта матрицы и боковой поверхности ручья вала 2, методика определения которого представлена в работах [2, 6].

Вектор T_{TP} будет перпендикулярен радиусу O_2C_{TP} , направлен в сторону вращения вала 2 и расположен на оси прокатки под углом, равным:

$$\alpha_{TP} = \arctg\left(\frac{R_2 \sin \theta_2 + l_{TP}}{R_2 + h/2}\right) \quad (10)$$

Площадь фигуры A_2BD_2E будет равна разности площадей полусегмента A_2BD_2E и треугольника A_2D_2E :

$$S_{A_2BD_2E} = S_{A_2BD_2E} - S_{A_2D_2E} \quad (11)$$

Находим площади полусегмента A_2BD_2E и треугольника A_2D_2E :

$$S_{A_2D_2E} = 0,5h_{TP}^2 \sin(2\varphi_{K2}); \quad (12)$$

$$S_{A_2BD_2E} = 0,25R_3^2\left(\frac{\pi\alpha_{CEP}}{180^\circ} - \sin\alpha_{CEP}\right), \quad (13)$$

где $\alpha_{CEP} = 2\arcsin\left[\frac{\sqrt{h_{TP} \cos \varphi_{K2}(2R_3 - h_{TP} \cos \varphi_{K2})}}{R_3}\right]$;

$\alpha_C = \frac{\alpha_{CEP}}{2}$ – центральный угол, опирающийся на дугу A_2B полусегмента A_2BD_2E .

Тогда равнодействующая силы трения на части боковой поверхности матрицы в виде фигуры A_2BD_2 (с учетом того, что она действует с двух сторон) будет

равна:

$$T_C = 2\tau_K S_{A_2BD_2} = \tau_K \left[0,5R_3^2\left(\frac{\pi\alpha_{CEP}}{180^\circ} - \sin\alpha_{CEP}\right) - h_{TP}^2 \sin(2\varphi_{K2})\right], \quad (14)$$

где τ_K – напряжение трения на границе контакта матрицы и боковой поверхности ручья вала 2, методика определения которой представлена в работах [2, 6].

Центр масс фигуры A_2BD_2 – точка C_C будет удалена от центра вала 2 с вырезом (см. рис. 2) на расстоянии, равном [5]:

$$R_C = R_2 + \frac{h_{TP} \cos \varphi_{K2}}{2}, \quad (15)$$

а радиус O_2C_C будет образовывать ось O_1O_2 , проходящей через центры валков, центральный угол, равный:

$$\alpha_{TC} = \frac{\alpha_C}{3} + \varphi_{K2}. \quad (16)$$

От точки M_2 удаление точки C_C составит [5]:

$$l_{TC} = (R_2 + \frac{h_M}{2} \cos \varphi_{K2}) \sin \frac{\alpha_C}{3}. \quad (17)$$

Таким образом, значения и положение векторов равнодействующей контактных сил трения на боковой поверхности калибра и матрицы T_{TP} и T_C , как относительно центра вала 2, так и относительно самой матрицы, определено.

Учитывая, что все силы, действующие на матрицу во время установившегося процесса СПП, находятся в одной вертикальной плоскости прокатки или расположены в параллельных ей плоскостях (контактные силы трения на боковой поверхности калибра и матрицы), то можно воспользоваться тремя уравнениями равновесия матрицы в плоскости относительно осей координат (см. рис. 2):

– горизонтальных составляющих сил:

$$\sum_{i=1}^n F_{ix} = P_{TP} + F_{TP1} \cos \varphi_{K1} + N_1 \sin \varphi_{K1} + F_{TP2} \cos \varphi_{K2} + N_2 \sin \varphi_{K2} + T_{TP} \cos \alpha_{TP} + T_C \cos \alpha_{TC} - P_{ЮД} = 0, \quad (18)$$

– вертикальных составляющих сил:

$$\sum_{i=1}^n F_{iy} = N_2 \cos \varphi_{K2} - F_{TP2} \sin \varphi_{K2} - N_1 \cos \varphi_{K1} + F_{TP1} \sin \varphi_{K1} - T_{TP} \sin \alpha_{TP} - T_C \sin \alpha_{TC} = 0, \quad (19)$$

– моментов сил относительно точки O_3 , которая будет находиться на пересечении прямых от боковых наклонных сторон матрицы и оси прокатки (ось x) и удалена от зеркала матрицы (точки M_1) на расстоянии

$$l_o = \frac{h_M}{4} (ctg \varphi_{K1} + ctg \varphi_{K2});$$

$$\sum_{i=1}^n m_{O_3}(F_i) = N_2 \frac{l_o + l_{3M}}{\cos \varphi_{K2}} - N_1 \frac{l_o + l_{3M}}{\cos \varphi_{K1}} - T_{TP}(l_o + l_{TP}) \sin \alpha_{TP} - T_C(l_M + l_o) \sin \alpha_{TC} = 0. \quad (20)$$

При расчете моментов сил N_1 и N_2 относительно точки O_3 допускали, что они приложены посередине участка l_{3M} на длине заходной части матрицы с вогнутыми поверхностями и учитывали следующее соотношение:

$$l_{3M} = l_{3M1} \cos \varphi_{K1} = l_{3M2} \cos \varphi_{K2}. \quad (21)$$

Анализ системы полученных уравнений (18), (19) и (20) показывает, что число неизвестных величин N_1 , N_2 , $P_{ПОД}$ соответствует числу уравнений, т.е. задача является статически определимой. При этом следует отметить, что результат решения поставленной задачи будет зависеть в значительной степени от того, как будут определяться напряжения трения [6]. Наиболее распространенными из них являются зависимости Амонтона–Кулона и Зибеля, которые отражают крайние подходы к определению напряжения трения: в первом случае они пропорциональны нормальным напряжениям, а во втором от них не зависят и определяются только сопротивлением деформации деформируемого металла. Другие расчетные модели трения занимают промежуточное положение между этими крайними подходами. Поэтому решим поставленную задачу для обоих условий трения.

Пусть силы трения на контакте валков с боковой поверхностью матрицы подчиняются закону Амонтона–Кулона, тогда:

$$F_{TP1} = f_1 N_1; \quad F_{TP2} = f_2 N_2; \quad \tau_K = f_K P_\theta, \quad (22)$$

где f_1, f_2, f_K – коэффициенты трения на границе контакта валков с боковыми наклонными и параллельными поверхностями матрицы соответственно, которые практически мало отличаются друг от друга. Поэтому можно допустить, что они будут равны между собой, и при прокатке для сплавов алюминия при температуре 400–500°C на грубо шлифованных валках принимаются равными $f=0,227-0,272$, а с налипшим металлом на валках, что характерно для процесса СПП, $f=0,535-0,555$ [6]; p_θ – давление в очаге деформации, расчет которого представлен в работе [2]:

$$p_\theta = \left[\frac{2tg(\alpha_{ПРЕСС}/2) + 1/\sqrt{3}}{\sin \alpha_{ПРЕСС}} \right] \sigma_{S\theta} \ln \lambda_{ПРЕСС}, \quad (23)$$

где $\sigma_{S\theta}$ – сопротивление деформации деформируемого металла, находящегося в зазоре между валками и матрицей;

$\alpha_{ПРЕСС}$ – угол наклона образующей упругой зоны при прессовании профиля диаметром $d_{пр}$ через матрицу высотой h_m . Данный угол определен в работе [7] для процесса СПП из условия минимума мощности деформирования и составил $\alpha_{ПР} \approx 70^\circ$.

Решая систему уравнений (18), (19) и (20), получим:

$$N_1 = \frac{\cos \varphi_{K1} (\cos \varphi_{K2} - f \sin \varphi_{K2})}{\cos^2 \varphi_{K1} + 0,5f (\sin 2\varphi_{K2} - \sin 2\varphi_{K1}) - \cos^2 \varphi_{K2}} \times \left\{ \frac{\cos \varphi_{K2}}{1 + l_{3M}/l_0} [T_{TP} (1 + \frac{l_{TP}}{l_0}) \sin \alpha_{TP} + T_C (1 + \frac{l_M}{l_0}) \sin \alpha_{TC}] - \frac{T_{TP} \sin \alpha_{TP} + T_C \sin \alpha_{TC}}{\cos \varphi_{K2} - f \sin \varphi_{K2}} \right\}; \quad (24)$$

$$N_2 = N_1 \frac{\cos \varphi_{K2} + \frac{\cos \varphi_{K2}}{1 + l_{3M}/l_0} [T_{TP} (1 + \frac{l_{TP}}{l_0}) \sin \alpha_{TP} + T_C (1 + \frac{l_M}{l_0}) \sin \alpha_{TC}]; \quad (25)$$

$$P_{ПОД} = P_{TP} + N_1 (\sin \varphi_{K1} + f \cos \varphi_{K1}) + N_2 (\sin \varphi_{K2} + f \cos \varphi_{K2}) + T_{TP} \cos \alpha_{TP} + T_C \cos \alpha_{TC}. \quad (26)$$

Пусть силы трения на контакте валков с боковой поверхностью матрицы подчиняются закону Зибеля, тогда:

$$F_{TP1} = \frac{f_1 \sigma_{S\theta} l_{3M} b}{\cos \varphi_{K1}}, \quad F_{TP2} = \frac{f_2 \sigma_{S\theta} l_{3M} b}{\cos \varphi_{K2}}, \quad \tau_K = f_K \sigma_{S\theta}, \quad (27)$$

где b – ширина калибра.

Решая систему уравнений (18), (19) и (20), получим:

$$N_1 = \frac{\cos \varphi_{K1}}{\cos^2 \varphi_{K1} - \cos^2 \varphi_{K2}} \left(\frac{\cos^2 \varphi_{K2}}{1 + l_{3M}/l_0} [T_{TP} (1 + \frac{l_{TP}}{l_0}) \sin \alpha_{TP} + T_C (1 + \frac{l_M}{l_0}) \sin \alpha_{TC}] - 0,5 \sigma_{S\theta} l_{3M} b (tg \varphi_{K2} - tg \varphi_{K1}) - T_{TP} \sin \alpha_{TP} - T_C \sin \alpha_{TC} \right); \quad (28)$$

$$N_2 = N_1 \frac{\cos \varphi_{K2} + \frac{\cos \varphi_{K2}}{1 + l_{3M}/l_0} [T_{TP} (1 + \frac{l_{TP}}{l_0}) \sin \alpha_{TP} + T_C (1 + \frac{l_M}{l_0}) \sin \alpha_{TC}]; \quad (29)$$

$$P_{ПОД} = P_{TP} + (f_1 + f_2) \sigma_{S\theta} l_{3M} b + N_1 \sin \varphi_{K1} + N_2 \sin \varphi_{K2} + T_{TP} \cos \alpha_{TP} + T_C \cos \alpha_{TC}. \quad (30)$$

На рис. 3-5 представлены графики изменения, как абсолютных, так и относительных значений сил, действующих на матрицу во время СПП в зависимости от относительного удаления матрицы $L_0/L_{0ПРЕД}$ от оси, соединяющих центры валков. При этом установка СПП имела следующие конструктивные параметры: радиусы валков $R_1=236$ мм, $R_2=192$ мм, $R_3=230$ мм. Ширина калибра равнялась $b_K=40$ мм, а зазор между валками при прокатке составлял $h_1=20$ мм. Во всех случаях диаметр получаемого прутка из алюминиевого сплава АД31 был постоянным и равным $d_{ПР}=9,5$ мм. Поэтому при удалении матрицы от оси, соединяющих центры валков, вытяжка при выдавливании прутка через матрицу увеличивалась в пределах $\lambda_{ПР} = 11,5 - 19,6$, вследствие раскрываемости калибра, что вызывало и рост усилия прессования. Длина заходной части матрицы l_{3M} с вогнутыми поверхностями во всех случаях принималось равным 4 мм. На рис. 4 представлены графики изменения значений сил, действующих на матрицу во время СПП без контактной поверхности в виде полусегмента.

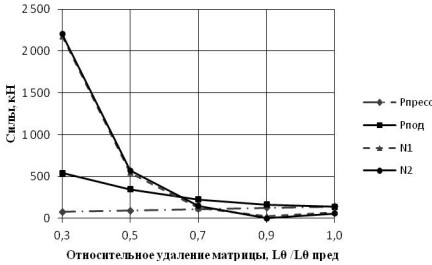


Рис. 3. Изменение сил $P_{\text{пресс}}$ – силы прессования; $P_{\text{под}}$ – прижима матрицы к валкам; N_1 и N_2 – контактных сил на наклонных боковых поверхностях матрицы, действующих на матрицу во время СПП в зависимости от относительного удаления матрицы от оси, соединяющих центры валков

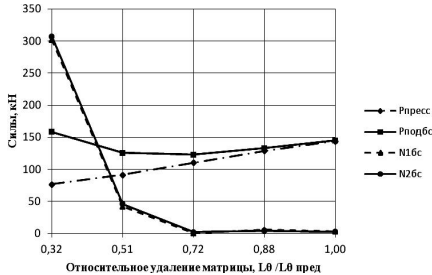


Рис. 4. Изменение сил $P_{\text{пресс}}$ – силы прессования; $P_{\text{подбс}}$ – прижима матрицы к валкам; N_1 и N_2 – контактных сил на наклонных боковых поверхностях матрицы, действующих на матрицу без контактной поверхности в виде полусегмента во время СПП в зависимости от относительного удаления матрицы от оси, соединяющих центры валков

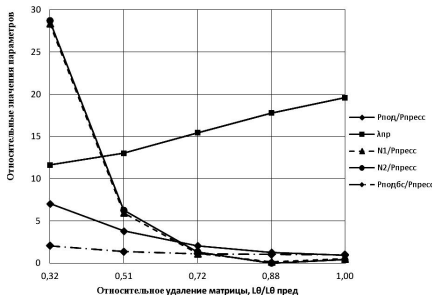


Рис. 5. Изменение относительных значений сил, действующих на матрицу во время СПП в зависимости от относительного удаления матрицы от оси, соединяющих центры валков

Выводы

Анализируя полученные результаты, можно отметить следующее:

1. Контактные давления на наклонных боковых поверхностях матрицы в исследуемом диапазоне конструктивных и технологических параметров на порядки превышают сопротивление деформации обрабатываемого металла, поэтому определение напряжения трения по закону Амонтона–Кулона в данном случае приводит к завышенной оценке силовых условий процесса.

2. Для реализации процесса прокатки-прессования усилие прижима матрицы к валкам должно быть по абсолютному значению всегда больше усилия прессования.

3. С удалением матрицы от осей, соединяющих центры валков, усилие прессования растет при постоянном размере профиля.

4. С удалением матрицы от осей, соединяющих центры валков, относительное усилие прижима $P_{\text{под}}/P_{\text{пресс}}$ уменьшается.

5. Контактные силы на наклонных боковых поверхностях матрицы N_1 и N_2 достигают максимального значения при расположении матрицы на осях, соединяющих центры валков, и значительно больше усилия прессования. Но по мере удаления матрицы от данной оси значения контактных сил уменьшается, и при определенном положении матрицы становятся меньше усилия прессования.

6. Для стабильной реализации процесса СПП относительное удаление матрицы от осей, соединяющих центры валков, должно находиться в диапазоне $L_0/L_0 \text{ пред} = 0,7 - 0,9$.

Исследования были проведены при реализации государственной программы поддержки развития кооперации и использования субсидий ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет» и ООО «РВСАЛ ИТЦ», совместно участвующих в рамках договора №13.G25.31.0083 Министерством образования и науки России в выполнении комплексного проекта по созданию высокотехнологического производства по теме «Разработка технологий получения алюминиевых сплавов с редкоземельными, переходными металлами и высокоэффективного оборудования для производства электротехнической катушки».

Список литературы

1. Довженко, Н.Н. Повышение эффективности производства профилей из алюминиевых сплавов на основе управления тепловыми условиями процесса прессования / Н.Н. Довженко, С.В. Беляев, С.Б. Сидельников и др. // Журнал Сибирского федерального университета. Техника и технология. 2009. Т. 2. № 4. С. 418–426.
2. Довженко, Н.Н. Прессование алюминиевых сплавов: моделирование и управление тепловыми условиями: монография / Н.Н. Довженко, С.В. Беляев, С.Б. Сидельников и др. Красноярск: ИПК Сибирский федеральный университет, 2009. 256 с.
3. Беляев, С.В. Выбор оптимальных зазоров в калибре при совмещенной прокатке и прессовании / С.В. Беляев, С.Б. Сидельников, Н.Н. Довженко и др. // Журнал Сибирского федерального университета. Техника и технология. 2010. Т. 3. № 4. С. 411–421.
4. Патент на полезную модель 102542 Российская Федерация, МПК⁷ B21C 23/08. Устройство для непрерывной прокатки и прессования профилей / Беляев С.В., Сидельников С.Б., Довженко Н.Н. и др., заявитель и патентообладатель ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет». Заявл. 20.08.2010, опубл. 10.03.2011. Бюл. № 7.

- Бронштейн, И.Н. Справочник по математике для инженеров и учащихся вузов / И.Н. Бронштейн, К.А. Семендяев. 10-е изд. М.: Наука, 1964. 610 с.
- Беляев, С.В. Расчет контактных напряжений при совмещенной прокатке-прессовании / С.В. Беляев // Журнал Сибирского федерального университета. Техника и технология. 2009. Т. 2. № 2. С. 167–176.
- Довженко, Н.Н. Аналитическая и экспериментальная оценка давления при прокатке-прессовании / Н.Н. Довженко, С.Б. Сидельников, С.В. Беляев // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2004. №2. С. 27–29.

Bibliography

- Belyaev S.V., Improving the efficiency of production of aluminium alloys on the basis of control of thermal conditions of compaction process / Belyaev S.V., Dovzhenko N.N., Sidelnikov S.B., etc. Journal of Siberian Federal University. 2009. № 4. p. 418–426.
- Dovzhenko N.N., Extrusion of aluminium alloys: Modelling and control of

- thermal processes / Dovzhenko N.N., Belyaev S.V., Sidelnikov S.B., etc. Krasnoyarsk: Siberian Federal University, 2009. 208 p.
- Belyaev S.V., The decision of the optimal choices in fixed gage for the process of combine rolling and extrusion / Belyaev S.V., Dovzhenko I.N., Sidelnikov S.B., etc. // Journal of Siberian Federal University. 2010. № 4. p. 411–421. Russian federation patent № 101390 RF. Device for the continuous rolling and extrusion of the profiles / Belyaev S.V., Sidelnikov S.B., Dovzhenko N.N., etc. Published 10.03.2011. Newsletter № 7.
- Bronstein I.N. Mathematics directory for the engineering and students of HTSI. M.: Sience, 1964. 610 p.
- Belyaev S.V., The design procedure of contact stress of process of combine rolling and extrusion / Belyaev S.V. // Journal of Siberian Federal University. 2009. № 2. p. 167–176.
- Dovzhenko N.N., Analytical and experimental estimate of the pressure by the rolling-and-pressing / Dovzhenko N.N., Sidelnikov S.B., Belyaev S.V. // Vestnik of MSTU named after G.I. Nosov, 2004. № 2. p. 27–29.

УДК 621.762.4.04:621.78.061

Белокопытов В.И.

ВЛИЯНИЕ СХЕМЫ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ШТАМПОВКЕ ВЫДАВЛИВАНИЕМ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ИЗДЕЛИЙ ИЗ ГРАНУЛ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

Рассмотрено напряженное состояние материала в процессе штамповки выдавливанием. Предложено техническое решение, позволяющее создать более благоприятную схему напряженного состояния с преобладанием сжимающих напряжений, препятствующих возникновению микротрещин в верхней части стенок штампуемых изделий.

Ключевые слова: напряженное состояние, выдавливание, штамповка, гранулы.

Tension of material in the process of impact extrusion is examined. Technical decision is recommended to create an effective tension scheme with dominant compression stress strain that prevents micro cracking in the upper part of stampings.

Key words: tension scheme, extrusion, stamping, granular.

Одной из основных проблем, связанных с использованием изделий из гранулированных материалов, является устойчивое формообразование штампованных поковок с высокими эксплуатационными свойствами. Отмечено [1], что для обеспечения максимальной прочности схватывания гранул при их совместной пластической деформации необходимо применять такие процессы обработки давлением, которые реализуют наиболее благоприятную схему напряженного состояния, близкую к всестороннему неравномерному сжатию. Для характеристики наличия в схеме сжимающих или растягивающих напряжений принято использовать показатель напряженного состояния K , равный отношению гидростатического напряжения σ к интенсивности касательных напряжений T [2]. При этом чем меньше (с учетом знака) величина показателя напряженного состояния, тем выше уровень сжимающих напряжений, воздействующих на компактируемый материал.

Получение заготовок для поршней форсированных двигателей внутреннего сгорания из гранул или порошков алюминиевых сплавов с использованием пресс-формы [3], схема которой представлена на рис. 1, в ряде случаев сопровождается появлением микротрещин в стенках изделий, что резко снижает их эксплуатационные характеристики. С целью определения момента возникновения этих несплошностей была предпринята попытка оценки доли сжимающих и растягивающих напряжений в общей схеме напряженного состояния процесса выдавливания. При рассмотрении деформированного состояния в данном процессе геометрический очаг деформации раздели

на пять характерных зон (см. рис. 1), в каждой из которых были найдены компоненты тензора скорости деформации [4]. Этот же принцип использовали и при определении напряженного состояния.

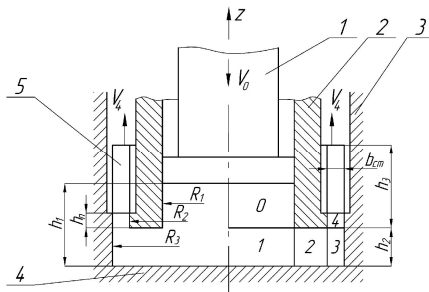


Рис. 1. Схема выдавливания полых изделий из гранулированных материалов: 1 – пуансон; 2 – дополнительная матрица; 3 – основная матрица; 4 – нижний пуансон; 5 – изделие

В основу расчета энергосиловых параметров процесса положен метод баланса мощностей [5]:

$$N = N_e + N_c + N_r = \int_V T \cdot HdV + \int_S T \cdot |\Delta v_r| dS + \int_{S_s} \tau \cdot |v_r| dS_s, \quad (1)$$

где N – мощность, подводимая к пуансону; N_e – мощ-

ность внутренних сил; N_c – мощность среза по границам зон; N_T – мощность трения; V – объем деформируемого металла; T – интенсивность касательных напряжений; H – интенсивность скоростей деформации сдвига; S – поверхность среза; Δv_i – разность скоростей, касательных к границе раздела i и $i+1$ зоны; S_S – площадь контакта деформируемого металла с инструментом; τ – напряжение трения; v_x – касательная составляющая вектора скорости истечения.

С учетом мощности, подводимой к инструменту, было получено уравнение для определения удельного усилия штамповки:

$$P_{um} = P_{op} + \frac{N}{\pi \cdot R_j^2 \cdot v_0}, \quad (2)$$

где v_0 – скорость перемещения пуансона; P_{op} – удельное усилие брикетирования, определяемое из выражения:

$$P_{op} = v^2 \frac{v - v_0}{1 - v_0} \tau_s \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} + \frac{v + \ln[1/(1-v)]}{v} + \sqrt{3} \mu \frac{h_1}{R_1} \right\}, \quad (3)$$

где v_0 – исходная относительная плотность свободно насыпанных гранул; v – плотность скомпактированного брикета; τ_s – сопротивление сдвигу скомпактированного материала; μ – коэффициент трения.

Энергозатраты на преодоление мощностей, содержащихся в уравнении (1) для каждой из зон, складываются из следующих составляющих:

в нулевой зоне

$$N^{(0)} = N_T^{(0)}, \quad (4)$$

где $N_T^{(0)}$ – мощность трения на внутренней поверхности дополнительной матрицы.

При этом считали, что напряжение трения изменяется по закону Зибеля:

$$\tau = \sqrt{3} \mu \cdot \tau_s. \quad (5)$$

В зоне 1:

$$N^{(1)} = N_B^{(1)} + N_C^{(01)} + N_C^{(12)} + N_T^{(1)}, \quad (6)$$

где $N_B^{(1)}$ – мощность внутренних сил в зоне 1; $N_C^{(01)}$ – мощность среза на зоны 0 и 1; $N_C^{(12)}$ – мощность среза на границе зон 1 и 2; $N_T^{(1)}$ – мощность трения на нижнем пуансоне.

В зоне 2:

$$N^{(2)} = N_B^{(2)} + N_C^{(23)} + N_T^{(2)}, \quad (7)$$

где $N_B^{(2)}$ – мощность внутренних сил в зоне 2; $N_C^{(23)}$ – мощность среза на границе зон 2 и 3; $N_T^{(2)}$ – мощность трения на нижнем пуансоне и торцевой поверхности дополнительной матрицы.

В зоне 3:

$$N^{(3)} = N_B^{(3)} + N_C^{(34)} + N_T^{(31)} + N_T^{(32)}, \quad (8)$$

где $N_B^{(3)}$ – мощность внутренних сил в зоне 3; $N_C^{(34)}$ – мощность среза на границе зон 3 и 4; $N_T^{(31)}$ –

мощность трения на нижнем пуансоне; $N_T^{(32)}$ – мощность трения на боковой поверхности матрицы.

В зоне 4:

$$N^{(4)} = N_T^{(4)}, \quad (9)$$

где $N_T^{(4)}$ – мощность трения на калибрующем пояске основной и дополнительной матрицы.

Выражения для нахождения соответствующих мощностей представлены в таблице.

Формулы для нахождения потерь мощностей в каждой из зон

Номер зоны	Мощности внутренних сил	Мощности среза	Мощности трения
Зона 0	-	-	$N_T^{(0)} = 2\sqrt{3}\pi \cdot \mu \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1 \cdot (h_x - h_z)$
Зона 1	$N_B^{(1)} = \sqrt{3}\pi \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1^2$	$N_C^{(01)} = \pi \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1^3 / 3 \cdot h_2$ $N_C^{(12)} = \pi \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1 \cdot h_2$	$N_T^{(1)} = \pi \cdot \mu \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1^3 / \sqrt{3} \cdot h_2$
Зона 2	$N_B^{(2)} = 2\pi \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1^2 \cdot \ln(R_2 / R_1)$	$N_C^{(23)} = \pi \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_2 \cdot h_2 \cdot R_1^2 / (R_3^2 - R_2^2)$	$N_T^{(2)} = 2\sqrt{3} \cdot \pi \cdot \mu \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1^2 \cdot (R_2 - R_1) / h_2$
Зона 3	$N_B^{(3)} = \pi \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot \left(\frac{R_1^2 - R_2^2}{R_3^2 - R_2^2} + 2 \cdot \frac{\sqrt{3} \cdot R_1^2 + R_1^2}{R_3} + \ln \frac{R_1^2 + \sqrt{3R_1^2 + R_2^2}}{3R_3^2} \right)$	$N_C^{(34)} = \pi \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1^2 \cdot (2R_3^2 - 3R_2^2 R_2 - R_2^2) / 3h_2 (R_3^2 - R_2^2)$	$N_T^{(31)} = \sqrt{3} \cdot \pi \cdot \mu \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1^2 \cdot (2R_3^2 - 3R_2^2) \cdot R_2 - R_2^3 / 3h_2 (R_3^2 - R_2^2)$ $N_T^{(32)} = \sqrt{3} \cdot \pi \cdot \mu \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1^2 \cdot R_3 \cdot h_2 / (R_3^2 - R_2^2)$
Зона 4	-	-	$N_T^{(4)} = 2\sqrt{3}\pi \cdot \mu \cdot \tau_s \cdot v_0 \cdot R_1^2 \cdot h_n / (R_3 - R_2)$

Зная потери мощности в каждой из зон, можно определить полную мощность, необходимую для осуществления процесса выдавливания:

$$N = N^{(0)} + N^{(1)} + N^{(2)} + N^{(3)} + N^{(4)}. \quad (10)$$

Подставив значение полной мощности из уравнения (10) в выражение (2), можно рассчитать удельное усилие штамповки в любой момент времени протекания процесса.

Полученные уравнения были использованы при создании алгоритма решения задачи по оценке удельного усилия выдавливания полых изделий из гранулированных материалов. Для определения сопротивления материала сдвигу использовали аппроксимационные зависимости [10]. Удельное усилие выдавливания определяли при малых перемещениях пуансона по мере заполнения металлом полости пресс-формы.

На основе разработанной математической модели создана программа расчета энергосиловых параметров процесса штамповки выдавливанием.

Для экспериментальной проверки точности полученной математической модели были проведены опыты по штамповке полых изделий из гранулированного сплава САС-1 на гидравлическом прессе в лаборатор-

ных условиях. Сходимость экспериментальных и расчетных данных оценивалась с помощью статистических характеристик и показала адекватность полученной модели реальному технологическому процессу. Полученные результаты рекомендованы к практическому применению при выборе технологического оборудования для штамповки гранулированных алюминиевых сплавов.

При определении нормальных напряжений в характерных зонах пресс-формы (см. рис. 1) принимали, что в зонах 1 и 3 имеет место осесимметричное деформированное состояние [6], а в зоне 2 – плоское. При этом для зоны 1 использовали уравнение равновесия и приближенное условие пластичности [7] в виде:

$$\frac{dq_{rr}^{(1)}}{dr} + \frac{(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s}{h_2} = 0; \quad (11)$$

$$(p^{(1)} - \Delta p) - q_{rr}^{(1)} = \sigma_s, \quad (12)$$

где $p^{(1)}$ – нормальное напряжение на верхней границе зоны 1; σ_s – сопротивление деформации скомпактированного материала; Δp – удельное усилие, необходимое для преодоления напряжения среза на стыке зоны 1 и 2, зоны 2 и 3, а также напряжения трения на боковой поверхности матрицы:

$$\Delta p = \frac{(N_c^{(12)} + N_c^{(23)} + N_T^{(32)})}{\pi R_1^2 \nu_0}. \quad (13)$$

Из условия пластичности (12) следует, что:

$$\frac{dp^{(1)}}{dr} = \frac{dq_{rr}^{(1)}}{dr}. \quad (14)$$

Решая совместно уравнения (11) и (12), получили выражение для нормального осевого напряжения на границе зоны 1:

$$p^{(1)} = -\frac{(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s}{h_2} r + c. \quad (15)$$

Постоянную интегрирования определяли из условия, что на верхней границе зоны 1:

$$p_{cp}^{(1)} = p, \quad (16)$$

где p – удельное усилие выдавливания.

При неустановившемся процессе [8] (истечение металла в зону 2 только начинается):

$$p_H^{(1)} = \frac{N_c^{(01)} + N_a^{(1)} + N_T^{(1)}}{\pi R_1^2 \nu_0}. \quad (17)$$

При установившемся процессе (зоны 2, 3 и 4 полностью заполнены металлом)

$$p = (N_c^{(01)} + N_a^{(1)} + N_m^{(1)} + N_c^{(12)} + N_a^{(2)} + N_m^{(2)} + N_c^{(23)} + N_a^{(3)} + N_T^{(31)} + N_m^{(32)} + N_c^{(34)} + N_m^{(4)}) / \pi R_1^2 \nu_0. \quad (18)$$

Среднее напряжение, действующее по поверхности перпендикулярной оси z :

$$p_{cp}^{(1)} = \frac{1}{\pi R_1^2} \int_0^{2\pi} \int_0^{R_1} p r dr d\phi = -\frac{2(1 + \sqrt{3}\mu)R_1\tau_s}{3h_2} + c. \quad (19)$$

С учетом уравнения (16)

$$c = p + \frac{2(1 + \sqrt{3}\mu) \cdot R_1\tau_s}{3h_2}. \quad (20)$$

Подставив значение постоянной интегрирования из выражения (20) в уравнение (19), с учетом условия пластичности (12), получили выражения для расчета нормальных напряжений в зоне 1:

$$p^{(1)} = \frac{(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s}{h_2} \left(\frac{2}{3} R_1 - r \right) + p; \quad (21)$$

$$q_{rr}^{(1)} = q_{\phi\phi}^{(1)} = \frac{(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s}{h_2} \left(\frac{2}{3} R_1 - r \right) - \sqrt{3}\tau_s + p - \Delta p. \quad (22)$$

В рассматриваемом случае главные напряжения в зоне 1 могут быть представлены в виде

$$\sigma_{rr}^{(1)} = -q_{rr}^{(1)}; \quad \sigma_{\phi\phi}^{(1)} = -q_{\phi\phi}^{(1)}; \quad \sigma_{zz}^{(1)} = -p^{(1)}. \quad (23)$$

Приняв во внимание уравнение (16) и условие пластичности (12), нашли выражение для определения среднего гидростатического напряжения в зоне 1.

При установившемся процессе

$$\sigma = \frac{2(\sqrt{3}\tau_s + \Delta p)}{3} - p. \quad (24)$$

При неустановившемся процессе $\Delta p = 0$, $p = p_H^{(1)}$, тогда

$$\sigma = \frac{2\tau_s}{\sqrt{3}} - p_H^{(1)}. \quad (25)$$

Приняв $T = \tau_s$, оценили показатель напряженного состояния в зоне 1.

При установившемся процессе

$$K_y^{(1)} = \sigma / T = 2 / \sqrt{3} + (2\Delta p / 3 - p) / \tau_s. \quad (26)$$

При неустановившемся процессе

$$K_H^{(1)} = \sigma / T = 2 / \sqrt{3} - p_H^{(1)} / \tau_s. \quad (27)$$

В зоне 2 осевая деформация отсутствует, то есть имеет место плоское деформированное состояние. Для определения нормальных напряжений в этой зоне использовали уравнение равновесия и условие пластичности в виде

$$\frac{dq_{rr}^{(2)}}{dr} + \frac{2\sqrt{3}\mu\tau_s}{h_2} + \frac{q_{rr}^{(2)} - q_{\phi\phi}^{(2)}}{r} = 0, \quad (28)$$

$$q_{rr}^{(2)} - q_{\phi\phi}^{(2)} = 2\tau_s. \quad (29)$$

Решая совместно уравнения (28) и (29), получили:

$$q_{rr}^{(2)} = -2\sqrt{3}\mu\tau_s r / h_2 - 2\tau_s \ln r + c. \quad (30)$$

Постоянную интегрирования определяли из граничных условий:

$$\begin{aligned} q_{rr}^{(2)} \Big|_{r=R_1} &= q_{rr}^{(1)} \Big|_{r=R_1}, \\ c &= 2\sqrt{3}\mu\tau_s R_1 / h_2 + 2\tau_s \ln R_1 - \\ &-(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s R_1 / 3h_2 - \sqrt{3}\tau_s + p - \Delta p. \end{aligned} \quad (31)$$

Подставив значение постоянной интегрирования из уравнения (31) в выражение (30), получили уравнение для определения радиального напряжения в зоне 2:

$$\begin{aligned} q_{rr}^{(2)} &= -2\sqrt{3}\mu\tau_s (r - R_1) / h_2 - 2\tau_s \ln(r / R_1) - \\ &-(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s R_1 / 3h_2 - \sqrt{3}\tau_s + p - \Delta p. \end{aligned} \quad (32)$$

Из условия пластичности (29), с учетом выражения (32), определили тангенциальное напряжение в зоне 2:

$$\begin{aligned} q_{\phi\phi}^{(2)} &= -2\sqrt{3}\mu\tau_s (r - R_1) / h_2 - 2\tau_s \ln(r / R_1) - \\ &-(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s R_1 / 3h_2 - (2 + \sqrt{3})\tau_s + p - \Delta p. \end{aligned} \quad (33)$$

Главные напряжения в зоне 2 могут быть представлены в виде

$$\begin{aligned} \sigma_{rr}^{(2)} &= -q_{rr}^{(2)}; \quad \sigma_{\phi\phi}^{(2)} = \\ &= -q_{\phi\phi}^{(2)}; \quad \sigma_{zz}^{(2)} = -\frac{q_{rr}^{(2)} + q_{\phi\phi}^{(2)}}{2} \end{aligned} \quad (34)$$

Гидростатическое напряжение в зоне 2, с учетом условия пластичности (29) и соотношений (34), может быть представлено в виде

$$\sigma = \frac{\sigma_{rr}^{(2)} + \sigma_{\phi\phi}^{(2)}}{2} = \tau_s - q_{rr}^{(2)}. \quad (35)$$

Причем на выходе из зоны 2 ($r = R_2$) при установившемся процессе

$$\begin{aligned} \sigma &= 2\sqrt{3}\mu\tau_s (R_2 - R_1) / h_2 + 2\tau_s \ln(R_2 / R_1) + \\ &+(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s R_1 / 3h_2 + (1 + \sqrt{3})\tau_s - p + \Delta p. \end{aligned} \quad (36)$$

При неустановившемся процессе (зоны 3 и 4 не заполнены металлом)

$$\begin{aligned} p_n^{(2)} &= (N_c^{(01)} + N_\theta^{(1)} + N_m^{(1)} + \\ &+ N_c^{(12)} + N_\theta^{(2)} + N_T^{(2)}) / \pi R_I^2 v_0; \\ \Delta p_n^{(2)} &= \frac{N_c^{(12)}}{\pi R_I^2 v_0}. \end{aligned} \quad (37)$$

Гидростатическое напряжение на выходе из зоны 2 при неустановившемся процессе

$$\begin{aligned} \sigma &= 2\sqrt{3}\mu\tau_s (R_2 - R_1) / h_2 + 2\tau_s \ln(R_2 / R_1) + \\ &+(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s R_1 / 3h_2 + (1 + \sqrt{3})\tau_s - p_n^{(2)} + \Delta p_n^{(2)}. \end{aligned} \quad (38)$$

Таким образом, показатель напряженного состояния на выходе из зоны 2 при установившемся процессе

$$\begin{aligned} K_y^{(2)} &= \sigma / T = 2\sqrt{3}\mu(R_2 - R_1) / h_2 + 2\ln(R_2 / R_1) + \\ &+(1 + \sqrt{3}\mu)R_1 / 3h_2 + 1 + \sqrt{3} - (p - \Delta p) / \tau_s. \end{aligned} \quad (39)$$

При неустановившемся процессе

$$\begin{aligned} K_n^{(2)} &= \sigma / T = 2\sqrt{3}\mu(R_2 - R_1) / h_2 + 2\ln(R_2 / R_1) + \\ &+(1 + \sqrt{3}\mu)R_1 / 3h_2 + 1 + \sqrt{3} - (p_n^{(2)} - \Delta p_n^{(2)}) / \tau_s. \end{aligned} \quad (40)$$

Допустим, что в зоне 3, как и в зоне 1, имеет место осесимметричное деформированное состояние. Тогда, проинтегрировав уравнение (11) и определив постоянную интегрирования из условия $q_{rr}^{(3)} \Big|_{r=R_2} = q_{rr}^{(2)} \Big|_{r=R_2}$, можно получить выражение для радиального и тангенциального напряжений в зоне 3:

$$\begin{aligned} q_{rr}^{(3)} &= q_{\phi\phi}^{(3)} = -2\sqrt{3}\mu\tau_s (R_2 - R_1) / h_2 - 2\tau_s \ln(R_2 / R_1) - \\ &-(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s R_1 / 3h_2 - (1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s (r - R_2) / \\ &/h_2 - \sqrt{3}\tau_s + p - \Delta p. \end{aligned} \quad (41)$$

Условие пластичности для зоны 3 принимали в виде

$$q_{rr}^{(3)} - p^{(3)} = \sigma_s, \quad (42)$$

где $p^{(3)}$ – удельное усилие подпора, создаваемое силами трения на калибрующем пояске матрицы.

$$p_{cp}^{(3)} = -\frac{N_T^{(4)}}{\pi R_I^2 v_0}. \quad (43)$$

Из условия пластичности (42) и уравнения (41) следует, что

$$\begin{aligned} p^{(3)} &= -2\sqrt{3}\mu\tau_s (R_2 - R_1) / h_2 - 2\tau_s \ln(R_2 / R_1) - \\ &-(1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s R_1 / 3h_2 - (1 + \sqrt{3}\mu)\tau_s (r - R_2) / \\ &/h_2 - 2\sqrt{3}\tau_s + p - \Delta p. \end{aligned} \quad (44)$$

Причем, при $r = R_3$ (зона 3 полностью заполнена металлом)

$$p^{(3)} = p_{cp}^{(3)}.$$

Главные напряжения в зоне 3 могут быть записаны в виде:

$$\sigma_{rr}^{(3)} = -q_{rr}^{(3)}; \quad \sigma_{\phi\phi}^{(3)} = -q_{\phi\phi}^{(3)}; \quad \sigma_{zz}^{(3)} = -p^{(3)}. \quad (45)$$

Принимая во внимание уравнение (43) и условие пластичности (42), можно записать выражение для определения среднего гидростатического напряжения в зоне 3.

При установившемся процессе

$$\sigma = -2\tau_s / \sqrt{3} - p_{cp}^{(3)}. \quad (46)$$

При неустановившемся процессе $p_{cp}^{(3)} = 0$ (истечение металла в зону 4 только начинается)

$$\sigma = -2\tau_s / \sqrt{3}. \quad (47)$$

Отсюда показатель напряженного состояния при установившемся процессе

$$K_y^{(3)} = \sigma / T = -2 / \sqrt{3} - p_{cp}^{(3)} / \tau_s \quad (48)$$

При неустановившемся процессе

$$K_n^{(3)} = \sigma / T = -2 / \sqrt{3} \quad (49)$$

Анализ напряженного состояния, возникающего в процессе выдавливания, и результаты исследования макроструктуры полученных полуфабрикатов показали, что на свободной поверхности деформируемого металла при заполнении зоны 2 возникают растягивающие напряжения, которые приводят к появлению микротрещин в верхней части стенок штампуемых изделий. Создание схемы напряженного состояния с преобладанием сжимающих напряжений могло бы способствовать повышению ресурса пластичности металла и устранению такого рода дефектов [9].

С этой целью пресс-форму [3] (см. рис. 1) снабдили размещенным в нижней части основной матрицы сменным кольцом, внешний диаметр которого равен внутреннему диаметру основной матрицы, а внутренний диаметр совпадает с внутренним диаметром дополнительной матрицы (рис. 2) [11]. Кольца изготавливали из алюминиевого сплава, близкого по химическому составу к материалу гранул.

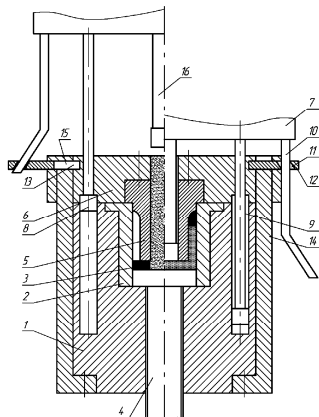


Рис. 2. Пресс-форма для выдавливания полых изделий из гранул алюминиевых сплавов: 1 – нижняя плита; 2 – основная матрица; 3 – сменное кольцо; 4 – нижний пуансон; 5 – дополнительная матрица; 6 – верхняя плита; 7 – траверса; 8 – тяги верхней плиты; 9 – направляющие; 10 – клин-пальцы; 11 – наклонные отверстия; 12 – ползуны; 13 – горизонтальные пазы; 14 – тяги нижней плиты; 15 – горизонтальные отверстия; 16 – верхний пуансон

Наличие такого кольца привело к появлению усилия подпора при выдавливании сбрикетированных гранул из дополнительной матрицы в основную и создало более благоприятную схему напряженного состояния с преобладанием сжимающих напряжений, препятствующих возникновению микротрещин. В результате применения

пресс-формы со сменными кольцами стала ненужной дополнительная операция по отбочке верхней части пресс-изделия и повысилась на 7–8% выход годного.

В конструкции пресс-формы [3] предусмотрен пакет тарельчатых пружин для создания противодавления при предварительном уплотнении гранул в брикет. При горячей деформации тарельчатые пружины подвергались воздействию высоких температур, что достаточно быстро приводило их в негодность из-за потери упругих свойств. Замена пружин требовала остановок в работе пресс-формы. В конструкции пресс-формы [11] необходимость в тарельчатых пружинах отпала, так как нужное по величине противодавление обеспечивает сменное кольцо. Сокращение остановок пресс-формы для замены пружин позволило повысить производительность процесса на 2–3%.

Список литературы

1. Влияние схемы напряженного состояния на пластичность компактированного гранулированного алюминиевого сплава / А.И. Колпашников, А.П. Петров, А.С. Кирьянич и др. // Изв. АН СССР. Металлы. 1983. № 3. с. 99–102.
2. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1986. 688 с.
3. А.с. 1109261 СССР, МКИЗ В22F3/02, В30В15/02. Пресс-форма / Н.В. Шепельский, В.И. Белокопытов, Н.А. Грищенко, В.В. Купоросов (СССР). – № 3596053/22 – 02: заявл. 27.05.83; опубл. 23.08.84, Бюл. № 31.
4. Корнилов В.Н., Белокопытов В.И., Русов И.Г. Аналитическая оценка коэффициента бокового давления при сжатии пористого металлического материала в контейнере // Обработка металлов давлением: между. сб. Вып. 15. Свердловск: Изд-во УПИ им С.М. Кирова, 1988. С. 52 – 56.
5. Гун Г.Я. Теоретические основы обработки металлов давлением. М.: Металлургия, 1980. 456 с.
6. Овчинников А.Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах. М.: Машиностроение, 1983. 200 с.
7. Унсков Е.П. Инженерные методы расчета усилий при обработке металлов давлением. М.: Mashiz, 1955. 280 с.
8. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1977. 424 с.
9. Богатов А.А., Мижирский О.И., Смирнов С.В. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением. М.: Металлургия, 1984. 144 с.
10. Горбунов Ю.А., Усолтцев С.В., Белокопытов В.И. Закономерности изменения сопротивления деформации высокопрочных гранулируемых сплавов при их переработке в полуфабрикаты // Тез. докл. II Всесоюз. науч.-техн. конф. по металлургии гранул. М., 1987. С. 98–99.
11. Евразийская патентная организация. Пресс-форма / В.И. Белокопытов; заявитель Сибирский федеральный университет. Заявка на изобретение. – № 201101101 / 26. Приоритет от 19.08.11.

Bibliography

1. Effect of tension on plasticity of compacted granular aluminum alloy / A.P. Kolpashnikov, A.P. Petrov, A.S. Kirilyanich, etc. // Izv. USSR Academy of Sciences, Metals, 1983. № 3. P. 99–102.
2. Kolmogorov V.L. Mechanics of metal forming. M.: Metallurgy, 1986. 688 p.
3. A.s. 1109261 USSR, MKIZ B22F3/02, B30B15/02. Press mold / N.V. Shepelsky, V.I. Belokopytov, N.A. Grishenko, V.V. Kuporosov (USSR). – № 3596053/22 – 02: appl. 27.05.83; publ. 23.08.84, Bull. № 31.
4. Kornilov V.N., Belokopytov V.I., Rusov I.G. Analytical estimation of lateral pressure coefficient in compression of porous metal in container // Metal Forming: Interuniversity Collection. № 15. Sverdlovsk: U PI named after S.M. Kirov, 1988. P. 52–56.
5. Gun G.Ya. Fundamentals of metal forming. M: Metallurgy, 1980. 456.
6. Ochinikov A.G. Fundamentals of impact press extrusion. M: Mashinostroenie, 1983. 200 p.
7. Unskov E.P. Engineering methods of plastic theory in metal forming. Moscow: Mashiz, 1955. 280 p.
8. Storozhev M.V., Popov E.A. Theory of metal forming. M.: Mashinostroenie, 1977. 424 p.
9. Bogatov A.A., Mizhiritsky O.I., Smirnov S.V. Ductility in metal forming. M.: Metallurgy, 1984. 144 p.
10. Gorbunov Yu.A., Usoltsev S.V., Belokopytov V.I. Common factors of change in strain resistance of extra high tensile granulating alloy in processing in half-finished product // Abstracts of the 2nd Scientific-Technical Conference of Granular Metallurgy. M., 1987. P. 98–99.
11. The Eurasian Patent Organization. Press mold / V.I. Belokopytov; applicant Siberian Federal University. An application for invention. № 201101101 / 26. Author's Priority 19.08.11.

УДК 621.771.016

Румянцев М.И., Шубин И.Г., Митасов В.С., Насонов В.В.

СРАВНЕНИЕ МЕТОДОВ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ДЕФОРМАЦИОННОГО УПРОЧНЕНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ АВТОМАТИЗИРОВАННОМ ПРОЕКТИРОВАНИИ РЕЖИМОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ

В статье рассмотрены различные подходы к прогнозированию деформационного упрочнения сталей при холодной прокатке с учётом их химического состава. Произведено сравнение общезвестных методов и нейронных сетей. В результате сравнения выявили большую способность нейронных сетей к аппроксимированию и прогнозированию деформационного упрочнения в зависимости от химического состава стали.

Ключевые слова: деформационное упрочнение, нейронные сети, холодная прокатка, автоматизированное проектирование.

The article shows different approaches to the prediction of strain-hardening of steels during cold rolling in accordance with their chemical composition. There was a comparison of commonly known approaches and neural networks. As the result of comparison greater ability of neural networks for approximation and prediction of strain hardening variation with chemical composition has been determined.

Key words: strain hardening, neural networks, cold rolling, computer-aided design.

Автоматизированное проектирование является эффективным методом синтеза режимов прокатки с учётом многофакторности процесса. При этом реализуемость и результативность разработанного режима прокатки в значительной мере определяется точностью математической модели системы «стан-полоса», которая, в свою очередь, определяется точностью математических моделей различных элементов данной системы. Среди таких, частных, моделей важное место занимает модель сопротивления металла пластической деформации.

Применительно к холодной прокатке, в соответствии с современными представлениями [1,2] сопротивление деформации оценивается пределом текучести с учетом деформационного упрочнения, скорости деформации и температуры металла:

$$\sigma_u = \bar{\sigma}(\varepsilon_\Sigma) K_u K_T, \quad (1)$$

где ε_Σ – суммарное относительное обжатие от толщины подката H до толщины на выходе из очага деформации h ; $\bar{\sigma}(\varepsilon_\Sigma)$ – усреднённое значение предела текучести в очаге деформации с учётом упрочнения; K_u и K_T – коэффициенты влияния скорости и температуры.

Коэффициенты влияния скорости и температуры вычисляются с использованием аналитических выражений, а составляющая $\bar{\sigma}(\varepsilon_\Sigma)$ определяется с использованием значений предела текучести на входе в очаг деформации σ_0 на выходе из него σ_1 , которые, как правило, рассчитываются по эмпирическим формулам. Учитывая известный характер кривой упрочнения, эмпирические формулы строят по экспериментальным данным преимущественно на основе степенных зависимостей. Так, в отечественной теории прокатки широко распространение получила формула А.В. Третьякова [3,4]:

$$\sigma_1 = \sigma_H + a\varepsilon_\Sigma^b, \quad (2)$$

где σ_H – предел текучести стали в ненаклёпанном состоянии; a и b – коэффициенты, значения которых представлены в справочных данных либо для каждой марки стали, либо для группы марок.

Второе слагаемое зависимости (2) отображает приращение предела текучести относительно недеформированного состояния при обжатии на величину ε_Σ . В зарубежных исследованиях [5-7] применяется аппроксимация непосредственно кривой упрочнения $\bar{\sigma} = K \bar{\varepsilon}^m$. Здесь $\bar{\sigma}$ и $\bar{\varepsilon}$ – истинное напряжение и логарифмическая деформация, а K и m – константы деформируемого материала. При использовании в качестве характеристики обжатия величины ε_Σ уравнение кривой упрочнения можно записать следующим образом:

$$\sigma_1 = C_\sigma \varepsilon_\Sigma^n, \quad (3)$$

Сравнение результатов аппроксимации кривых упрочнения различных марок стали [8] показало, что зависимости вида (3) обеспечивают более точное отображение взаимосвязи $\sigma_1(\varepsilon_\Sigma)$. Для них показатель достоверности аппроксимации R^2 находится в пределах 0,956-0,997 при среднем значении 0,979. Аппроксимации тех же данных в виде зависимости (2) характеризуются значениями R^2 от 0,825 до 0,997 при среднем значении 0,914.

Зависимости вида (2) или (3) с конкретными значениями входящих в них коэффициентов, как и графики для конкретных марок стали [9], не всегда соответствуют особенностям химсостава даже традиционных марок, выплавляемых на различных предприятиях. Для новых марок стали, например высокопрочных для автомобилестроения, проблема применимости известных уравнений возрастает в ещё большей степени, поскольку на каждом металлургическом предприятии, в связи с особенностями сталеплавильных агрегатов, а также оборудования цехов горячей и холодной прокатки, требуемые служебные свойства проката достигаются за счет заметно отличающихся композиций химсостава. Поэтому является актуальной задача отображения деформационного упрочнения с учетом содержания различных химических элементов в стали. Решение этой задачи позволит также

повысить точность и достоверность расчета сопротивления металла деформации, в случае необходимости разрабатывать режимы холодной прокатки марок стали, для которых кривые упрочнения не известны.

Для решения указанной задачи сравнили такие методы прогнозирования, как множественный регрессионный анализ и нейронные сети. При этом использовали массив из 135 наблюдений, включающий данные работы [10] и данные, полученные нами для высокопрочных сталей. Описательные статистики массива представлены в **таблице**.

Описательные статистики массива исходных данных

Параметр	Среднее значение	Минимум	Максимум	Стандартное отклонение
e, %	38,07	0,00	80,00	25,47
C, %	0,1461	0,070	0,280	0,0659
Mn	0,5982	0,280	1,610	0,3479
Si	0,2154	0,010	1,050	0,2934
Cr	0,2220	0,030	0,920	0,2672
Ni	0,1145	0,030	0,920	0,2166
V	0,0051	0,000	0,060	0,0158
Ti	0,0413	0,000	0,540	0,1347
Al	0,0015	0,000	0,020	0,0053
Cu	0,6828	0,000	9,130	2,2663
Nb	0,0022	0,000	0,030	0,0079
S	0,0236	0,009	0,039	0,0096
P	0,0132	0,008	0,022	0,0047
$\sigma_{0,2}$, МПа	688,6	260,0	1110,0	189,2

Регрессионный анализ выполняли в программе «STATISTICA» с помощью инструмента «Общие регрессионные модели» методом включения переменных, что позволило учесть квадратичные эффекты и обеспечить статистическую значимость коэффициентов регрессии. Для параметров уравнения (2) получили:

$$\begin{aligned} \sigma_{0,2} = & 889,8 + 842,58C^2 + 1352,6Si - 1948,6Si^2 - \\ & - 3646,2Mn + 1317,4Mn^2 - 98111,0S^2 + \\ & + 15785,3P - 915397,4P^2 + 3455,6Cr - 7488,0Cu^2 - \\ & - 5439,0Ti^2 - 4624821,IV^2 + 5497119,6Nb \\ (R^2 = & 0,999; F_p = 60428,6; F_{95} = 1,83). \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} a = & -157,66 + 842,58C^2 - 802,63Si + 3462,83Si^2 + \\ & + 516,11Mn - 619,71Mn^2 - 1601,8P + \\ & + 78,51Cr + 755,4Ni^2 + 2015,76Cu - 9259,82Cu^2 - \\ & - 2386,75Ti^2 + 4274,49Al \\ (R^2 = & 0,999, F_p = 4339,29 F_{95} = 2,01). \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} b = & -1,91C - 1,42Mn - 29,31S + 167,21P - 5567,83P^2 + \\ & + 11,39Cr - 11,44Cr^2 + 6,91Ni + \\ & + 13,64Cu - 87,75Cu^2 - 13,89Ti - 4867,39Al^2 \\ (R^2 = & 0,999 F_p = 75687,4 F_{95} = 1,83). \end{aligned} \quad (6)$$

Для степенной зависимости (3):

$$\begin{aligned} C_{\sigma} = & -168,3 - 1198,8C + 5715,5C^2 + 590,3Si - \\ & - 283,7Mn + 38938,0S - 521264,0S^2 - \\ & 2741,1P + 643,7Cr^2 - 2442,9Ni + 225,7Cu + \\ & + 4745,4Ti + 4739,IV \\ (R^2 = & 0,999 F_p = 1501652,8 F_{95} = 1,83). \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} n = & 0,42 - 0,3C^2 - 0,35Si + 0,19Mn^2 - 3,73S + \\ & + 33,3P - 1020,45P^2 - 5,07Ni + \\ & + 54,62Ni^2 - 2,37Cu + 9,73Cu^2 - 144,14Ti^2 - 9,77Nb \\ (R^2 = & 0,999 F_p = 2041,4 F_{95} = 2,01). \end{aligned} \quad (8)$$

Кроме того, аппроксимируя кривые упрочнения всех рассмотренных марок стали одновременно с учётом и химсостава, и суммарного обжатия, получили

$$\begin{aligned} \sigma_1 = & 564,98 + 11,86\epsilon_2 - 0,073\epsilon_2^2 + 4866,8C^2 + \\ & + 1004,8Si - 884,8Mn + 11367,3Cr^2 + \\ & 6975,0Ni^2 - 2,82 \cdot 10^7 V^2 - 2,66 \cdot 10^4 Ti^2 - \\ & - 1141,8Cu + 3277551,4Nb + 58930,7S - 404265,1P \\ (R^2 = & 0,9909, F_p = 509,99 F_{95} = 1,83) \end{aligned} \quad (9)$$

В зависимостях (4)–(9) ϵ_2 – накопленная степень деформации, %; C, Si, Mn, Cr, Ni, V, Ti, Cu, Nb, S, P – массовые доли химических элементов, %; F_p и F_{95} – расчётное и табличное (при доверительной вероятности 95%) числа Фишера.

Для нейросетевого прогнозирования деформационного упрочнения программа автоматизированного проектирования режимов холодной прокатки [8] была дополнена модулем настройки и обучения нейронной сети, который позволяет подбирать нужную архитектуру и гибко настраивать сеть соответственно решаемой задаче. С учётом известного опыта [11–13] была выбрана сеть типа MLP (многослойный перцептрон), состоящая из трёх слоёв, а в качестве обучающего алгоритма – алгоритм BFGS (квазиньютоновский алгоритм со сложностью вычисления, пропорциональной количеству весовых коэффициентов) [14, 15]. Окно модуля приведено на **рис. 1**.

В результате обучения сети на исходном массиве данных получили следующие характеристики точности: среднеквадратическая ошибка обучения сети составила 1,47 МПа, максимальная абсолютная ошибка обучения – 4,78 МПа, коэффициент множественной детерминации $R^2 = 99,996\%$, коэффициент корреляции $r = 0,999$. Соотношение экспериментальных и прогнозируемых значений в соответствии с различными подходами приведено на **рис. 2**.

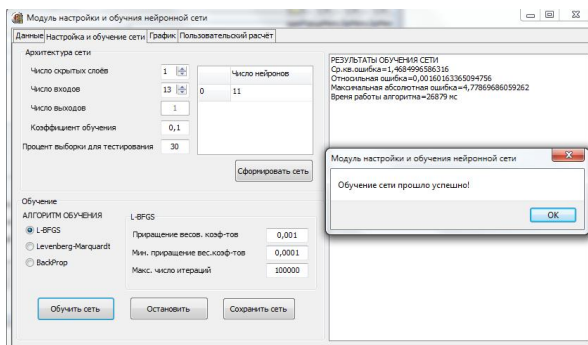


Рис. 1. Интерфейс программы

Из рис. 2 видно, что отклонение пределов текучести, рассчитанных по зависимости (2), от экспериментальных данных заметно больше, чем по формуле (3). Значения пределов текучести, полученные на основе формулы (9), достаточно хорошо согласуются с данными, полученными экспериментальным путём, однако в диапазоне 200-300 МПа, который соответствует исходному пределу текучести, отклонение составляет 80-120 МПа. Данный факт свидетельствует о невозможности применения зависимости (9) для расчётов, так как это повлечёт за собой значительное увеличение ошибки расчёта энергосиловых параметров в первой клетке.

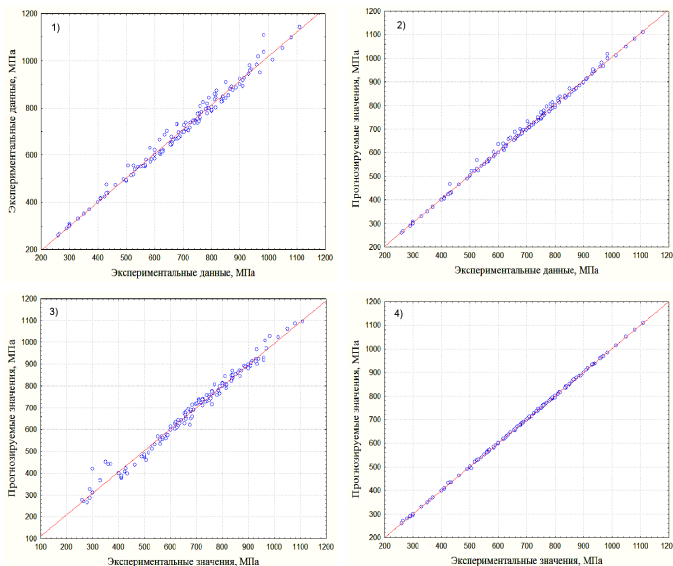


Рис. 2. Соотношение экспериментальных и прогнозируемых значений

На рис. 3, а и б приведены кривые упругения стали марок 10 и DP600, построенные на основании экспериментальных данных и результатов прогнозирования. Из рис. 3, а следует, что разница между значениями предела текучести, полученными по зависимости (2), пропорциональна величине суммарной деформации. Максимальное расхождение составляет 62,7 МПа при наколенной деформации 80%. Разность между данными, полученными по зависимости (3), и экспериментальными составляет не больше 5,5 МПа. Линия, построенная при помощи нейросетевого прогнозирования, полностью совпадает с линией, соответствующей экспериментальным данным.

Из рис. 3, б видно, что кривая упругения, построенная по данным нейронной сети в точности повторяет экспериментальные данные. Минимальное расхождение результатов прогноза с экспериментальными данными наблюдается также при использовании степенной зависимости (3). Формула (2) в диапазоне суммарных обжатий 0-40% даёт результаты, близкие к экспериментальным, однако при $\epsilon_{\Sigma} > 40\%$ ошибка возрастает пропорционально величине обжатия.

Сравнение опытных данных и результатов, полученных по различным зависимостям для стали DP600, показало, что формула (3) в диапазоне суммарной деформации 5-20% даёт заниженные значения, максимальное расхождение составляет 45 МПа. Данное расхождение несущественно, так как при прокатке на стане обжатие в первой клетке может колебаться в пределах 15-50%, то есть вносимая погрешность является несущественной. Разница опытных и расчётных значений по методике Третьякова становится существенной при $\epsilon_{\Sigma} > 40\%$ и ошибка увеличивается пропорционально суммарной деформации. Данный факт свидетельствует о возможных погрешностях при использовании данной методики при расчётах энергосиловых параметров последних проходов при тонколистовой прокатке, суммарные обжатия при которой достигают 80-85%.

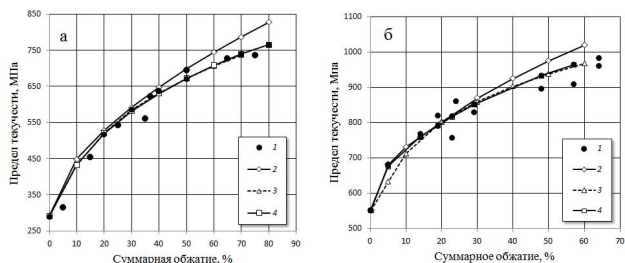


Рис. 3. Кривые упрочнения сталей: а – 10; б – DP600; 1 – экспериментальные данные; 2 – данные, полученные по зависимости (2); 3 – данные, полученные по зависимости (3); 4 – нейросетевое прогнозирование

На основе рассмотренных подходов к определению предела текучести при холодной прокатке в зависимости от химического состава стали и накопленной деформации можно сделать вывод о необходимости применения нейросетевого прогнозирования в системе автоматизированного режима холодной прокатки.

В инженерных расчётах рекомендуется использовать степенную зависимость (2). Значения, полученные по данной зависимости, имеют меньшее отклонение от экспериментальных, по сравнению с результатами, полученными по формуле (3), точность расчётов по которой уменьшается с увеличением суммарной деформации.

Список литературы

1. Сопротивление материала полосы при холодной прокатке / Васильев Я.Д., Коноводов Д.В., Деметриенко А.В. и др. // Изв. вузов. Чёрная металлургия. 2007. №1. С. 27–31.
2. Приходько И. Ю., Сергеев А.А. Сравнительный анализ и выбор зависимостей для определения сопротивления деформации при холодной прокатке стальных полос // Фундаментальные и прикладные проблемы чёрной металлургии: сб. науч. трудов ИЧМ НАН Украины. Вып. 11. Днепродзержинск: Визон, 2005. С. 142–154.
3. Автоматизированное проектирование и реализация технологии холодной прокатки электротехнической стали / А.П. Долматов, В.Н. Скороходов, В.П. Настич, А.Е. Челгов. М.: Наука и технологии, 2000. 448 с.
4. Кузнецов Л. А. Применение УВМ для оптимизации тонколистовой прокатки. М.: Металлургия, 1988. 304 с.
5. Valberg H. S. Applied Metal Forming: Including FEM Analysis. Cambridge University Press, New York, 2010. 465 p.
6. Хэнзель А., Шпиттель Т. Расчёт энергосиловых параметров в процессах

7. обработки металлов давлением : пер. с нем. М.: Металлургия, 1982. 360 с.
8. Томсен Э., Янг Ч., Кобаяши Ш. Механика пластических деформаций при обработке металлов. М.: Машиностроение, 1968. 504 с.
9. Румянцев М.И. и др. Моделирование процесса холодной прокатки с целью разработки технологий производства высокопрочного холоднокатаного проката для автомобилестроения // Совершенствование технологии в ОАО «ММК»: сб. науч. тр. №14. Магнитогорск, 2009. С. 322–332.
10. Третьяков А.В., Трофимов Г.К., Гурьянова М.К. Механические свойства сталей и сплавов при пластическом деформировании. М.: Машиностроение, 1971. 65 с.
11. Сигалов Ю.Б., Соколов Ю.И., Головкин А.И. Изменение механических свойств стали при холодной прокатке // Металлургия и Коксохимия. 1973. №3. С. 50–57.
12. Хайкин С. Нейронные сети: полный курс. 2-е изд. : пер. с англ. М.: Издательский дом «Вильямс», 2006. 1104 с.
13. Осовский С. Нейронные сети для обработки информации / пер. с польского И.Д. Рудинского. М.: Финансы и статистика, 2002. 344 с.
14. Гилл Ф., Моррей У. Практическая оптимизация : пер. с англ. М.: Мир, 1985. 509 с.
15. Freeman J., Skapura D. Neural networks: algorithms, applications, and programming techniques. London: Addison-Wesley Publishing Company, 1994. 414 p.

Bibliography

1. The resistance of the material strip in cold rolling / Vasilev J.D., Konovodov D.V., Demetrienko A.V. and others // Izvestiya vuzov. Chernaya Metallurgiya. 2007. № 1. С. 27–31.
2. Prikhodko I. Yu., Sergeenko A.A. Comparative analysis and choice of relations for determination of resistance to deformation during cold rolling of steel strips / Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy: ICHM of NAS of Ukraine. No. 11. Kiev: «Vizion», 2005. p. 142–154.
3. Computer aided design and implementation of cold rolling of electric steel / A.P. Dolmatov, V.N. Skorohodov, V.P. Nastich, A.E. Chelgov. M: Nauka I tehnologii. 2000. 448 p.
4. Kuznetsov, LA Application of IBM PC for optimization of sheet rolling. M.: Metallurgiya, 1988. 304.
5. Valberg H. S. Applied Metal Forming: Including FEM Analysis. New York: Cambridge University Press, 2010. 465 p.
6. Hensel, A., Shpittel T. Calculating of power parameters in the processes of metal forming: trans. from Germ., M: Metallurgiya, 1982. 360 p.
7. Thomsen E., Yang C., Kobayashi S. The mechanics of plastic deformation in metal processing. M: Mashinostroenie, 1968. 504 p.
8. Rummyantsev M.I., Mitasov V.S., Gorbunov A.V. Modeling cold-rolling process to develop technologies for high-strength cold-rolled steel for the automotive industry. Improvement of technology in the JSC «ММК». № 14. Magnitogorsk. 2009. p. 322–332.

ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ

УДК [621.771.25:669.14.018.29]:001.891.54

Долгий Д.К., Корчунов А.Г., Барышников М.П.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА СТАБИЛИЗАЦИИ ВЫСОКОПРОЧНОЙ ХОЛОДНОДЕФОРМИРОВАННОЙ АРМАТУРЫ

Статья посвящена исследованию процесса стабилизации высокопрочной арматуры больших диаметров. В ходе работы, описанной в статье, было выполнено моделирование процесса стабилизации и проведены лабораторные испытания. В ходе исследований установлены условия возможности осуществления процесса стабилизации, а также зависимость механических свойств от усилия натяжения при стабилизации.

Ключевые слова: высокопрочная арматура, стабилизация, железобетонные шпалы, моделирование, механические свойства, технологические режимы, испытания на растяжение, усилие натяжения, температура нагрева.

This article focuses on the analysis of the stabilization of high-strength reinforcement of large diameter. In the work described in this paper were carried out laboratory tests and modeling of the stabilization process. The studies established the conditions for the possibility of the stabilization process, as well as the dependence of mechanical properties of the tension force stabilization.

Key words: high-strength fittings, stabilization, concrete sleepers, modeling, mechanical properties, technological modes, tensile test, tensile force, heating temperature.

В настоящее время высокопрочная арматура является одним из наиболее востребованных видов метизной продукции. Высокопрочная арматура применяется для изготовления ответственных видов предварительно напряженных железобетонных конструкций, применяемых для строительства зданий, мостов, железобетонных шпал и др. Однако на отечественном рынке метизов наблюдается дефицит высокопрочной арматуры с повышенным комплексом физико-механических свойств, что обусловлено, с одной стороны, отсутствием промышленных технологий ее производства, а с другой – модернизацией заводов по производству железобетонных конструкций. Эффективность применения предварительно напряженных железобетонных конструкций, например железобетонных шпал, в значительной мере определяется физико-механическими характеристиками напрягаемой арматуры. С этой точки зрения возникает необходимость в разработке новых режимов производства арматуры, позволяющих обеспечивать повышенный уровень ее механических свойств [1].

В технологическом процессе производства высокопрочной арматуры ответственного назначения ключевой операцией является операция стабилизации. Сущность данной операции заключается в одновременном механическом натяжении арматуры и ее термической обработке (отпуск). При этом по литературным данным напряжение натяжения арматуры варьируется в пределах от 20 до 80% от значения временного сопротивления разрыву металла в холодном состоянии. Температура отпуска находится в пределах от 250 до 420°C. При достижении определенных усилий натяжения начинает происходить пластическая деформация металла. Такое одновременное воздействие термической обработки и натяжения, приводящего к небольшой деформации металла (до 5%), принято называть стабилизацией. Стабилизация арматуры обеспечивает получение высокого комплекса механических свойств в сочетании с высокой ре-

лакционной стойкостью.

Изменение свойств в результате стабилизации связывают с упрочнением дислокационной структуры холоднодеформированного металла – полигонизацией. Кроме того, следует учитывать, что при отпуске под натяжением, как и при обычном отпуске, происходят процессы деформационного старения и возврата. В результате старения дислокации блокируются образующимися облаками примесных атомов углерода и азота, и тем самым пределы упругости и текучести металла возрастают, а внутренние напряжения релаксируют замедленно. Однако значительно большую релаксационную стойкость, полученную в ходе стабилизации, следует объяснить совершенным выравниванием распределения напряжений по сечению и значительно большим снижением их абсолютной величины при одновременном воздействии температуры отпуска и нагрузки по сравнению с раздельным влиянием этих технологических факторов [2-4].

В настоящее время в условиях ОАО «Магнитогорский метизно-калибровочный завод «ММК-МЕТИЗ» ведется освоение технологии изготовления высокопрочной стабилизированной арматуры диаметром 10 мм [3]. Для производства данной продукции завод приобрел линию стабилизации ISF-5 фирмы Mario Frigerio (Италия), предназначенную для совмещения операций нанесения периодического профиля и отпуска под натяжением [5]. Натяжение высокопрочной арматуры осуществляется за счет расасованности скоростей вращения двух пар тянущих кабестанов. Нагрев до заданной температуры осуществляется в индукционной печи. Процесс отпуска под натяжением регулируется тремя основными технологическими параметрами: температура нагрева, усилие натяжения и скорость обработки. Исходной заготовкой при стабилизации является проволока диаметром 10 мм из стали марки 80P после патентирования и волочения с суммарной степенью деформа-

ции 56%. В настоящее время в литературе отсутствуют теоретически обоснованные технологические режимы операций производства стабилизированной арматуры больших диаметров из высокоуглеродистых марок стали. Имеющиеся сведения относятся к арматуре диаметром 3-5 мм. Поэтому требуется проведение обширных исследований для изучения и разработки режимов стабилизации высокопрочной арматуры больших диаметров.

Для определения усилия натяжения, необходимого для пластической деформации высокопрочной арматуры при стабилизации, проводили моделирование процесса в среде DEFORM – 2D. Для исследования изменения механических свойств получаемой продукции при различной степени деформации в ходе стабилизации был проведен комплекс лабораторных исследований процесса. Для получения адекватных результатов моделирования процесса стабилизации высокопрочной арматуры в среде DEFORM – 2D необходимо знать значения механических свойств материала при температуре обработки. В связи с этим были проведены испытания на разрыв образцов высокопрочной арматуры из стали марки 80P диаметром 10 мм при температуре 400°C по ГОСТ 1497-84 «Металлы. Методы испытаний на растяжение». Образцы высокопрочной арматуры нагревали в специально спроектированной оснастке до 400°C, выдерживали при данной температуре, затем вместе с оснасткой помещали в разрывную машину для проведения испытаний. Диаграмма растяжения представлена на рис. 1.

В результате проведенного эксперимента было установлено, что пластическая деформация материала начинается при достижении напряжения около 710 Н/мм². Это значение соответствует пределу текучести стали марки 80P при температуре 400°C. Поскольку для осуществления процесса стабилизации усилие натяжения должно превышать значение предела текучести материала при заданной температуре, то для стали марки 80P оно должно быть более 710 Н/мм².

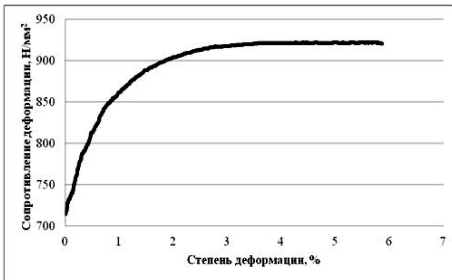


Рис. 1. Диаграмма растяжения стали марки 80P при температуре 400°C

Для моделирования процесса стабилизации механические свойства стали марки 80P, полученные в

ходе испытаний на растяжении при температуре 400°C, задавались табличным способом в виде кривой упрочнения. Натяжение кабестана моделировалось с использованием табличных значений в виде функции усилия натяжения от времени. Моделирование проводили для различных значений усилия натяжения, Н: 19600, 39200, 58800, 63700, 68600. Результаты моделирования приведены на рис. 2 и 3.

Из рис. 2 видно, что только при достижении усилия натяжения 58800 Н наблюдается небольшая пластическая деформация арматуры (0,8%). Это свидетельствует о том, что для рассматриваемых условий только при достижении указанного значения натяжения процесс можно считать действительно стабилизирующей.

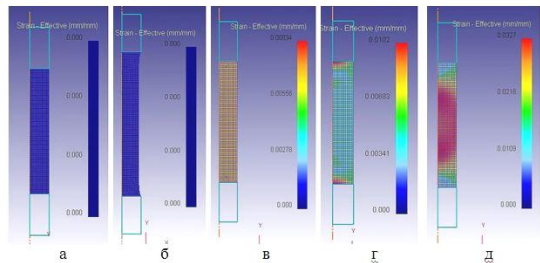


Рис. 2. Степень деформации металла при стабилизации высокопрочной арматуры для различных значений усилия натяжения, Н: а – 19600; б – 39200; в – 58800; г – 63700; д – 68600

Для определения возможности обрыва высокопрочной арматуры в ходе проведения стабилизации была проанализирована степень поврежденности металла при различных значениях усилия натяжения (см. рис. 3). Из рис. 3 видно, что степень поврежденности стали марки 80P возрастает с увеличением усилия натяжения при переходе в область пластической деформации материала. При этом максимальная степень поврежденности накапливается в центральной части образца и снижается ближе к периферийным областям образца.

Также было проанализировано распределение деформаций и максимальных действующих напряжений в поперечном сечении высокопрочной арматуры (от центральной оси образца к периферийным участкам). Анализ показал, что во всех случаях наблюдается практически равномерное распределение деформаций и максимальных действующих напряжений. В результате моделирования было определено усилие натяжения, необходимое для проведения стабилизации высокопрочной арматуры диаметром 10 мм при температуре 400°C. Было установлено, что с увеличением усилия натяжения возрастает вероятность обрыва арматуры (возрастает степень поврежденности металла).

На основании результатов моделирования были проведены испытания на растяжение образцов высокопрочной арматуры из стали марки 80P диаметром 10 мм при температуре 400°C в условиях, имитирующих процесс стабилизации. Испы-

тания проводились при различном усилии натяжения для того, чтобы придать образцам различную степень деформации (0,60 и 5,72%). После этого были проведены испытания на разрыв в холодном состоянии данных образцов для определения механических свойств. Результаты испытаний представлены в **таблице**.

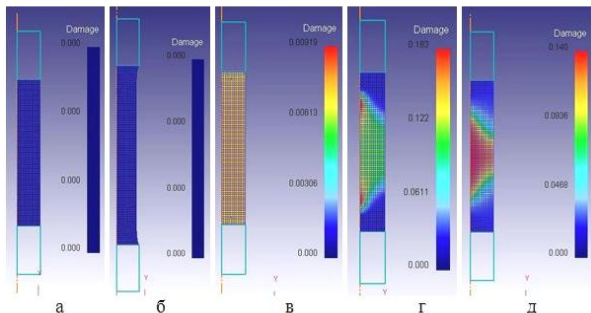


Рис. 3. Степень поврежденности металла при стабилизации высокопрочной арматуры при различном усилии натяжения, Н: а – 19600; б – 39200; в – 58800; г – 63700; д – 68600

Из приведенных в таблице данных следует, что при проведении стабилизации прочностные свойства стали марки 80P несколько понижаются по сравнению с исходным состоянием, при этом различная степень деформации практически не оказывает влияния на их изменение. Пластические свойства изменяются в большей степени. Относительное удлинение стали марки 80P в процессе стабилизации увеличивается в 4-5 раз по сравнению с исходным состоянием. При этом относительное удлинение уменьшается на 22% (относительная величина) при увеличении степени деформации с 0,60 до 5,72%.

Механические свойства образцов высокопрочной арматуры из стали марки 80P

Степень деформирования образца, %	Условный предел текучести $\sigma_{0.2}$, Н/мм ²	Временное сопротивление разрыву σ_b , Н/мм ²	Относительное удлинение δ_{10} , %
Исходное состояние	1456,37	1620,89	2,16
0,60	1380,98	1572,18	10,61
5,72	1417,41	1563,15	8,32

Результаты проведенных испытаний позволяют сделать предположение о том, что при стабилизации высокопрочной арматуры целесообразным является использование такого усилия натяжения, при котором будет обеспечиваться минимальная степень деформации.

Однако для определения рациональной степени деформации при проектировании режимов стабилизации необходимо знать ее влияние на изменение релаксационной стойкости готовой арматуры. Поэтому для назначения технологических режимов операции стабилизации высокопрочной арматуры необходимо проведение испытаний на релаксационную стойкость образцов высокопрочной арматуры после различных режимов стабилизации. Кроме того, остается открытым вопрос о рациональном сочетании технологических факторов операции стабилизации: усилия натяжения и температуры отпуска.

Работа проведена в рамках реализации комплексного проекта по созданию высокотехнологического производства, выполняемого с участием российской высшего учебного заведения (договор 13.G25.31.0061).

Список литературы

1. Лебедев В.Н. Опыт освоения производства высокопрочной стабилизированной арматуры для железобетонных шпал нового поколения // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2010. № 2. С. 74-77.
2. Юхвев И.А. Производство высокопрочной проволочной арматуры. М.: Металлургия, 1973. 264 с.
3. Никифоров Б.А., Харитонов В.А., Киреев Е.Н. Производство высокопрочной арматуры проволоки: учеб. пособие. Свердловск: УПИ им. С.М. Кирова, 1982. 96 с.
4. Бабич В.К., Гуль Ю.П., Долженков И.Е. Деформационное старение стали. М.: Металлургия, 1972. 320 с.
5. Лебедев В.Н., Корчунов А.Г., Чукин М.В. Производство высокопрочной стабилизированной арматуры для железобетонных шпал нового поколения // Металлург. 2011. №1. С. 75-79.

Bibliography

1. Lebedev V.N. Experience in the development of production of high-strength stabilized reinforcing for concrete sleepers a new generation // Vestnik MSTU of G.I. Nosova. 2010. Number 2. P. 74-77.
2. Yuhvets I.A. Production of high-strength wire reinforcement. M: Metallurgiya, 1973. 264 p.
3. Nikiforov B.A., Kharitonov V.A., Kireev E.N. Production of high-strength reinforcing wire: studies allowance. Sverdlovsk, UPI named S.M. Kirova, 1982. 96 p.
4. Babich V.K., Gyl Yu.P., Dolzenkov I.E. Deformation aging of steel. Moscow: Metallurgiya, 1972. 320 p.
5. Lebedev V.N., Korchunov A.G., Chukin M.V. Production of high-strength stabilized reinforcing steel for concrete sleepers of new generation // Metallurg. 2011. Number 1. P. 75-79.

УДК 539.234

Каменева А.Л., Караваев Д.М., Сошина Т.О.

ВЫЯВЛЕНИЕ КОЛИЧЕСТВЕННЫХ СООТНОШЕНИЙ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПЛЕНОК ZrN С ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ УСЛОВИЯМИ ИХ ФОРМИРОВАНИЯ МЕТОДОМ МАГНЕТРОННОГО РАСПЫЛЕНИЯ

Установлены закономерности изменения трибологических свойств и изнашивающей способности пленок на основе ZrN в процессе магнетронного распыления под влиянием технологических условий их формирования. Получены графики зависимостей указанных параметров, позволяющие оптимизировать процесс получения и прогнозировать свойства антифрикционных и износостойких пленок, максимально увеличить их эффективность.

Ключевые слова: технологические условия формирования, антифрикционные и износостойкие пленки на основе ZrN, магнетронное распыление, трибологические испытания пленок, оптимальный интервал технологических параметров.

The regularities of the change of tribological properties and wear ability of ZrN-based films during magnetron sputtering under the influence of technological conditions of their formation have been investigated. Diagrams of dependence of these parameters to optimize the process of obtaining and predict the properties of the anti-friction and wear-resistant films, to maximize their effectiveness were received.

Key words: technological conditions of formation, anti-friction and wear-resistant films based on ZrN, magnetron sputtering, tribological tests of films, the optimal range of process parameters.

Введение

Особенности формирования ионно-плазменных поликристаллических пленок, их фазовый состав, физико-механические и трибологические свойства, преимущественное направление кристаллографической ориентации определяются не только строением материала пленки, а в значительной степени технологическими условиями процесса ее осаждения, что доказывают многочисленные исследования ученых в области функциональных тонкопленочных покрытий (в дальнейшем пленок).

Целью настоящей работы является установление закономерностей изменения трибологических свойств: износостойких и антифрикционных (ИАС), изнашивающей способности пленок на основе ZrN под влиянием технологических параметров магнетронного распыления, структурного и дефектного состояния пленок; оптимизация технологического процесса и получение нанокристаллических пленок с уникальным комплексом свойств.

1. Методика проведения эксперимента

Пленки на основе ZrN на тестовых образцах из Ст3 и ВК8 получали магнетронным распылением (МР) одной мишени из циркония марки Э110 при варьировании одного из основных технологических параметров (ТП): мощности магнетронного разряда (N), напряжения смещения на подложке ($U_{см}$), давления газовой смеси (P), содержании азота в газовой смеси (N_2), расстояния мишень - подложка (L) после ионной очистки-нагрева поверхности и осаждения подложка из Zr. Микротвердость композиции пленка-подложка (H_{μ}^K) после технологического процесса осаждения пленки измеряли с использованием микротвердомера ПМТ-3. Трибологические свойства пленки: износостойкие: массовый износ (Δm), приведенный износ по массе I_{Π}^m и объему I_{Π}^V ; антифрикционные: коэффициент (f) и момент трения ($M_{тр}$); изнашивающую способность пленки по отношению к контртелу: диаметр пятна износа контртела (d_n), приведенный износ кон-

тртела по объему I_K^V определяли в соответствии с методиками работ [1, 2]. Скорость износа контртела (V^K) оценивали по отношению d_n к продолжительности испытания (740 с). Структурное состояние и дефектность поверхности сформированных пленок исследовали на автоэмиссионном электронном микроскопе Ultra 55. Оптимальные ТП осаждения пленок ZrN в процессе МР оценивали по оптимальному комплексу трибологических свойств пленки, структурному и дефектному состоянию пленок.

2. Результаты эксперимента и обсуждение

Величины микротвердости композиции пленка-подложка, трибологических свойств пленок на основе ZrN, закономерности их изменения в зависимости от ТП процесса осаждения МР приведены в **таблице** и на **рисунке** соответственно.

Результаты трибологических испытаний сформированных пленок ZrN показали, что изменение микротвердости H_{μ}^K в равной степени, как и отклонение ТП относительно их оптимальных значений, оказывает неоднозначное влияние на износостойкие и антифрикционные свойства пленки, ее изнашивающую способность по отношению к контртелу:

– с учетом динамики изменения трибологических свойств пленки. Уменьшение H_{μ}^K оказывает незначительное влияние на износ пленки при $N > 2,42$ кВт; $U_{см} < 60$ В и $N_2 > 35\%$. Скорость изменения износостойких и антифрикционных свойств пленки, ее изнашивающей способности по отношению к контртелу различна;

– с учетом величины трибологических свойств пленки. Уменьшение H_{μ}^K оказывает незначительное влияние на антифрикционные свойства пленки при $N > 2,42$ кВт; $U_{см} < 60$ В; 100 мм $< L < 140$ мм и $N_2 > 35\%$ и ее изнашивающую способность при $N > 2,42$ кВт; $U_{см} < 60$ В и $N_2 > 35\%$. Недопустимое отклонение ТП: $P > 1,0$ Па; $N_2 < 35\%$ и $U_{см} < 60$ В.

Уникальный комплекс трибологических свойств: $f=0,07$; $M_{тр}=0,09$ нм; $\Delta m=0,42$ мг; $I_{П}^m=0,16 \cdot 10^{-5}$ мгН⁻¹м⁻¹; $I_{П}^V=1,02 \cdot 10^{-4}$ мм³Н⁻¹м⁻¹; $d_n=0,44$ мм; $V^K=0,59 \cdot 10^{-3}$ ммс⁻¹ и $I_K^V=0,33 \cdot 10^{-8}$ мм³Н⁻¹м⁻¹ соответствует пленке, сформированной при оптимальном сочетании ТП: $P=1,0$ Па; $L=100$ мм; $N=2,09$ кВТ; $U_{см}=80$ В; $N_2=35\%$ и с максимальным значением $H_{\mu}^K=7,66$ ГПа.

Пленки, сформированные в узком интервале ТП: $2,09$ кВТ $< N < 2,42$ кВТ; 100 мм $< L < 140$ мм; $35\% < N_2 < 50\%$, $0,8$ Па $< P < 1,0$ Па; 60 В $< U_{см} < 80$ В, обладают удовлетворительным комплексом трибологических свойств: $H_{\mu}^K=3,18...7,56$ ГПа; $f=0,08...0,11$; $M_{тр}=0,10...0,13$ нм; $\Delta m=2,35...6,00$ мг; $I_{П}^m=0,90...2,29 \cdot 10^{-5}$ мгН⁻¹м⁻¹ и $I_{П}^V=8,62...15,8$ мм³Н⁻¹м⁻¹; $d_n=0,48...0,88$ мм; $V^K=0,65...1,19 \cdot 10^{-3}$ ммс⁻¹ и $I_K^V=0,90...5,23 \cdot 10^{-8}$ мм³Н⁻¹м⁻¹.

Результаты морфологических исследований поверхности пленок на основе ZrN, сформированных МР, показали, что при оптимальном сочетании ТП формируется нанокристаллическая пленка с минимальным размером кристаллитов, равномерно-зернистой поверхностной структурой с равноосными зернами, минимальной дефектностью и шероховатостью.

Трибологические свойства пленок на основе ZrN, сформированных МР

Технологические параметры	Материал подложки	H_{μ}^K , ГПа	Δm , мг	$I_{П}^m \cdot 10^5$, мг Н·м	$I_{П}^V \cdot 10^4$, мм ³ Н·м	$I_K^V \cdot 10^8$, мм ³ Н·м	d_n , мм	$V^K \cdot 10^3$, мм/с	f	$M_{тр}$, Н·м	
P, Па	0,8	Ст3	3,62	3,55	1,35	8,62	1,32	0,62	0,84	0,08	0,10
	1,0*	Ст3	7,66	0,42	0,16	1,02	0,33	0,44	0,59	0,07	0,09
	1,2	Ст3 ВК8	$\frac{3,12}{14,48}$	5,60	2,13	13,73	3,68	0,78	1,05	0,10	0,12
N, кВт	2,42	Ст3	4,73	5,25	2,00	12,77	2,22	0,63	0,85	0,08	0,10
	3,23	Ст3	4,53	5,90	2,25	14,62	2,56	0,75	1,01	0,10	0,13
U _{см} , В	40	Ст3	3,62	6,50	2,80	17,90	4,78	0,86	1,16	0,22	0,27
	60	Ст3	7,56	6,00	2,29	15,80	5,23	0,88	1,19	0,11	0,13
L, мм	120	Ст3	3,21	2,35	0,90	8,62	2,74	0,71	0,96	0,08	0,10
	140	Ст3	3,03	5,30	2,02	13,60	4,49	0,81	1,09	0,08	0,10
	160	Ст3	2,83	7,60	2,90	18,50	1,00	0,58	0,78	0,24	0,30
N ₂ , %	30	Ст3	3,42	11,90	4,53	18,90	7,78	0,97	1,31	0,25	0,31
	40	Ст3	3,58	4,60	1,75	11,20	0,90	0,48	0,65	0,08	0,10
	50	Ст3	3,18	5,65	2,15	14,40	1,26	0,61	0,82	0,10	0,12

*P=1,0 Па; L=100 мм; N=2,09 кВт; U_{см}=80 В; N₂=35%.

Графики зависимостей трибологических свойств пленок на основе ZrN от технологических параметров МР: а, б – давления газовой смеси; в, г – мощности магнетронного разряда; д, е – напряжения смещения на подложке; ж, з – расстояния мишень-подложка; и, к – содержания азота в газовой смеси

В узком интервале ТП: $2,09$ кВт $< N < 2,42$ кВт; 100 мм $< L < 120$ мм; $35\% < N_2 < 50\%$, $0,8$ Па $< P < 1,0$ Па; 60 В $< U_{см} < 80$ В формируется поликристаллическая пленка с плотной столбчатой подструктурой, мелкозернистой поверхностной структурой, относительно невысокой дефектностью и шероховатостью.

Значительное увеличение/уменьшение ТП относительно их оптимальных значений приводит к увеличению дефектности и шероховатости формируемых пленок и многократному ухудшению трибологических свойств пленки.

Заключение

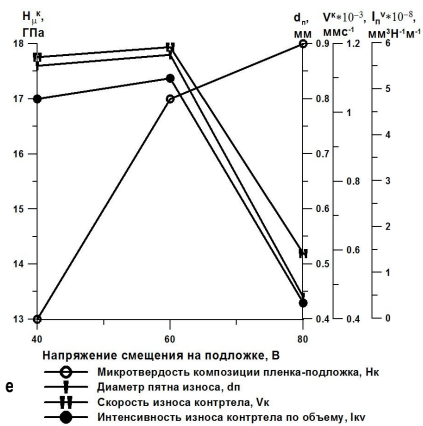
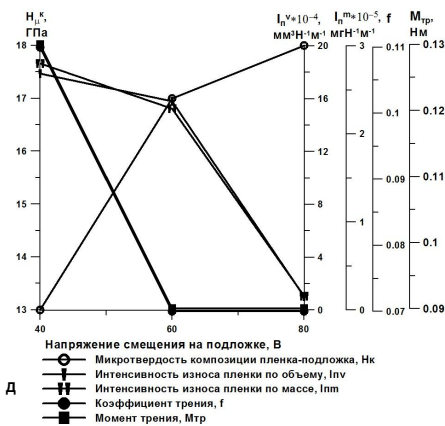
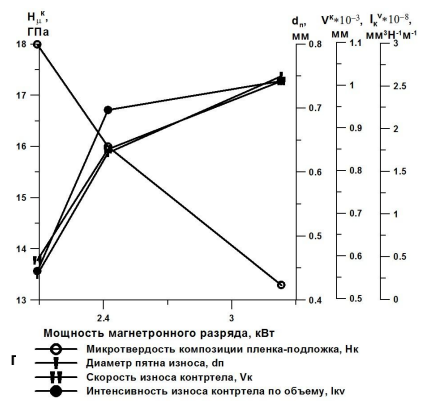
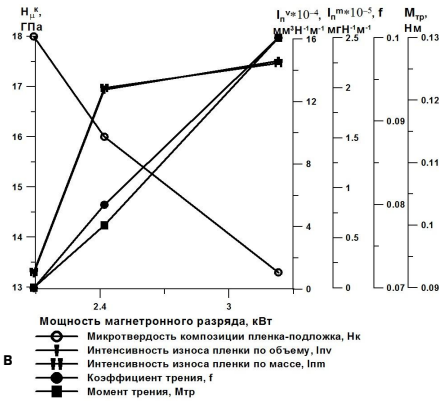
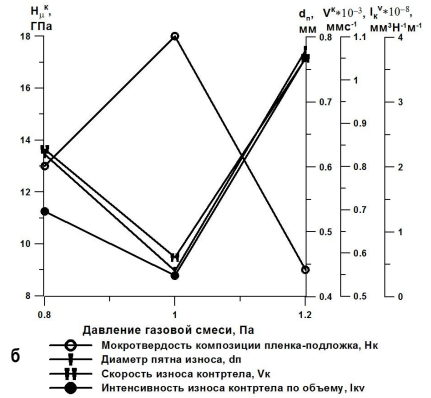
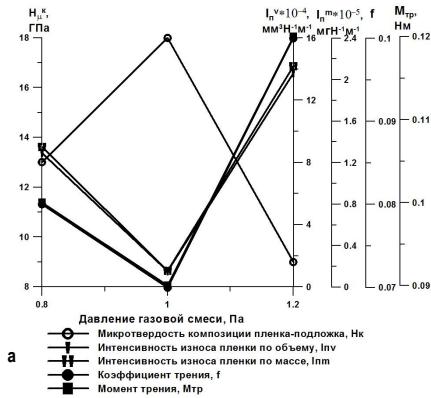
Установлены закономерности изменения трибологических свойств пленок на основе ZrN, формируемых МР, в зависимости от технологических условий формирования, структурного и дефектного состояния поверхности пленок.

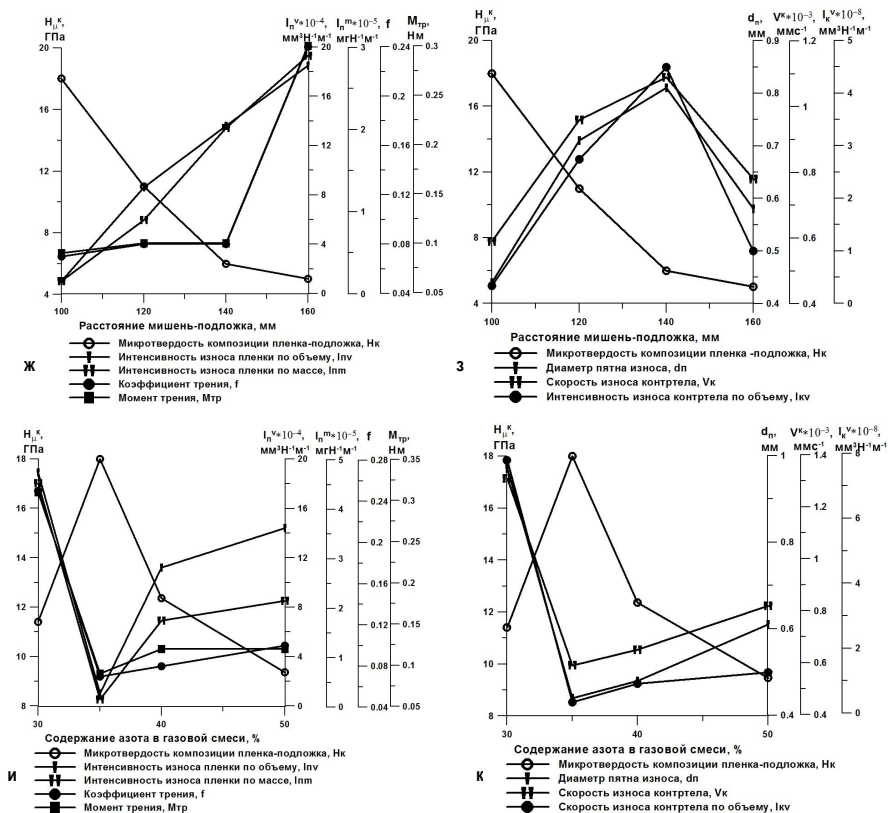
Оптимизирован технологический процесс и получены нанокристаллические пленки с уникальным комплексом ИАС: $f=0,07$; $M_{тр}=0,09$ нм; $\Delta m=0,42$ мг; $I_{П}^m=0,16 \cdot 10^{-5}$ мгН⁻¹м⁻¹ и $I_{П}^V=1,02 \cdot 10^{-4}$ мм³Н⁻¹м⁻¹ и минимальной изнашивающей способностью пленки по отношению к контртелу: $d_n=0,44$ мм; $V^K=0,59 \cdot 10^{-3}$ ммс⁻¹, $I_K^V=0,33 \cdot 10^{-8}$ мм³Н⁻¹м⁻¹.

Выявлено, что определяющими факторами работоспособности пленки в условиях воздействия контактных нагрузок и давлений в равной степени являются технологические условия осаждения, микротвердость пленки, структурное состояние и дефектность ее поверхностного слоя.

Установленные закономерности между технологическими параметрами магнетронного распыления, структурой и свойствами позволят получать пленки на основе ZrN различного практического применения с заданным комплексом трибологических свойств.

Авторы благодарят академика РАН, д.т.н. Анциферова В.Н. и д.т.н. Ханова А.М. за содействие в проведении экспериментальной части работы.





Графики зависимости трибологических свойств пленок на основе ZnN от технологических параметров МР: а, б – давления газовой смеси; в, г – мощности магнетронного разряда; д, е – напряжения смещения на подложке; ж, з – расстояния мишень-подложка; и, к – содержания азота в газовой смеси

Список литературы

- Петриж М.И., Штанский Д.В., Левашов Е.А. Современные методы оценки механических и трибологических свойств функциональных поверхностей // Материалы X Международной научно-технической конференции «Высокие технологии в промышленности России». М.: ЦНИТИ «Техномаш», 2004. С. 311-318.
- Каменева А.Л., Караваев Д.М. Улучшение трибологических характеристик пленок на основе ZnN путем оптимизации технологических условий процесса магнетронного распыления // Освоение минеральных ресурсов Севера: проблемы и решения: Тр. 9-й Междунар. науч.-практ. конф. (Воркута, 6-8 апреля 2011). Воркута: Филиал СПГИ (ТУ) «Воркутинский горный институт», 2011. С. 298-293.
- Замалетдинов И.И., Кичигин В.И., Каменева А.Л., Онянов А.А., Ключков А.Ю. Влияние покрытий ZnN, нанесенных магнетронным распылением, на коррозию сплава В68 // Коррозия: материалы, защита. Наука и технологии. 2011. № 11. С. 35-41.

Bibliography

- Petrjkh M.I., Shtanskiy D.V., Levashov E.A. Modern methods of assessing the mechanical and tribological properties of functional surfaces // Materials of XI International conference High Technology in Russian Industry. Moscow: CRTI «Technomash», 2004. p. 311-318.
- Kameneva A.L., Karavaev D.M. Improvement of the tribological characteristics of the films on the basis of ZnN by optimizing the processing conditions of the process of magnetron sputtering // Mineral resources of the North: problems and solutions: Proceedings of the 9th Int. scientific and practical. Conf. (Vorkuta, April 6-8, 2011). Vorkuta: Branch SPGGI (TU) «Vorkuta Mining Institute», 2011. p. 298-293.
- Zamaletdinov I.I., Kichigin V.I., Kameneva A.L., Onyanov A.A., Klochkov A.Y. The influence of coatings ZnN, deposited by magnetron sputtering, on the corrosion of the alloy V68 // Corrosion: materials protection. Univ. «Science and technology», 2011. № 11. p. 35-41.

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

УДК 621.771.25-426:621.78.08

Сычков А.Б., Завалишин А.Н., Перчаткин А.В.

СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЕ В КАТАНКЕ ПОВЫШЕННОЙ ДЕФОРМИРУЕМОСТИ ИЗ НИЗКОУГЛЕРОДИСТОЙ ЛЕГИРОВАННОЙ СТАЛИ Св-08Г2С С МИКРОДОБАВКАМИ БОРА

Исследовано влияние снижения содержания упрочняющих элементов в стали в пределах допустимых значений и дополнительного легирования бором на кинетику превращения, структуру и свойства в катанке для сварочной проволоки. Изменение химического состава стали и использование изотермической выдержки в процессе охлаждения на линии Стелмор в интервале 550–600 °С приводит к получению структуры без бейнитно-мартенситных фаз, что определяет возможность волочения катанки в проволоку без промежуточного отжига.

Ключевые слова: катанка, распад аустенита, структура, бейнит, мартенсит, пластичность.

The influence of reducing the amount of reinforcing elements in the steel in the range of valid values and additional boron alloying on the transformation kinetics, structure and properties of wire rod for welding wire was investigated. Changing of the chemical composition of steel and the use of isothermal exposure in the cooling process on the line Stelmor in the range 550–600 °C results in obtaining structure without bainite-martensite phases, which determines the possibility of drawing wire rod into wire without intermediate annealing.

Key words: wire rod, decomposition of austenite, structure, bainite, martensite, plasticity.

В сварочной индустрии при производстве корпусов речных и морских судов, сварке изделий различного общетехнического назначения широко применяется омедненная сварочная проволока диаметром 2.0–0.8 мм из низкоуглеродистой легированной стали марки Св-08Г2С. Однако при волочении на малый диаметр катанки диаметром 5.5–6.5 мм из этой стали необходима промежуточная термическая обработки, повышающая себестоимость проволоки. Поэтому целью и задачами исследования явились корректировка химического состава низкоуглеродистой легированной стали и разработка поточной термомеханической обработки катанки на линии Стелмор для безотжигового волочения сварочной проволоки.

Структура и механические свойства катанки из стали Св-08Г2С определяются количественным соотношением и морфологией её структурных составляющих, которые формируются в процессе охлаждения после прокатки. Известно [1–7], что наличие в структуре продуктов мартенситного и промежуточного превращений снижает деформируемость, повышает обрывность катанки при волочении в проволоку и требует использования промежуточного рекристаллизационного отжига. Проблему получения катанки с минимальным количеством мартенситной и бейнитной составляющих и свойствами, позволяющими проводить безотжиговое волочение, можно решить в совокупности, используя снижение содержания упрочняющих элементов (С, Мп, Si) до минимальных значений в пределах требований нормативной документации, дополнительным легированием бором и совершенствованием условий охлаждения после прокатки.

Бор двояко влияет на образование бейнитной и мартенситной составляющих структуры. С одной стороны, бор увеличивает устойчивость аустенита к распаду и способствует повышению количества бейнитно-мартенситных участков (БМУ), с другой стороны, введение бора в соотношении с азотом $B/N = 0.8 \pm 0.15$ связывает азот, снижая твердорастворное упрочнение феррита, повышая пластичность, а связанный бор не участвует в повышении прокаливаемости. Кроме того, введение бора при одновременном снижении содержания углерода, марганца и кремния приводит к уменьшению ликвации легирующих элементов, которая усиливает формирование БМУ. Учитывая, что влияние первого фактора уменьшается путем снижения скорости охлаждения после прокатки, можно ожидать положительное влияние бора на пластичность катанки [4, 8–11].

В качестве материала для исследования была выплавлена сталь марки Св-08Г2С, дополнительно легированная бором, с пониженным содержанием легирующих элементов в рамках марочного состава с учетом минусовых допусков, из которой получена катанка диаметром 5.5 мм (табл. 1).

Прокатку в проволочном блоке проводили со скоростью 100 м/с, температура после участка водяного охлаждения на виткообразователе линии Стелмор (фактически это температура аустенитизации) составила 950–970 °С, скорость транспортировки витков на роликном конвейере равнялась 0.09–0.12 м/с, время выдержки витков катанки под закрытыми теплоизолирующими крышками составило 20 мин, все блоки струйного охлаждения были отключены.

Таблица 1

Химический состав опытной плавки

Элемент	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	N	B	B/N	C _э	Mn _э
Опытная плавка	0.07	1.79	0.78	0.018	0.008	0.04	0.09	0.17	0.007	0.0084	1.20	0.566	2.104
Требования ГОСТ 2246	0.05-0.11	1.80-2.10	0.70-0.95	Не более					0.010	н.н.	н.н.	н.н.	н.н.
				0.030	0.025	0.20	0.30	0.25					

Примечание: н.н. – не нормируется.

В результате этого скорость на воздушном участке охлаждения соответствовала $0.30^{\circ}\text{C}/\text{с}$. Механические свойства катанки из опытной плавки после прокатки составили: $\sigma_b = 500\text{--}505\text{ МПа}$; $\sigma_T = 200\text{--}288\text{ МПа}$; $\delta_5 = 37\text{--}39\%$; $\Psi = 71\text{--}72\%$. Структура катанки после прокатки представляет собой смесь феррита (80–88%), перлита (8–13%) и БМУ (7–12%), при величине зерна феррита № 8–7 (рис. 1).

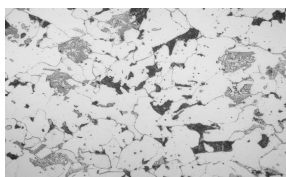


Рис. 1. Микроструктура исходной катанки, х500

Для определения необходимых скоростей охлаждения с целью предотвращения образования БМУ на dilatометрах АД-80 и МД-83 были определены температуры распада аустенита в стали Св-08Г2С со скорректированным химическим составом, приводящим к изменению температурно-временных интервалов превращения при охлаждении. Результаты исследования кинетики фазовых превращений при непрерывном охлаждении обобщены в виде ТКД и структурной диаграммы (рис. 2).

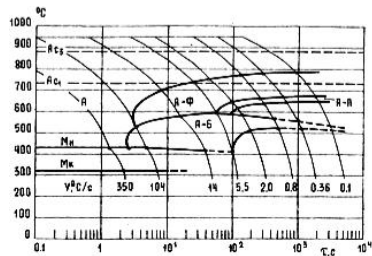
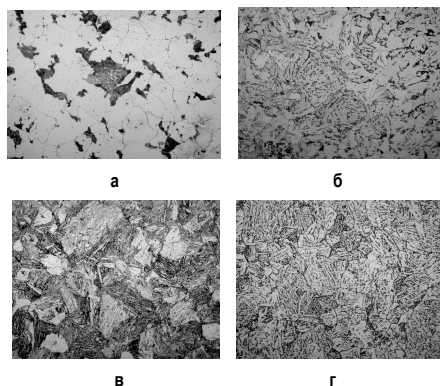
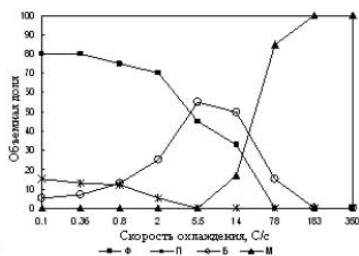


Рис. 2. ТермокINETическая (а) и структурная (б) диаграммы превращений аустенита в стали Св-08Г2С (C = 0.07%; Mn = 1.79%; Si = 0.78%, B = 0.0084%)

При малой скорости охлаждения до $0,8^{\circ}\text{C}/\text{с}$ основной структурной составляющей является феррит с небольшим количеством перлита и бейнита. Дальнейшее увеличение скорости приводит к увеличению бейнитной фазы и в конечном итоге к полностью мартенситной структуре (рис. 3). Таким образом, для стали мар-

ки Св-08Г2С с бором бейнитное превращение начинается при температуре $600\text{--}550^{\circ}\text{C}$, и область превращения значительно сдвинута вправо (время инкубационного периода примерно 30 с), что способствует образованию в стали бейнитных и мартенситных структур при меньших скоростях охлаждения по сравнению как со сталью 09Г2С, так и Св-08Г2С без бора, у которой инкубационный период не превышает 1 с.

Рис. 3. Микроструктура (х500) катанки из стали Св-08Г2С с бором после предварительной аустенитизации при температуре 950°C и последующего охлаждения со скоростью ($^{\circ}\text{C}/\text{с}$): а – 0.1; б – 5.5; в – 14.0; г – 350

ки наиболее приемлемым является обеспечение низкой скорости охлаждения катанки от температур аустенитного состояния до температур $600\text{--}550^{\circ}\text{C}$ и длительной выдержки при этой температуре для уменьшения количества БМУ.

Микротвердость dilatометрических образцов, охлажденных после предварительной аустенитизации со скоростями в интервале $0.1\text{--}350^{\circ}\text{C}/\text{с}$, приведена на рис. 4.

Для минимизации количества бейнитно-мартенситных участков и повышения деформируемости при



Рис. 4. Микротвердость дилатометрических образцов, охлажденных со скоростями 0.1; 0.36; 0.8; 2.0; 5.5; 14.0; 104.0; 350.0 °C/c (верхняя кривая – максимальное, нижняя – минимальное значения)

В связи с этим в лабораторных условиях было исследовано влияние изотермической выдержки на формирование структуры и свойств катанки из стали с бором. Для этого аустенизация образцов катанки проводили при температуре, максимально приближенной к температуре виткообразования – 950 °C, осуществляли выдержку при этой температуре в течение 5–10 мин (t_1) в первой печи, а затем изотермическую выдержку во второй печи (табл. 2).

Таблица 2

Режимы изотермической выдержки катанки

Номер образца	Изометрическая выдержка катанки	
	Время аустенизации, t_1 , мин и при $t_1 = 950^\circ\text{C}$	Изометрическая выдержка Температура t_2 , °C Время t_2 , мин
1	5	750 30
2	5	700 30
3	5	650 30
4	5	600 30
5	10	550 20
6	10	550 30
7	10	500 20
8	10	500 30

На контрольных образцах без изотермической выдержки микроструктура представляет собой смесь феррита – примерно 80%, БМУ – 6–11%, перлита – 9–14%. В отдельных участках большинства образцов наблюдается структурная полосчатость 0.5–2 балла и видманштеттова структура до 1 балла. Все образцы характеризуются разнородностью феррита по сечению в интервале 3–4 номеров.

Микроструктура в исследованных образцах, кроме образцов 4, 5 и 6, характеризуется значительным количеством БМУ и развитой структурной полосчатостью 2–4 балла (рис. 5).

В образцах 4, 5 и 6 БМУ отсутствуют, однако в осевой зоне образца 4 наблюдается существенная полосчатость в виде неравномерно чередующихся сплошных перлитных и ферритных полос с разнородностью до 4-х номеров, связанная, по-видимому, с ликвиацией. В образцах 5 и 6 полосчатость развита незначительно – 1.0–1.5 балла. В образцах 7 и 8 обра-

зуются БМУ размером до 10–20 мкм и находится до 5% остаточного аустенита. Механические свойства образцов катанки в зависимости от температуры изотермической выдержки представлены на рис. 6. Повышение прочностных свойств при увеличении температуры изотермической выдержки выше 600–650 °C связано с ростом БМУ.

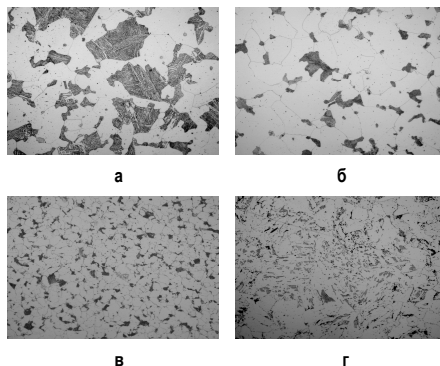


Рис. 5. Структура образцов катанки: а – образец 1, б – 4, в – 5, г – 7; х500

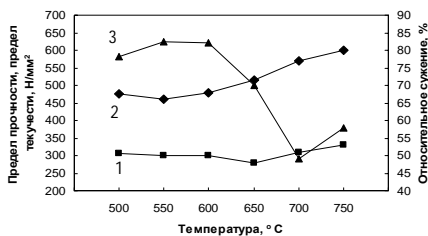


Рис. 6. Зависимость механических свойств катанки из стали Св-08Г2С с В от температуры изотермической выдержки: 1 – σ_t ; 2 – σ_b ; 3 – ψ

Таким образом, использование в процессе охлаждения катанки из борсодержащей стали Св-08Г2С изотермической выдержки в интервале температур 550–600 °C в течение 20–30 мин способствует формированию ферритно-перлитной структуры без БМУ и высокого комплекса механических свойств ($\sigma_b \leq 500$ МПа; $\psi \geq 75\%$), что достаточно для безотжигового волочения в сварочную проволоку.

Список литературы

1. Курдюмов Г.В., Утевский Л.М., Энтин Р.Н. Превращение в железе и стали. М.: Наука, 1977. 235 с.
2. Пикеринг Ф.Б. Физическое металловедение и разработка сталей. М.: Металлургия, 1982. 182 с.
3. Голованенко С.А., Фощштейн Н.М. Двухфазные низколегированные стали. М.: Металлургия, 1986. 207 с.
4. Структура и свойства катанки для изготовления электродов и сварочной проволоки/А.Б. Сычков, В.В. Парусов, А.М. Нестеренко, С.Ю. Жукова, М.А. Жигарев, А.В. Перчаткин, А.В. Перегудов, И.Н. Чуйко. Бендеры: Полиграфист, 2009. 608 с.

- Структурообразование в катанке из легированных сталей сварочного назначения / В.В. Парусов, И.Н. Чуйко, О.В. Парусов, М.Ф. Евсюков, А.Б. Сычков, М.А. Жигарев, А.В. Перчаткин. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2008. № 6. С. 47–49.
- Оценка технологичности переработки катанки из легированных сталей сварочного назначения на метизном переделе / В.В. Парусов, И.Н. Чуйко, О.В. Парусов, А.Б. Сычков, М.А. Жигарев, А.В. Перчаткин, С.Ю. Жукова // *Строительство, материаловедение, машиностроение: сб. науч. тр. Днепропетровск: ГИАСА*. 2009. Вып. 48. Ч. 2. С. 8–11.
- Нестеренко А.М., Сычков А.Б., Жукова С.Ю. Исследование причин разрушения при волочении катанки-проволоки из стали Sv-08Г2С // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2006. № 6. С. 60–63.
- Лякишев Н.П., Плинер Ю.Л., Лаппо С.И. Боросодержащие стали и сплавы. М.: *Металлургия*, 1986. 192 с.
- Frank A. R., Kirkcaldy A. The effect of boron on the properties of electric arc-sourced plain carbon wiredrawing qualities // *Wire Journal International*. 1998. № 5. P. 100–113.
- North Star Steel Texas's experience with boron additions to low-carbon steel / B. Yalamanchili, J. Nelson, P. Power, D. Lanham // *Wire Journal International*. 2001. № 11. P. 90–94.
- Новое применение бора в металлургии / В.В. Парусов, А.Б. Сычков, И.В. Деревянченко, М.А. Жигарев // *Вестник МГТУ им. Г.И. Носова*. 2005. № 1(9). С. 15–17.
- Kurdyumov G.V., Utevsky L.M., Entin R.N. The transformation in the iron and steel. Moscow: Science, 1977. 235 p.
- FB Pickering Physical Metallurgy and the development of steels. Moscow: *Metallurgy*, 1982. 182 p.
- Golovenko S.A., Fonshteyn N.M. Two-phase low-alloy steel. Moscow: *Metallurgy*, 1986. 207 p.
- Structure and properties of wire rod for the manufacture of electrodes and welding wire / A.B. Sychkov, V.V. Parusov, A.M. Nesterenko, S.U. Zhukova, M.A. Zhigarev, A.B. Perchatkin, A.B. Peregodov, I.N. Chuiko // *Benders: Polygraphist*, 2009. 608 p.
- Structure formation in the wire rod from alloyed steels welding purposes / V.V. Parusov, I.N. Chuiko, O.V. Parusov, M.F. Yevsyukov, A.B. Sychkov, M.A. Zhigarev, A.V. Perchatkin. *Metallurgical and Mining Industry*. 2008. № 6. С. 47–49.
- Evaluation of technological processing of welding purpose wire rod from alloyed steels in hardware redistribution / V.V. Parusov, I.N. Chuiko, O.V. Parusov, A.B. Sychkov, M.A. Zhigarev, A.V. Perchatkin, S.U. Zhukova // *Construction, materials engineering, mechanical engineering: Collection of scientific papers Dnepropetrovsk: PGASA*, 2009. No. 48. Part 2. p. 8–11.
- Nesterenko AM, Sychkov AB, Zhukova SU Investigation of the causes of the destruction during drawing of wire rod from steel Sv-08G2S. *Metallurgical and Mining Industry*. 2006. № 6. p. 60–63.
- Lyakishev NP, Pliener UL, Si Lappo Boron-containing steels and alloys. Moscow: *Metallurgy*, 1986. 192 p.
- Frank A.R., Kirkcaldy A. The effect of boron on the properties of electric arc-sourced plain carbon wiredrawing qualities // *Wire Journal International*. 1998. № 5. P. 100–113.
- North Star Steel Texas's experience with boron additions to low-carbon steel / B. Yalamanchili, J. Nelson, P. Power, D. Lanham // *Wire Journal International*. 2001. № 11. P. 90–94.
- A new application of boron in steel. V.V. Parusov, A.B. Sychkov, I.V. Derevyanchenko, M.A. Zhigarev. *Magnitogorsk: Journal of Magnitogorsk State Technical University*. 2005. № 1(9) P 15–17.

Bibliography

УДК 621.882:539.4.011.25

Герасимов В.Я., Парышев Д.Н., Герасимова О.В.

СРАВНЕНИЕ ВРЕМЕННОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ И КОЭФФИЦИЕНТА ЗАКРУЧИВАНИЯ ПРИ МЕХАНИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЯХ ВЫСОКОПРОЧНЫХ БОЛТОВ

Выполнена вероятностная оценка изменения временного сопротивления и коэффициента закручивания для высокопрочных болтов М22. Сравнение кривых теоретического и эмпирического распределения контролируемых параметров позволяет сделать вывод о возможности уменьшения количества болтов при их механических испытаниях от 36 до 26%.

Ключевые слова: высокопрочные болты, временное сопротивление, коэффициент закручивания, кривые распределения.

Probabilistic assessment of change of temporary resistance and twisting coefficient for high-strength bolts M 22 is carried out. Comparison of curves of theoretical and empiric distribution of controlled parameters lets us make a conclusion on probability to reduce the number of bolts at their mechanical testing from 36 to 26%.

Key words: high-strength bolts, temporary resistance, twisting coefficient, distribution curves.

В работе [1] показана взаимосвязь между основными характеристиками – временным сопротивлением σ_B и электропроводностью J металла, полученными для высокопрочных болтов М 22 из стали 40Х. В соответствии с хорошим согласованием для указанных характеристик можно применять оценку распределения других характеристик в вероятностном поле.

При силовом нагружении резьбовых изделий «болт – гайка» важной эксплуатационной характеристикой является коэффициент закручивания K , величина которого зависит от силы натяжки и диаметра резьбы (согласно ГОСТ Р 52643-2006).

В данном исследовании выполнена вероятностная оценка изменения временного сопротивления и коэффициента закручивания для высокопрочных болтов М 22. При этом определяются следующие параметры распределения: выборочное среднее и среднее квадратическое отклонение с учетом объема выборки [2].

Для построения теоретической кривой необходимо найти значения функции распределения в основных диапазонах.

Для эмпирической кривой распределения можно применять метод группировки с определением числа наблюдений n_i для каждого из шести диапазонов с определением их ширины по формуле $R=\Delta X/6$.

Для временного сопротивления получены следующие значения параметров распределения в логарифмических координатах: $a_1=3,094$; $\sigma_1=0,0082$; $R=0,0049$. Кривые теоретического и эмпирического распределения показаны на **рис. 1**. В целом получено хорошее согласование кривых с наибольшим заполнением вероятностного поля в основном диапазоне – до 64%.

Аналогичным образом выполнена статистическая обработка опытных данных для коэффициента закручивания. В этом случае получены следующие значения вероятностных параметров: $a = 0,169$; $\sigma = 0,0085$; $R=0,0058$; $y_0 = 47$; $y_1 = 28,2$; $y_2 = 6,60$. Кривые 1 и 2 теоретического и эмпирического распределения показаны на **рис. 2**. При этом эмпирическая кривая располагается ниже теоретической кривой, что согласуется с **рис. 1** для временного сопротивления.

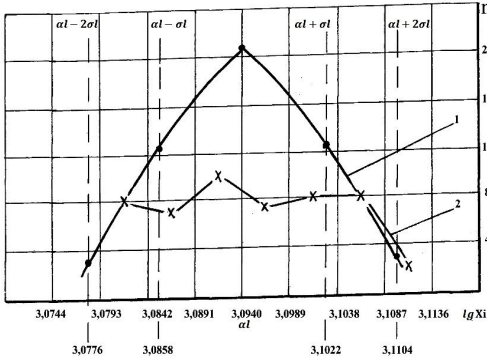


Рис. 1. Кривая теоретического (1) и эмпирического (2) распределения значений временного сопротивления в вероятностном поле

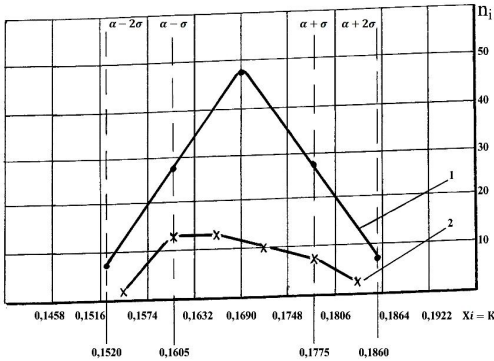


Рис. 2. Кривая теоретического (1) и эмпирического (2) распределения значений коэффициента закручивания в вероятностном поле

Дополнительную оценку изменения контролируемых параметров можно выполнить с помощью поля рассеивания (рис. 3).

Увеличение прочности болтов приводит к повышению коэффициента закручивания с интенсивностью от 0,27 до 0,46 (определяется по тангенсу угла наклона прямых линий).

На основании полученных результатов можно сделать следующие обобщения.

Кривые распределения для контролируемых параметров – временного сопротивления и коэффициента закручивания согласуются между собой и дают соответственно 64 и 74% заполнения вероятностного поля в основном диапазоне.

Можно регулировать значения коэффициента закручивания с помощью временного сопротивления для высокопрочных болтов, например, с обеспечением повышенных значений при увеличении их прочности.

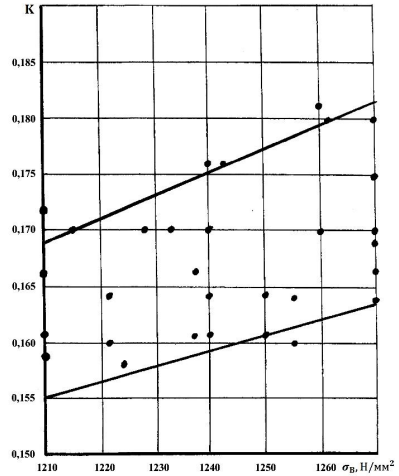


Рис. 3. Поле рассеивания значений коэффициента закручивания и временного сопротивления для высокопрочных болтов

Общий вывод заключается в том, что можно уменьшить количество болтов при проведении разрушающих механических испытаний на основании сравнительной оценки кривых теоретического и эмпирического распределения. Соответствующее уменьшение количества исследуемых болтов составляет в среднем от 36 до 26%. Это может дать значительный экономический эффект с учетом большого объема выпускаемых высокопрочных крепежных изделий и соответствующего этому количеству разрушающих механических испытаний.

Список литературы

1. Парышев Д.Н., Герасимов В.Я. Сравнение вероятностного поля для болтов по временному сопротивлению и электропроводности // Транспортное строительство. 2008. № 8. С. 14-15.
2. РД 50-398-83. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний. Планирование механических испытаний и статистическая обработка результатов: метод. указ. М.: Изд-во стандартов, 1984. 200 с.

Bibliographic

1. Paryshev D.N., Gerasimov V.Y. Comparison of probabilistic field for bolts according to temporary resistance and electro conductivity // Transportation construction. 2008. № 8. P. 14-15.
2. RD 50-398-83. Methodic guidelines: Calculations and strength testing in engineering. Methods of mechanic testing. Planning of mechanic testing and statistic processing of results. M., 1984. 200 p.

УДК 621.785.363:669.14

Корягин Ю.Д., Куликов А.А., Мирзаев Д.А.

ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ТВЕРДОСТЬ ИЗДЕЛИЙ, ПОЛУЧЕННЫХ МЕТОДОМ ЛИТЬЯ ПО ГАЗИФИЦИРУЕМЫМ МОДЕЛЯМ

Описаны режимы термической обработки для снижения твердости отливок, полученных методом литья по газифицируемым моделям. Подобраны температурно-временные параметры отжига. Представлены результаты испытания экономичных режимов отжига для получения заданных свойств отливок.

Ключевые слова: литье, отжиг, нормализация, отпуск, твердость, ударная вязкость.

The paper describes regimes of heat treatment to reduce the hardness of consumable pattern steel castings, selected time-temperature parameters of annealing and results of testing the economical annealing regimes producing required properties of castings.

Key words: casting, annealing, normalizing, tempering, hardness, impact toughness.

Введение

Отливки деталей часто подвергаются термической обработке с целью понизить твердость перед последующей механической обработкой или обеспечить определенный уровень прочности или ударной вязкости, если эта обработка является окончательной. Во всех случаях технологи стремятся выбрать из множества возможных режимов наиболее экономичный, с позиции затрат печного времени или производительности участка. Обширные исследования в этом направлении опубликованы в статьях [1–4].

В данной статье также представлены результаты работы по выбору экономичного режима термообработки, обеспечивающего минимальную твердость образцов стали 35Л, полученных литьем по газифицируемым моделям.

1. Материал и методика исследования

В качестве материала были использованы отливки из стали 35Л, изготовленные в цехе ЗАО «Технология-М». Здесь расплавленная сталь заливается в металлические формы, заполненные вспененным полистиролом $[-CH_2-CH(C_6H_5)-]_n$ и, передавая ему тепловую энергию, вызывает превращение полимера в газовую фазу с общей формулой C_nH_{2n+2} , где $n=1, 2, 3$ и т.д. Следует отметить, что под влиянием газа проявляется некоторое науглероживание стали, особенно заметное у поверхности отливки. При нарезании плоских образцов для исследований размерами $10 \times 15 \times 10$ мм одна из граней (широкая) образца расположена близко к поверхности реза; именно на ней твердость оказывалась заметно выше, чем на противоположной стороне, и это различие устойчиво сохранялось после почти всех обработок.

Твердость НВ измеряли с помощью прибора Бриггеля при нагрузке 3000 кгс на противоположных сторонах пластинок. Химический состав был определен методом спектрального анализа трех отливок, у которых изучен состав приповерхностных зон: 0,41–0,45%С; 0,84–0,61%Si; 0,72%Mn; 0,19–0,21%Cr и 0,09%Ni. Однако, если судить по твердости в центре отливок, среднее по объему содержание углерода составляет 0,33–0,37%. Структуру литых образцов (рис. 1) можно охарактеризовать в одном случае как ферритно-перлитную (рис. 1, а), а во втором (рис. 1, б) как структуру игольчатого феррита [4] (или бейнита), возникающую в условиях непрерывного охлаждения по дви-

говому, но диффузионному механизму.

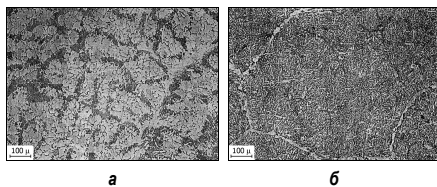


Рис. 1. Структура литой стали

Эта структура характеризуется более высокой прочностью и твердостью, чем ферритно-перлитная. Исследование структур было проведено с помощью оптического микроскопа Neophot-2. Измерения критических точек сталей осуществлялись по кривым нагрева и охлаждения (рис. 2), записанным на dilatометре Netzsch DIL 402С.

Ряд опытных режимов термической обработки отливок, направленных на снижение твердости, был реализован в электрической печи ПКЛ-1,2-12, снабженной датчиком и регулятором дискретных температур. Точность регулирования была не менее $\pm 0,5$ К. Скорость охлаждения образцов в выключенной печи составляет 420 К/ч, что приблизительно соответствует охлаждению промышленной партии отливок на воздухе (нормализации).

2. Результаты исследования и их обсуждение

2.1. Дилатометрия

Были записаны дилатограммы трех образцов, вырезанных из отливки, представленной для исследования. На рис. 2 показана типичная дилатограмма. При нагревании образцов со скоростью 10 К/ч начало образования аустенита наблюдалось при 755, 756 и 760°C, что на 35–40°C выше, чем для углеродистой стали. Образование аустенита заканчивалось при температурах 808, 822 и 829°C. Дальнейший нагрев до 900°C проводился уже в аустенитном состоянии. Затем следовало охлаждение со скоростью 10 К/ч, которое сначала также проходило в аустенитном состоянии (см. рис. 2), но затем наблюдалось превращение аустенита, на дилатограмме отмеченное переходом от ниспадающей линии к восходящей.

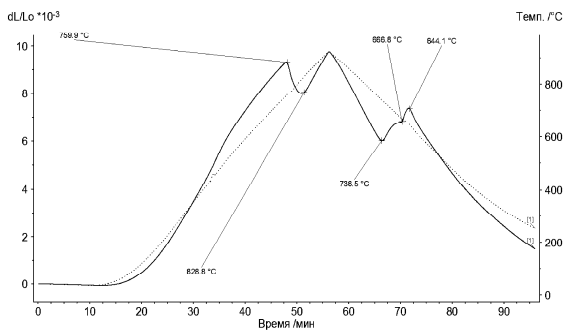


Рис. 2. Типичная дилатогрaмма нагрева и охлаждения образца стали 35Л

Соответствующая температура изгиба (минимумa) есть точка начала выделения феррита. Она равна для трех образцов 740, 748 и 738°C. Однако, как известно [4], распад аустенита проходит в две стадии по шкале температуры. Действительно, восходящая линия состоит из двух участков, разделенных перегибом. На первом участке происходит образование феррита, причем нераспавшийся аустенит обогащается углеродом. Второй участок рассматриваемой восходящей линии отражает образование перлита, причем как первая, так и вторая реакция распада сопровождаются увеличением объема образца. Температуры начала образования перлита у трех исследованных образцов несколько различаются и составляют 675, 682 и 667°C. Температура конца образования перлита есть та наивысшая точка, за которой кривая начинает резко опускаться вниз; она равна 655, 671 и 644°C. Таким образом, образование перлита в наших образцах происходит в температурном интервале 675–655, 682–671 и 667–664°C. Напомним, что для углеродистой стали выделение перлита начинается при температуре 723°C. В исследуемой стали температура образования перлита смещена вниз на 42–56°C под влиянием примесей, снижающих точку A_1 .

Важный результат проведенного исследования заключается в том, что можно повысить температуру изотермического отжига с 690–700 до 715–730°C, что и было использовано далее.

2.2. Отжиг без фазовой перекристаллизации

Как известно [1], некоторое снижение прочностных свойств дает отжиг перлитной структуры ниже A_1 . Для изучения возможности такой термообработки были проведены следующие эксперименты:

а) Образец № 3 был помещен в печь с температурой 700°C и выдержан 11 ч с перерывами на охлаждение и измерения твердости. В результате такого отжига твердость понизилась со 192/201 до 170/172 НВ (в форме дроби указаны значения твердости с двух сторон пластинки). Здесь же было проверено влияние предварительного низкотемпературного отжига при 350°C, 4 ч, на твердость отливок. По мнению авторов [1, 2], такой отжиг приводит к выделению водорода, а потому понижает твердость. В наших экспериментах влияние

такого отжига не проявилось.

б) Режим ступенчатого отжига: 740°C, 2 ч + 700°C, 5 ч с перерывами на измерения был изучен на образце № 4. В итоге твердость понизилась со 196/204 до 179/163 НВ, но на одной стороне она все же сохранила повышенное значение.

в) Термоциклический отжиг 750°C, 0,5 ч + 670°C, 0,5 ч + 750°C, 0,5 ч дал слабое снижение твердости от 194/182 до 187/170 НВ.

г) Изотермический отжиг при повышенной до 715°C температуре был изучен на трех образцах, отличающихся друг от друга уровнем исходной твердости, причем с противоположных сторон одного образца значения твердости также различались. Образцы были помещены в печь, нагретую до 715°C, и выдержаны сначала 2,5 ч, затем после охлаждения в печи и измерения твердости еще 2 ч и, наконец, 3,5 ч при третьей посадке. Характер изменения твердости при выдержках показан на рис. 3.

разцы были помещены в печь, нагретую до 715°C, и выдержаны сначала 2,5 ч, затем после охлаждения в печи и измерения твердости еще 2 ч и, наконец, 3,5 ч при третьей посадке. Характер изменения твердости при выдержках показан на рис. 3.

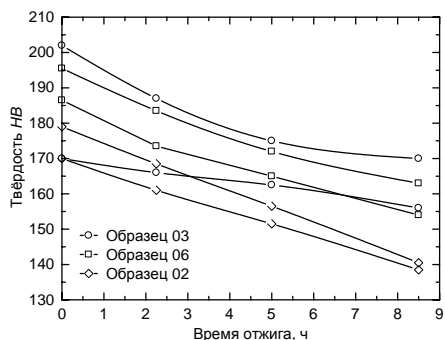


Рис. 3. Зависимость твёрдости образцов литой стали 35Л с различной исходной твёрдостью от длительности отжига при 715°C

После отжига 8,5 ч твердость понизилась с 210 до 170 НВ, а в случае низкой исходной твердости 170 НВ она уменьшилась до 140 НВ. Это означает, что самый экономичный способ понизить твердость отливок заключается в отжиге при 715–730°C. Такой эксперимент был проведен в цехе (отжиг при 735°C) и дал очень хороший результат: для реальной сажки литья твердость снизилась до 131–156 НВ. Однако вид микроструктуры с крупным зерном (см. рис. 1) вызвал некоторые сомнения в том, что ударная вязкость окажется достаточной для потребителя, хотя она обычно не входит в число сдаточных параметров. Так как ее величина возрастает при уменьшении твердости, то есть основания считать, что примененный отжиг не должен вызвать значительного снижения ударной вязкости. Учитывая вышесказанное, нами был изучен вариант термообработки, включающий фазовую перекристаллизацию.

2.3. Отжиг с фазовой перекристаллизацией

Многие авторы [1–3] рекомендуют нормализацию в качестве основного способа снижения твердости отливок. Однако эффект нормализации несомненно зависит от массы садки через скорость охлаждения. В наших экспериментах температура аустенизации была принята равной 900°C. Так как охлаждение образцов в выключенной печи в интервале температур от 800 до 600°C проходит со средней скоростью 7 К/мин, примерно такой же, как у промышленной садки литых деталей, перенесенных из печи на спокойный воздух, то имитация нормализации достигалась простым отключением электронагрева печи. Для изучения влияния нормализации, а затем отжига и более сложных обработок на твердость были проведены новые опыты.

1. Воздействие однократной нормализации (900°C, 30 мин + охлаждение) оказалось неудовлетворительным. Твердость понизилась с 215/207 до 192/177 НВ. Повторный эксперимент на новом образце дал сходный результат. Твердость уменьшилась с 232/225 в исходном состоянии до 197/181 НВ после нормализации.

2. Двукратная нормализация также не дала положительного результата. Исходная твердость 190/219 немного снизилась до 179/215 НВ после первой нормализации, а вторая нормализация также не привела к изменению твердости (187/201 НВ).

3. Вариант полного отжига при 900°C был смоделирован ступенчатым охлаждением через 10°C с выдержкой на каждой ступени 10 мин. Ниже 600°C охлаждение проводили с печью. Средняя скорость охлаждения оказалась равной 100 К/ч. Здесь достигнут один из наилучших результатов. Твердость отливок снизилась до 207/235 до 165/174 НВ. Положительная роль замедленного охлаждения проявилась здесь отчетливо. Но поскольку распад переохлажденного аустенита по первой ступени имеет два температурных интервала, соединенных между собой, причем в первом из них происходит выделение феррита, а во втором – образование перлита, то возникает вопрос: как повлияет на конечную твердость замедление или ускорение превращения в каждом из интервалов?

4. Были проведены эксперименты, в одном из которых образец, аустенизированный при 900°C в течение 20 мин, был относительно быстро охлажден в печи от 900 до 700°C за 22 мин, а затем проводилось его замедленное ступенчатое охлаждение с шагом 10°C и выдержкой 12 мин при каждой температуре в интервале перлитного распада. Ниже 600°C охлаждение проходило при выключенной печи. Второй образец, наоборот, медленно, с шагом 10°C и выдержками 17 мин, был охлажден в интервале 800–700°C, где проходит выделение феррита, а ниже 700°C его охлаждение проводили в печи. Оказалось, что у образца после первой обработки твердость снизилась с 202/217 до 166/176, а во втором случае – с 196/204 до 179/183 НВ. Отсюда следует вывод, что для достижения низкой твердости охлаждение должно быть замедленным в интервале формирования перлита.

Для двух образцов, один из которых был нормализован и имел твердость 197/181, а второй был подвергнут полному отжигу на твердость 165/174 НВ, был проведен дополнительный отжиг (отпуск) в течении

3 ч при 720°C. После этого твердость образцов, по существу, сравнялась, достигнув значения НВ163/170. Видимо, структура тонкопластинчатого перлита, полученная при нормализации, в ходе отжига разрушается быстрее, чем грубопластинчатый перлит исходного отжига. Поэтому отпуску нормализованных образцов было уделено значительное внимание.

5. Три образца были помещены в печь с температурой 900°C и выдержаны 1 ч, затем охлаждены в печи до комнатной температуры, вновь нагреты до 720°C и выдержаны последовательно 3 и 7 ч. Графики зависимости твердости от длительности отжига показаны на рис. 4.

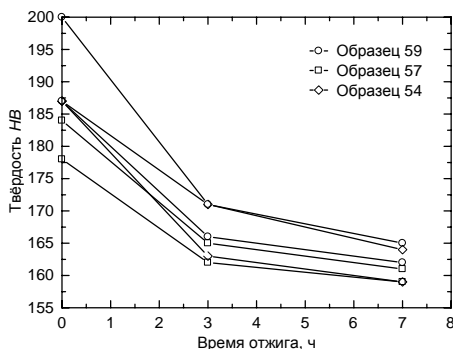


Рис. 4. Зависимость твердости образцов литой и нормализованной стали 35Л от длительности отжига при 720°C

Использованные образцы имели разную исходную твердость и между собой, и с двух сторон широкого основания каждого образца. Но уже после 3 ч выдержки твердость оказывается меньше 170, а после 7 ч отжига опускается ниже 165 НВ. По-видимому, нормализация от 900°C и 5–7-часовой отжиг при 720–730°C является наиболее экономичным режимом снижения твердости литых деталей в тех случаях, когда заказчик выдвигает требования структурной перекристаллизации для повышения ударной вязкости стали. Заметим, что охлаждение от 900°C не обязательно доводить до комнатной температуры; можно охладить садку до 630–600°C, когда превращение аустенита завершается, и сразу же нагреть до 720–730°C под отжиг.

Возможность использования изотермического отжига от температур выше A_{c3} рассмотрена во второй статье тех же авторов.

2.4. Закалка и отпуск

Закалка с отпуском редко используется в литейных цехах для снижения твердости отливок из-за опасений получить закалочные трещины в переходах у отливок сложной формы. Однако изучить влияние этого вида термообработки на твердость и ударную вязкость отливок представлялось важным. В опытах этого раздела были использованы образцы стали 35Л из трифидных проб, отлитых в обычные песчано-глинистые формы.

Сталь содержала 0,38%С; 0,34%Si; 0,47%Mn; 0,3%Cr; 0,3%Ni; 0,3%Cu и по 0,040–0,045%S и P. После кристаллизации и охлаждения из проб вытачивали цилиндрические заготовки и квадратные бруски для последующего изготовления разрывных и ударных образцов. Термическая обработка, различные режимы которой приведены в таблице, включала следующие операции:

а) нормализация (Н.): нагрев до 880°C и выдержка 2 ч вместе с промышленной партией изделий. Охлаждение проводилось на воздухе, но скорость охлаждения была в 2,5 раза меньше, чем указанная в предыдущих разделах, поэтому твердость после нормализации оказалась ниже;

б) закалка (З.) от 870°C с выдержкой 1,2 ч и охлаждением образцов в воде с температурой 50°C;

в) отпуск (О.) в течение 2 ч проводился при 215 (низкий), 475 (средний) и 640°C (высокий); охлаждение образцов осуществлялось на воздухе.

Результаты исследования, представленные в **таблице**, интересны в нескольких отношениях. Во-первых, видно, что высокий отпуск при 700°C литой структуры действительно увеличивает ударную вязкость. Во-вторых, после закалки и относительно высокого отпуска (640°C) ударная вязкость повышается до 45 Дж/см², а если предварительно сделать одноили двухкратную нормализацию, то до 94 Дж/см²; твердость при этом снижается до 158–166 НВ. Отметим, что температуру высокого отпуска можно поднять до 715–730°C, что позволит дополнительно уменьшить твердость. И, наконец, при варьировании температуры отпуска от 215 до 640°C и выше можно обеспечить изменение прочности, твердости и ударной вязкости в широких пределах так, чтобы удовлетворить требования потребителя.

Механические свойства образцов 35Л, подвергнутых термообработке по различным режимам

№ п/п	Режим термической обработки	$\sigma_{0.2}$, МПа	σ_a , МПа	δ , %	ψ , %	КСУ, Дж/см ²	НВ
1	Исходное литое состояние					6,5	270
2	Исх. + О. 700°C, 5 ч	295	600	11	15	22	169
3	Исх. + Н.	325	635	20,5	23,6	31	172
4	Исх. + Н. + Н.	340	615	21,2	22	37	170
5	Исх. + З. + О. 215°C	–	1590	–	–	13	460
6	Исх. + З. + О. 475°C	690	800	9	13	19	255
7	Исх. + З. + О. 640°C	405	620	16	64	45	158
8	Исх. + Н. + З. + О. 215°C	–	1350	–	–	20	390
9	Исх. + Н. + З. + О. 475°C	720	830	12	24	31	250
10	Исх. + Н. + З. + О. 640°C	300	550	19	27	80	162
11	Исх. + Н. + Н. + З. + О. 215°C	–	1270	–	–	6	34
12	Исх. + Н. + Н. + З. + О. 640°C	310	525	24	29	94	166

Общие выводы

1. Критические точки литых сталей типа 35Л могут быть значительно смещены относительно аналогичных точек углеродистых сталей под влиянием примесей (Si, Mn, Cr, Ni) и химической неоднородно-

сти. В исследованных сталях температура начала образования аустенита A_{c1} смещена вверх на 35–40°C, тогда как температуры начала образования феррита A_{f3} и перлита A_{f1} смещены вниз соответственно на 48–51 и 40–55°C.

2. Среди изученных режимов отжига литой стали без фазовой перекристаллизации оптимальным по длительности и энергозатратам является изотермический отжиг при температурах 715–735°C, причем длительность отжига можно сократить с 8 до 5 ч и менее при повышении температуры до 735°C. Однако такой отжиг не изменяет размер аустенитного зерна, а потому не может значительно снизить порог хладноломкости в случае ответственных изделий.

3. В том случае, когда заказчик выдвигает требование структурной перекристаллизации для повышения ударной вязкости стали, оптимальным режимом термической обработки является нормализация от 900°C и 5–7-часовой отжиг при 715–730°C (под точкой A_{c1} , но ни в коем случае не переходя ее). Охлаждение от 900°C не обязательно доводить до комнатной температуры; можно, охладив садку до завершения распада переохлажденного аустенита (630–600°C), сразу же нагреть ее до 715–730°C под отжиг.

4. Режия полного отжига, разумеется, также применим, но для его проведения требуются существенно большие затраты «печного» времени. Сокращение длительности отжига возможно за счет ускоренного охлаждения отливок в температурной области от 900 до 730°C, после чего необходимо замедленное охлаждение со скоростью не выше 10 К/ч.

5. Довольно эффективным способом снижения твердости отливок и увеличения ударной вязкости является закалка с отпуском, причем температура отпуска следует выбирать в зависимости от требуемого уровня механических свойств. Отпуск при 640°C и выше позволяет получить твердость ниже 160 НВ при уровне ударной вязкости выше 45 Дж/см².

Список литературы

1. Иванюшкин, И.П. Термическая обработка литой углеродистой стали 25Л и 20Л / И.П.Иванюшкин, К.Н.Куликова // Труды всесоюзного совещания. М.: Mashgiz, 1955. С. 225–238.
2. Иванюшкин, И.П. Выбор оптимального режима термической обработки / И.П.Иванюшкин, К.Н.Куликова // Улучшение качества отливок: сб. науч. тр. М.: Mashgiz, 1958. С. 86–94.
3. Передовая технология термической обработки. М.: Свердловск: Mashgiz, 1961. С. 16–26.
4. Иех, Я. Термическая обработка стали / Я. Иех. М.: Металлургия, 1979. С. 92–95.

Bibliography

1. Ivanyushkin, I.P. Heat treatment of cast carbon steels 25L and 20L / I.P. Ivanyushkin, K.N. Kulikova // Proceedings of the All-Union Conference. M.: Mashgiz, 1955. Pp. 225–238.
2. Ivanyushkin, I.P. Selection of an optimal heat treatment regime / I.P. Ivanyushkin, K.N. Kulikova // Improvement of the quality of castings. M.: Mashgiz, 1958. Pp. 86–94.
3. Advanced heat treatment technology. M.: Sverdlovsk: Mashgiz, 1961. Pp. 16–26.
4. Jech, J. Tepelné zpracování oceli / J. Jech. Praha: SNTL, 1977.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ И ОБОРУДОВАНИЕ

УДК 621.65.03

Кутлубаев И.М., Макаров А.Н., Мельников И.Т., Садыков В.Х.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИИ НАСОСА ДЛЯ ПЕРЕКАЧКИ ШЛАМОВ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО ПРОИЗВОДСТВА

Статья посвящена подходам к совершенствованию насосов для перекачки металлургических шламов. За счет конструктивных изменений обеспечивается повышение производительности и напора.

Ключевые слова: шламы, насос, металлургическое производство.

The article is devoted to approaches to improving pumps for metallurgical slurries. Due to design changes provided increased productivity and pressure.

Key words: Sludges, pump, metallurgical production.

В процессе металлургического производства образуются большие объемы шламов в электросталеплавильных и кислородно-конверторных цехах основным источником шламов являются электрофильтры, оснащенные периодической или непрерывной промывкой. Значительный объем шламов образуется при смыве окалины в цехах горячей прокатки. Все шламы перекачиваются в шламоохранилища с использованием грунтовых насосов высокой производительности. Возрастающие объемы производства определяют необходимость модернизации системы гидротранспортирования. При этом определяющим фактором является повышение эксплуатационных характеристик насосов.

В настоящее время на рынке достаточно широко представлены шламовые насосы различных фирм [1], обеспечивающих как высокую производительность, до 11 тыс.м³/ч, так и высокий технический ресурс деталей, подверженных абразивному и кавитационному износу. Однако высокая стоимость насосов, ремонтного комплекта к ним являются сдерживающими факторами для их широкого применения. Насосы, выпускаемые в России и Белоруссии, существенно уступают конкурентам по производительности и техническому ресурсу. В связи с этим актуальным является проблема совершенствования насосов отечественного производства.

Увеличение толщины стенок корпусных деталей в проточной части насоса находится в прямой зависимости с увеличением их срока службы. Именно по этому пути в основном идут известные зарубежные фирмы. Это в первую очередь касается внутреннего корпуса и бронедисков.

Кроме того, повышение технического ресурса деталей насоса может быть достигнуто за счет оптимизации химического состава сплавов, используемых для их изготовления, совершенствования технологии литья, применения различных способов упрочнения рабочих поверхностей и т.д. [2]. Однако за счет совершенствования конструкции можно одновременно наращивать и технический ресурс, и повышать паспортные характеристики землесосов.

Для типовой конструкции насоса 2 ГрТ 8000–71 (28 Гр–8Т) основными факторами, снижающими эксплуатационные показатели, являются: наличие пере-

токов внутри насоса, потеря герметичности в соединениях, использование гидроотжима.

Анализ конструкции позволил выявить основные причины снижения его эффективности. Основной причиной перетоков является наличие всасывающего патрубка, сопряженного одним торцом с подводящим трубопроводом, а другим – с рабочим колесом. Положение всасывающего патрубка определяется подводящим трубопроводом, а рабочего колеса, через вал, корпусом. Как следствие, возникает осевая и радиальная несоосность всасывающего патрубка с рабочим колесом. Между сопряженными торцами образуется значительный зазор. При этом располагается он в зоне пониженного давления. Результатом данного факта является значительный переток шлама через пространство между покрывным диском рабочего колеса и передним бронедиском и далее в зазор между всасывающим патрубком и торцом рабочего колеса.

Следствием перетока шлама, при значительной относительной скорости поверхностей образующих зазор, является их интенсивный износ. Результат – снижение напорной характеристика насоса. Для уменьшения влияния данного фактора в насосе создается встречный поток чистой воды, подаваемой в корпус, через специальный подвод, размещенный в зоне сопряжения. Расход чистой воды через гидроотжим составляет до 20% от подачи насоса.

Следующим существенным фактором является техническое решение, принятое в базовой конструкции шламового насоса, касающееся соединения переднего бронедиска с внутренним спиральным корпусом, осуществляемое по цилиндрической поверхности диаметром 2000 мм. Герметичность данного узла является невысокой. Только допуск на линейный размер каждой из соединяемых деталей составляет 1,1 мм (по 11 квалитету). Фактическая величина зазора достигает 2,5–3 мм. Попытки уплотнения с использованием различных материалов малоэффективны, т.к. при монтаже по цилиндрической поверхности длиной до 50 мм уплотнения не удерживаются в исходном положении. Кроме того, соединение находится в зоне максимального избыточного давления, что также способствует нарушению герметичности.

С целью повышения эксплуатационных характеристик была выполнена модернизация насоса [3]. В конструкцию внесены следующие качественные изменения:

1. Из конструкции насоса исключен подводящий патрубок. Реализована новая схема соединения подводящий трубопровод – корпус насоса. Соединение деталей в проточной части осуществляется по торцевым поверхностям в последовательности: подводящий трубопровод – передний брондиск – рабочее колесо. Это обеспечивает базирование переднего брондиска и рабочего колеса по общей детали – корпусу насоса. При этом уменьшается длина колеса в осевом направлении, что ведет к уменьшению консоли и способствует уменьшению нагрузки на подшипники.

2. Сопряжение переднего брондиска и внутреннего корпуса осуществляется по конической поверхности.

3. Обеспечение гидравлических щелевых уплотнений в подвижных соединениях.

На рисунке представлено конструктивное исполнение модернизированного шламового насоса.

Центробежный насос содержит корпус 1, на котором закреплены брондиски 2 и 3. Передний брондиск 2 является съемным, задний брондиск 3 крепится к корпусу с помощью сварного шва. В корпусе 1 размещается рабочее колесо 4. Основной диск 5 и брондиск 3 образуют равномерный зазор 7. Аналогично покрывной диск 6 и брондиск 2 образуют равномерный зазор 8.

Торцевая поверхность 9 брондиска 2 и торцевая поверхность 10 покрывного диска 6 образуют щелевое уплотнение 11. Щелевое уплотнение 11 перпендикулярно оси вращения 12 рабочего колеса 4.

На торцевой поверхности 10 выполнены концентрические проточки 13. Число концентрических проточек 13 зависит от ширины торцевой поверхности 10.

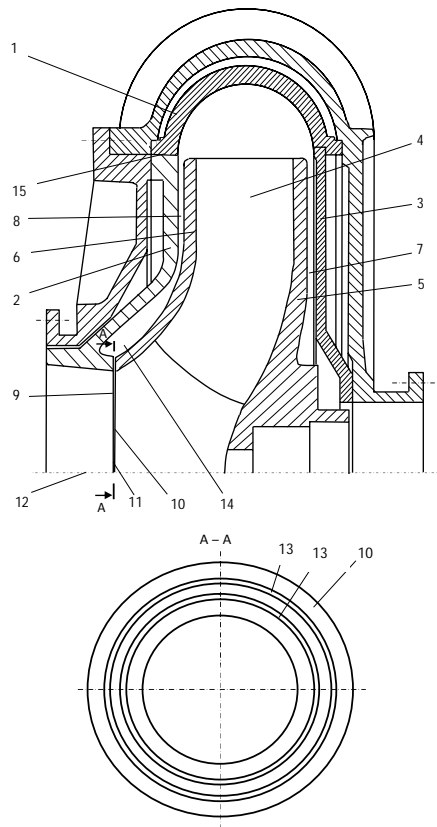
Над щелевым уплотнением 11 поверхности покрывного диска 6 и брондиска 2 образована объемная камера 14.

Сопряжение брондиска 2 с корпусом 1 выполнено по конической поверхности 15. При этом ее вершина направлена в сторону рабочего колеса 4. Угол наклона образующей конической поверхности 15 составляет 2–3°. Выбор величины угла наклона обусловлен тем, что, при меньшей величине имеет место неполное сопряжение по поверхности контакта брондиска 2 и корпуса 1. Это обусловлено имеющимися отклонениями допусков форм соединяемых поверхностей. В местах неполного сопряжения появляются зазоры, через которые происходит выдавливание перекачиваемой среды. Нарушается герметичность соединения брондиск 2 корпус 1. При угле свыше 3° возрастает усилие, необходимое для обеспечения соединения по конической поверхности 15. Увеличивается диаметр крепежных винтов (на рисунке условно не показаны), возрастают габариты корпуса 1.

Центробежный насос работает следующим образом.

При вращении рабочего колеса 4 перекачиваемая среда захватывается и перемещается между основным 5 и покрывным диском 6 в радиальном направлении. В результате ускоренного движения перекачиваемой среды на периферии рабочего колеса создается избыточное давление, под действием которого перекачиваемая среда движется по отводящему трубопроводу (на

рисунке не показан). Под действием избыточного давления часть перекачиваемой среды через равномерный зазор 8 выдавливается в объемную камеру 14, где за счет центробежных сил отбрасывается на периферийную часть камеры, образованную брондиском 2. В результате в объемной камере 14 создается циркуляция рабочей среды, что препятствует ее вытеканию через щелевое уплотнение 11. Как следствие, неизводительный поток перекачиваемой среды через щелевой канал снижается, увеличиваются эффективность работы центробежного насоса и КПД.



Конструктивное исполнение модернизированного шламового насоса

Рабочая среда, попавшая в щелевое уплотнение 11, достигает концентрических проточек 13, где за счет циркуляции внутри них создается дополнительное местное сопротивление, препятствующее дальнейшему движению рабочей среды в зону всасывания. В результате, объем перекачиваемой среды, проходящей по

целевому уплотнению 11, уменьшается, а отводящему трубопроводу увеличивается. Данное обстоятельство позволяет увеличить расход центробежного насоса, тем самым повысить его эффективность.

Сопряжение между подвижным рабочим колесом 3 и бронедиском 2 осуществляется через плоские торцевые поверхности 9 и 10, которые образуют щелевое уплотнение 11, перпендикулярное оси вращения 12 рабочего колеса 4. В силу того, что поверхности 9 и 10 являются плоскими и перпендикулярными оси вращения, обеспечивается надежное сопряжение с минимально возможным зазором, что дает минимальные переголки рабочей среды через щелевое уплотнение 11 и увеличивает напор и расход центробежного насоса.

При неизменных габаритах диаметр входного сечения колеса увеличивается с 640 до 700 мм, что обеспечивает соответствующий рост площади на 9,8% и снижение гидравлических потерь.

Данное исполнение конструкции проточной части позволяет выполнить над сопряженными торцами полость, благодаря которой достигается турбулизация перетекающего потока шлама. Тем самым создается дополнительное сопротивление его истечению через зазор. Перечисленные мероприятия были реализованы в конструкции насоса, эксплуатируемого в условиях ССПО (г.Рудный). Длительная эксплуатация модернизированного насоса подтвердила эффективность принятых решений. Производительность уве-

личилась с 8000 до 10000–12000 м³/ч, подача жидкости на гидроджим уменьшилась с 1200 до 630 м³, а развиваемый напор увеличился с 69–71 до 85–92 м. Это позволило отказаться от строительства дополнительной пульповасосной станции IV подъема и 7 проектной нитки пульплпровода, снизить энергоёмкость процесса гидротранспортирования хвостов.

Выводы

Найденные и апробированные технические решения, направленные на повышение эффективности шламовых насосов, могут быть использованы в аналогичных конструкциях.

Список литературы

1. Лодерер П., Торопов О.А. Шламовые насосы Warman нового поколения // Горный журнал. 2005. № 1. С. 69–70.
2. Замотаев Н.Г., Потопов Г.М., Потопов М.Г. Опыт повышения износостойкости деталей грунтовых насосов 8 Гр // Литейщик России. 2004. №10. С. 7–8.
3. Патент РФ на полезную модель № 106679.БИПМ. / Садыков В.Х., Мачихин А.Н., Шорников А.Н., Кутлубаев И.М. Центробежный насос.

Bibliography

1. Loderer P., Toropov O.A. Warman slurry pumps are the new generation // Mountain Journal of Math. Universities. 2005. № 1–8, p. 69–70.
2. Zamotaev N.G., GM Potapov Potapov, MG The experience of raising groundwater pump parts iznosostoykosti 8 Gr // Foundry in Russia. № 10, 2004, p.7-8.
3. Sadykov V.H, Machikhin A.N, Shornikov A.N, Kutlubayev I.M. A centrifugal pump. Patent RF for useful model № 106679. BIPM. УДК 621.65.03

УДК 658.51

Дерябин И.П., Носов В.Д.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ ШТИФТОВЫХ ОТВЕРСТИЙ В РАЗНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛАХ

В статье рассматривается проблема совместной обработки отверстий под штифты в деталях с разными свойствами материалов. Показано, как обеспечить одинаковую точность отверстий в деталях на основе компьютерного моделирования.

Ключевые слова: точность обработки отверстий, компьютерное моделирование, штифтование отверстий.

The problem of co-processing of the holes for the pins in the details of materials with different properties. It is shown how to provide the same accuracy holes in details based on computer modeling.

Key words: precision machining of holes, computer modeling, nailing holes.

Обработка штифтовых отверстий при сборке различных механизмов является достаточно распространенной операцией.

Как правило, особых трудностей при обработке штифтовых отверстий не возникает, о чем свидетельствует практическое отсутствие исследований и публикаций на эту тему. Однако в некоторых случаях возникает проблема обеспечения точности этих отверстий, например изделия для контроля околосреднего космического пространства (рис. 1). Расстояние между телескопом и исследуемым объектом достаточно большое, поэтому малейшие погрешности, связанные с установкой, сборкой, изготовлением отдельных узлов и агрегатов, исполнительных механизмов телескопа значительно влияют на точность достижения цели. Отклонение в одну угловую секунду приводит к необходимости увеличения «поля зрения» телескопа на десятки метров, что недопустимо при

наблюдении за точечными объектами. Достаточно сказать, что в опорно-поворотном устройстве (ОПУ) телескопа нет ни одного редуктора для поворота изделия массой несколько тонн. Для обеспечения заданной точности перемещений используются высокомоментные двигатели, для контроля перемещений – оптические датчики. Точность работы двигателей и датчиков напрямую связана с соосностью между вращающимися и неподвижными элементами. Для обеспечения точности взаимного положения двигателей, датчиков, подшипниковых и опорных узлов в процессе сборки осуществляется непрерывный геодезический контроль. В собранном узле производится обработка отверстий под штифты. Поэтому погрешности обработки отверстий могут привести к нарушению положения деталей при сборочной операции штифтования.

Для штифтования ОПУ применяются цилиндрические и конические штифты. На практике в основ-

ном применяются два способа обработки отверстий под штифты:

- сверление отверстий по отдельности, т.е. детали сверлят отдельно друг от друга, а затем окончательно обрабатывают;
- сверление отверстия в сборе, т.е. детали соединены между собой.

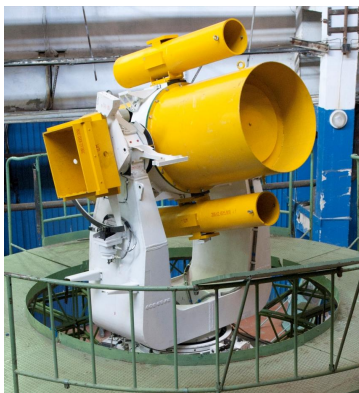


Рис. 1. Опорно-поворотное устройство

При сборке изделия обработка отверстий под штифты часто происходит в разнородных материалах. На рис. 2 изображен узел ОПУ, где 1 – переходник, изготовленный из стали 38Х3СНМВФА, 2 – корпус, изготовленный из стали 20Л. Возникающая при сверлении отверстий разбивка (разность между диаметрами отверстия и инструмента) в разных материалах может получиться различной, что приведет к разным натягам и даже появлению зазоров в соединении штифта с сопрягаемыми деталями (рис. 3).

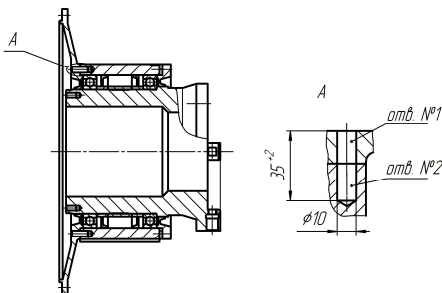


Рис. 2. Узел ОПУ

Расчет разбивки по математическим моделям формообразования [1] и созданным на их основе компьютерным программам [2] дал следующие результаты: для детали 1 разбивка составила 0,25 мм, для детали 2 – 0,15 мм. Поскольку обработка отверстий выполняется за один переход, исходные условия взяты одинаковыми: параметры инструмента, режимы реза-

ния и др. При таких значениях разбивки и соответственно разных размеров диаметров отверстий параметры сопряжений (рис. 2, сечение А) в деталях будут различаться. Размерный анализ, проведенный методом на максимум-минимум, показал возможность перекоса штифта в сопряжении (см. рис. 3) до 29' (0,48°). Это может привести к смещению или перекосу оси телескопа до 1', что существенно ухудшит достигнутые параметры точности перемещений телескопа, которая составляет одну угловую секунду – 1".

Для значительного уменьшения такой погрешности необходимо обеспечить равенство диаметров отверстий в собираемых деталях, т.е. одинаковую разбивку. Основной причиной разбивки отверстий является неравенство радиальных составляющих сил резания, действующих на каждое лезвие сверла [1]. На рис. 4 показана схема распределения припуска при сверлении отверстий спиральным сверлом. Траектория движения инструмента определяется координатами текущих радиус-векторов вершин режущих лезвий первого – $\rho 1(\psi)$ и второго – $\rho 2(\psi)$. Площади срезаемых сечений припуска ΔI и $\Delta 2$ зависят от предыдущих положений (пол-оборота назад) радиус-векторов $\rho 1(\psi - \pi)$ и $\rho 2(\psi - \pi)$, от подчачи S, а также от диссимметрии режущих лезвий – главных углов в плане $\phi 1$ и $\phi 2$.

Из условий статического равновесия можно составить уравнение

$$|P1 - P2| = |D_{ин}/2 - \rho 1(\psi)|j, \quad (1)$$

где $D_{ин}$ – диаметр инструмента; j – жесткость инструмента.

Из теории резания известно, что силы резания пропорциональны площадям срезаемых сечений припуска с соответствующим коэффициентом пропорциональности. Таким образом, $P1 = K1\Delta I$ и $P2 = K2\Delta 2$. Коэффициенты пропорциональности (резания) $K1$ и $K2$ зависят от материалов обрабатываемой детали и инструмента, геометрии режущей части инструмента и др. При прочих равных условиях различие этих коэффициентов в данном случае определяется различием обрабатываемых материалов и главных углов в плане $\phi 1$ и $\phi 2$. Из уравнения (1) видно, что величина разбивки $\Delta_p = |D_{ин}/2 - \rho 1(\psi)|$ прямо пропорциональна разнице сил $|P1 - P2|$. Из анализа уравнения (1) можно сделать 2 вывода:

- 1) найти условия уменьшения разности $P1 - P2$;
- 2) создать условия для одинаковых значений этой разности в деталях из разнородных материалов.

Из всех составляющих коэффициентов $K1$ и $K2$ варьировать практически возможно только значениями коэффициентов $K\phi 1$ и $K\phi 2$, зависящих от главных углов в плане $\phi 1$ и $\phi 2$. Так как при значениях коэффициентов обрабатываемости материалов для стали 20Л – $K_M = 0,8$, для стали 38Х3СНМВФА – $K_M = 1,1$, получаем:

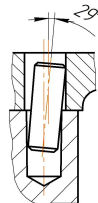


Рис. 3. Положение штифта

– для первой детали $\frac{P1-P2}{1} = K_m K\varphi_1 \frac{\Delta 1-\Delta 2}{1} = 1,1K\varphi_1 \frac{\Delta 1-\Delta 2}{1}$;

– для второй детали $\frac{P1-P2}{2} = K_m K\varphi_2 \frac{\Delta 1-\Delta 2}{2} = 0,8K\varphi_2 \frac{\Delta 1-\Delta 2}{2}$.

Следовательно, первое условие – уменьшение разности $P1 - P2$ за счет повышения точности заточки режущей части сверла и выравнивания $K\varphi_1$ и $K\varphi_2$ мало уменьшит величину разбивки.

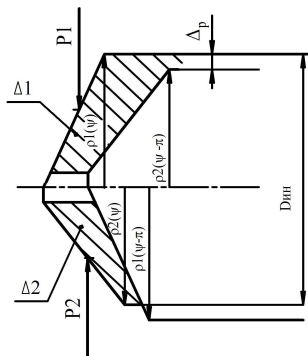


Рис. 4. Схема образования площадей срезаемых сечений припуска

Различие сил резания $P1$ и $P2$ зависит также от площадей сечений $\Delta 1$ и $\Delta 2$, величины которых зависят в основном от углов $\varphi 1$, $\varphi 2$ и подачи S . В свою очередь, главные углы в плане $\varphi 1$ и $\varphi 2$ влияют на значения угла наклона режущей кромки λ , передних γ и задних α углов, которые также влияют на коэффициенты резания. Для создания условий получения одинаковой разбивки отверстий в разнородных материалах необходимо подобрать определенные сочетания этих параметров процесса обработки. Такое возможно только на основе компьютерного эксперимента по математическим моделям формообразования [1]. Для компьютерного эксперимента были взяты следующие интервалы варьирования: подача $S=0,05-0,3$ мм/об, $\varphi = 45-75^\circ$, допуск на заточку $\Delta\varphi = \pm 0,5-5^\circ$.

Результаты экспериментов для обеих деталей показаны на рис. 5 и 6. Как видно из результатов экспериментов, удалось добиться практически одинаковой разбивки.

Эти результаты были получены при следующих параметрах обработки:

- сверло по ГОСТ 10902-77, материал Р6М5;
- номинальное значение главного угла в плане $\varphi = 50^\circ$;
- допуск на заточку $\Delta\varphi = \pm 3^\circ$;
- подача $S=0,08$ мм/об.

Необходимо отметить влияние диссимметрии геометрии режущей части сверла, т.е. необходимости выполнения условия для главных углов в плане: $\varphi 1 = 53^\circ$, $\varphi 2 = 47^\circ$ ($\varphi = 50 \pm 3^\circ$). При меньшей разнице этих зна-

чений различия в величинах разбивки резко возрастают. Поэтому перед обработкой необходимо проконтролировать эти параметры.

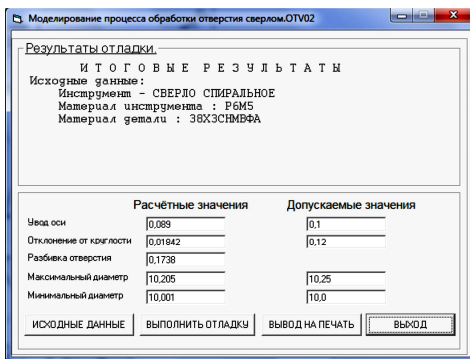


Рис. 5. Результаты моделирования для детали из стали 38ХЗСНМФА

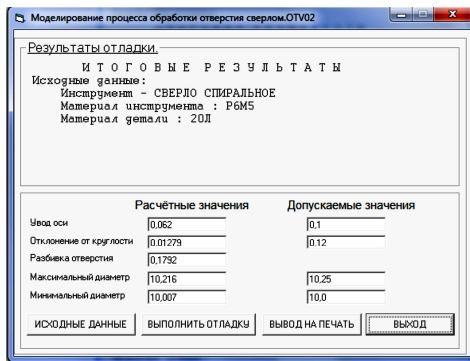


Рис. 6. Результаты моделирования для детали из стали 20П

Другой проблемой обработки штифтовых отверстий является применение в основном ручных операций сверления отверстий электродрелью, что не обеспечивает постоянства подачи и приводит к появлению дефектов формы отверстия в продольном направлении (рис. 7). Поэтому обработку отверстий необходимо производить с помощью приспособления, схема которого показана на рис. 8. Приспособление состоит из кондукторной плиты 2, в которой установлены две кондукторные втулки 4 и скалки 3, являющиеся направляющими для электродрели 1. Приспособление крепится к детали болтами с помощью отверстия 5. Перемещение электродрели производится по специальному поворотному приспособлению (на схеме не показано), которое обеспечивает постоянство подачи.

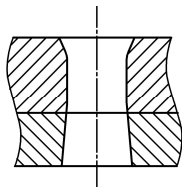


Рис. 7. Форма отверстия после обработки

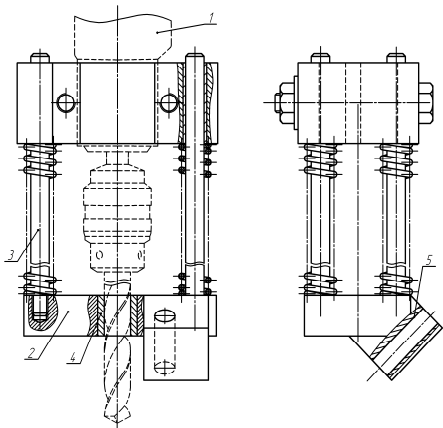


Рис. 8. Приспособление для обработки штифтовых отверстий

В статье намеренно не рассматриваются вопросы дальнейшего зенкерования и развертывания отверстий, применения конических штифтов и обработки отверстий коническими развертками. Отметим, что при зенкеровании и развертывании отверстий в раз-

нородных материалах также будет возникать неодинаковая разбивка, усугубляющаяся погрешностями предшествующего перехода – сверления. Подбор параметров обработки на эти переходы можно производить аналогично сверлению. Это же касается и обработки конических отверстий. Во всех случаях первым переходом является обработка цилиндрического отверстия, как правило, спиральным сверлом. Поэтому в первую очередь необходимо снизить погрешности именно на этом переходе.

Выводы

Обработка отверстий под штифты в разнородных материалах связана с образованием различной величины разбивки, что приводит к погрешностям сборки узла. Для устранения этих погрешностей необходимо определить параметры обработки отверстий, обеспечивающих одинаковую разбивку в разнородных материалах. Такими параметрами являются: угол при вершине сверла (главный угол в плане режущих лезвий), подача инструмента. При этом необходимо обеспечить диссимметрию геометрии режущих лезвий по величине главного угла в плане не менее 6° (допуск на заточку ±3°). Наиболее эффективным методом определения оптимального сочетания параметров является компьютерное моделирование.

Список литературы

1. Дерьбин, И.П. Прогнозирование параметров точности при обработке отверстий / И.П. Дерьбин, В.И. Гузев // Технология машиностроения. 2006. № 4 (46). С. 9-14.
2. Дерьбин, И.П. Проектирование, отладка и диагностика технологических процессов в АСТПП / И.П. Дерьбин // Вестник машиностроения. 2008. № 1. С. 43-45.

Bibliography

1. Deryabin, I.P. Prediction accuracy in the processing of the hole / I.P. Deryabin, V.I. Guzev // Mechanical Engineering Technology. 2006. № 4 (46). S. 9-14.
2. Deryabin, I.P. Designing, debugging and diagnostics of technological processes in the CAM / I.P. Deryabin // Journal of Mechanical Engineering. 2008. № 1. S. 43-45.

УДК 621.774

Козлов А.В., Бобылев А.В., Шеркунов В.Г.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАТЯГОВ И ПОДАЧ, ДОПУСТИМЫХ ПРИ ХОЛОДНОЙ ГИБКЕ ТРУБ С РАСКАТЫВАНИЕМ

Рассмотрены основные ограничения диапазона натягов и подач при гибке труб с раскатыванием. Даны рекомендации по их выбору для конкретного оборудования.

Ключевые слова: гибка труб, раскатывание, пластическая кольцевая зона, диапазон натягов и подач.

Main restrictions of tightness and approach range were explored for a cold pipe bending by flaring. Some advises for of tightness and approach options according to specific equipment were given.

Key words: pipe bend, flaring, yielded cycle region, tightness and approach range.

Разработанный в ЮУрГУ новый метод холодной гибки труб с раскатыванием (рис. 1) [1] и оборудование для его реализации успешно применяются для холодной гибки тонкостенных труб различного диаметра.

Изложенная в [2] методика расчета натягов позволяет определить лишь предельные их значения, в

частности минимальный натяг (H_{min}), при котором начинается образование «пластических шарниров», и максимальный натяг (H_{max}), при котором начинается разрушение трубы. Так, для трубы $\varnothing 57 \times 4$, раскатываемой трехшариковым раскатником $H_{min} = 0,17$ мм, что меньше, чем допуск на внутренний диаметр трубы.

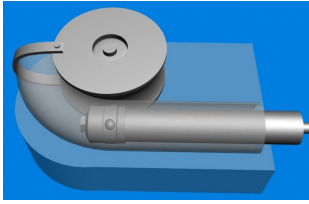


Рис. 1. Схема гибки труб с раскатыванием

Однако существует еще целый ряд ограничений, существенно влияющих на этот диапазон. Рассмотрим более подробно влияние на натяг этих ограничений.

1) Форма и размеры деформирующих элементов.

Создание кольцевой пластической зоны сопровождается вдавливанием деформирующих элементов в поверхность стенки трубы. Чем больше глубина вдавливания, тем шире кольцевая пластическая зона. Однако размеры этой зоны ограничены. Это связано с законами распространения напряжений внутри металла и размером деформирующего элемента. Очевидно, что ширина пластической зоны не может превышать размера деформирующего элемента в направлении осевой подачи инструмента, то есть $b_{max}=D_{шар}$ (рис. 2). Значит, следует ограничить H_{max} величиной $D_{шар}$.

2) Предельное удлинение материала.

При гибке с раскатыванием труба испытывает растягивающие пластические деформации, что приводит к удлинению стенок трубы в поперечном сечении. Предельная величина удлинения достигается при натяге

$$H_{\Delta} = \frac{(1 + \Delta l) \cdot \pi \cdot D_{тр}^{нар} - 2\pi \cdot R_{шар} + R_{шар} - D_{тр}^{нар}}{3 \cdot \cos \frac{\pi}{2n}}$$

где $D_{тр}^{нар}$ – наружный диаметр трубы (мм), Δl – относительное удлинение материала трубы (%), $R_{шар}$ – диаметр и радиус шарика соответственно (мм), n – количество шариков в раскатнике.

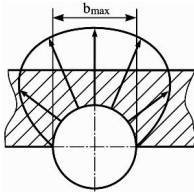


Рис. 2. Схема определения наибольшей ширины пластической зоны при вдавлении шарика

3) Параметры точности получаемых изделий.

При больших натягах может произойти задача наружного диаметра трубы, что скажется на качестве наружной поверхности изделий (рис. 3). Поэтому натяг следует

ограничить исходя из условий предельного смятия материала.

$$H_{max}^{кач} = \frac{2 \cdot \Delta l \cdot h}{100}$$

где h – толщина стенки трубы (мм).

При производстве бесшовных труб из-за неравномерного нагрева заготовки, неправильной настройки стана, недостаточного обжатия перед носком оправки при прошивке образуется разностенность. Предельные отклонения по толщине регламентируются ГОСТ 8734–75.

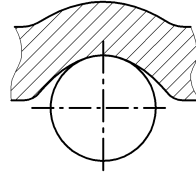


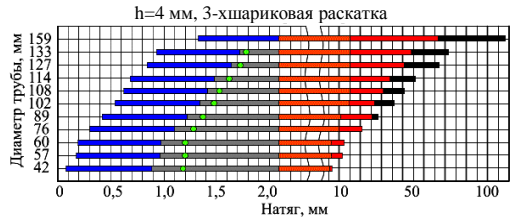
Рис. 3. Влияние вдавливания деформирующего элемента на качество наружной поверхности

С учетом колебания допуска на внутренний диаметр и допустимой разностенности он может составить 51,6 мм. Расчетный натяг при этом должен быть увеличен на величину

$$H_{разнотолщ}^{min} = H_{min} + 2 \cdot 0,1 \cdot h = H_{min} + 0,2 \cdot h$$

С учетом всех перечисленных ограничений диапазон применимых натягов, в частности для трубы $\varnothing 57 \times 4$ мм, изготавливаемой с использованием трехшарикового раскатника, получаем $H_{min}=0,8$ мм, $H_{max}=2,08$ мм. Фактически это означает, что реальный диапазон применимых натягов сужается в несколько раз, а выбор натяга из этого диапазона гарантирует отсутствие брака при производстве изделий.

Результаты расчетов предельных значений натягов для труб разных диаметров представлены в виде графика (рис. 4), на котором наглядно отражено влияние вышеперечисленных факторов, ограничивающих диапазон применимых натягов.



- - рациональный натяг
- - ограничение натяга по разностенности трубы
- - ограничение натяга по удлинению материала стенок трубы
- - ограничение натяга по геометрии деформирующего элемента
- - ограничение натяга по параметру точности изготавливаемых отводов
- - допустимый диапазон натягов

Рис. 4. Диапазоны предельных натягов для труб с $h=4$ мм

В целом же из рассчитанного диапазона натягов следует выбирать натяги, обеспечивающие наилучшее качество поперечного сечения трубы.

Зная диапазоны предельных натягов, можно определить допустимые подачи. Пусть в раскатнике установлено n шариков. При подаче на один оборот раскатника S (мм/об) подача на один шарик составит S/n (мм/об). Тогда схема деформации материалы на внутренней поверхности трубы под действием одного шарика радиусом $R_{шар}$ примет вид, представленный на рис. 5. Как было показано в [2], даже при минимальном натяге в месте контакта напряжения достигают предела текучести и материал стенки трубы становится пластичным настолько, что практически не оказывает сопротивления изгибу. Это значит, что ширина кольцевой пластической зоны будет равна b (см. рис. 5).

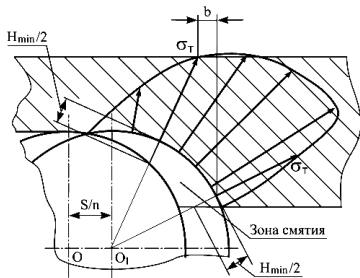


Рис. 5. Реальная схема взаимодействия деформирующего элемента со стенкой трубы

Определим толщину сминаемого слоя в радиальном направлении (рис. 6) и рассчитаем ширину пластической зоны.

Пусть центр координат O расположен в центре последнего шарика предыдущего оборота (см. рис. 6). Тогда координата начала пластической зоны, создаваемой первым шариком, будет X_{HI} , а конец этой зоны будет иметь координату X_{KI} . В системе уравнений, описывающих положение линии контакта последнего шарика предыдущего оборота, помечаем координаты индексом 0, положение линии контакта первого шарика следующего оборота индексом 1:

$$\begin{cases} x_0^2 + y_0^2 = R_{шар}^2; \\ x_1^2 + y_1^2 = R_{шар}^2. \end{cases} \quad (1)$$

В искомой координате $X_0 = X_{HI}$ соблюдаются условия

$$x_1 = \left(x_0 - \frac{S}{n} \right), \quad y_1 = y_0 + \frac{H_{min}}{2},$$

что позволяет получить

$$x_0 = y_0 \cdot \frac{nH_{min}}{2S} + \frac{n}{2S} \cdot \left(\frac{H_{min}^2}{4} + \frac{S^2}{n^2} \right).$$

$$\text{Пусть } a = \frac{nH_{min}}{2S}; \quad \epsilon = \frac{n}{2S} \cdot \left(\frac{H_{min}^2}{4} + \frac{S^2}{n^2} \right),$$

$$\text{тогда } x_0 = ay_0 + \epsilon. \quad (2)$$

Подставив полученное значение X_0 в (1), получаем

$$(ay_0 + \epsilon)^2 + y_0^2 = R_{шар}^2 \quad \text{или} \\ y_0^2(a^2 + 1) + 2a\epsilon \cdot y_0 + (\epsilon^2 - R_{шар}^2) = 0.$$

$$\text{При } a^2 + 1 = c; \quad 2a\epsilon = d; \quad \epsilon^2 - R_{шар}^2 = e, \quad \text{получим} \\ cy_0^2 + dy_0 + e = 0.$$

$$\text{Решая это уравнение, получаем } y_0 = \frac{-d \pm \sqrt{d^2 - 4ce}}{2c},$$

что после подстановки в (2) дает нам координату $X_0 = X_{HI}$, то есть координату начала пластической зоны

$$x_0 = a \cdot \frac{-d \pm \sqrt{d^2 - 4ce}}{2c} + \epsilon.$$

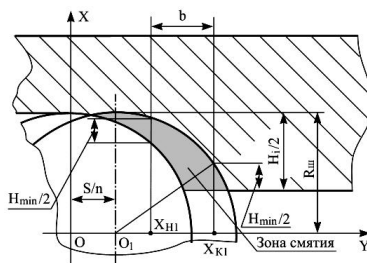


Рис. 6. Определение толщины сминаемого слоя в радиальном направлении

С учетом принятой схемы (см. рис. 6) получаем координату конца пластической зоны X_{KI} относительно центра координат O_0

$$x_{KI} = \frac{S}{n} + \sqrt{R_{шар}^2 - \frac{H_i}{2} + \frac{H_{min} \cdot \epsilon^2}{2}}.$$

Опираясь на проведенные расчеты, можно определить ширину пластической зоны в месте контакта деформирующего элемента (шарика):

$$\epsilon_l = x_{KI} - x_{HI}.$$

Сложив участки смятия от действия всех деформирующих элементов за один оборот раскатника, получим суммарную ширину пластической зоны. Так, для трехшарикового раскатника получаем схему, изображенную на рис. 7. Из нее следует, что при выборе подачи должно быть обеспечено перекрытие пластических зон первого и последнего шариков.

Начало суммарной зоны пластичности $\sigma_{общ}$ соответствует координате X_{Hn} – координате начала зоны пластичности последнего шарика

$$x_{Hn} = x_{H1} + S - \frac{S}{n},$$

а конец суммарной зоны пластичности $\sigma_{общ}$ будет соответствовать координате X_{K1} , и тогда ширина суммарной зоны пластичности

$$\sigma_{общ} = X_{Hn} - X_{K1}.$$

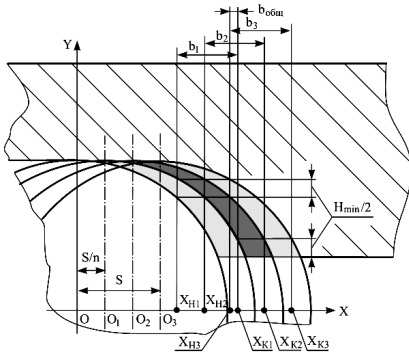


Рис. 7. Перекрытие пластических зон 1-го и 3-го деформирующих элементов

Изменяя величины подач и натягов, можно построить графики, описывающие их влияние на ширину суммарной зоны пластичности, а также область применимых натягов и подач. Для примера реальная область натягов-подач при гибке трубы $\varnothing 57 \times 4$ показана на рис. 8.

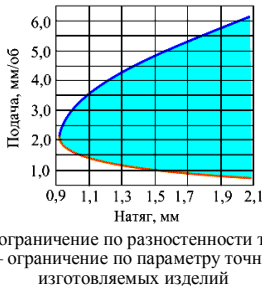


Рис. 8. Область натягов-подач для трубы $\varnothing 57 \times 4$

Сотнеся полученные подачи с частотой вращения раскатника, можно определить частоты вращения гибочного ролика. Однако при этом следует принимать частоту раскатывания деформирующими элементами

равной частоте вращения сепаратора раскатника

$$n_{сеп} = n_{кон} \times \frac{R_{ш} - H_i / \sqrt{2} \times R_{от.тр} - R_{шар} \times (1 + \cos m) - H_i / \sqrt{2} \times R_{от.тр} \times R_{шар} \times \cos \mu}{R_{от.тр} \times R_{шар} \times \cos \mu}.$$

Тогда для трубы $\varnothing 57 \times 3$, $H_i = 1,2$ мм, $R_{шар} = 7,05$ мм, используя конус с углом $\mu = 45^\circ$, вместо частоты вращения $n = 500$ об/мин на опорных конусах получаем $n_{сеп} = 327,4$ об/мин, что значительно снижает допустимую частоту вращения гибочного ролика.

Расчет по предложенной методике частоты вращения гибочного ролика для станка холодной гибки труб (СХГТ-5) диаметром от 42 до 159 мм с относительной тонкостью от 10 до 40, при радиусах гiba от 1,5 до $2,5D_{трубы}$ показывает, что потребуется ввести механизм регулирования частоты вращения гибочного ролика от 0,05 до 3,5 об/мин (рис. 9).

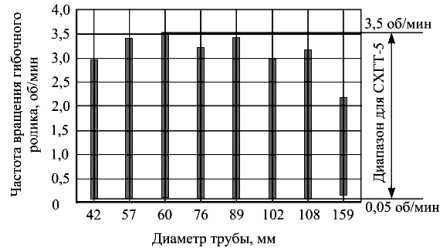


Рис. 9. Предельные частоты вращения гибочного ролика для СХГТ-5

Таким образом, удалось определить применимые диапазоны величин главных технологических параметров холодной гибки труб с раскатыванием – подачи и натяга и дать рекомендации для конструирования трубогибочных станков новых моделей.

Список литературы

1. Пат. 818707 Российская Федерация, МКИ В 21 D 9/14. Способ гибки труб / С.Г. Лавишев, Я.М. Хилькевич. № 2713945/25; заявл. 17.06.79; опубл. 07.04.81, Бюл. № 13. 3 с.
2. Козлов, А.В. Гибка труб, раскатываемых с большими натягами; учеб. пособие / А.В. Козлов, А.В. Бобылев. Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 1999. 129 с.
3. Козлов, А.В. Оценка натягов и усилий при гибке труб с раскатыванием / А.В. Козлов, Я.М. Хилькевич // Вестник ЮУрГУ. 2004. № 5 (34). С. 125–132.
4. Козлов, А.В. Напряженное состояние в трубе при ее гибке с раскатыванием п парами близко расположенных деформирующих элементов / А.В. Козлов, В.Г. Шеркунов, Я.М. Хилькевич // Вестник машиностроения. 2009. № 8. С. 67–70.

Bibliography

1. Pat. 818707 RF, MCI B 21 D 9/14. The method of tube folding / Lakiřev S.G., Khilkevich Ya.M. № 2713945/25. 17.06.79 published 07.04.81, Bul. № 13. 3 p.
2. Kozlov A. V., Bobilev A.V. The pipe bending by flaring with extreme tightness; textbook // Chelyabinsk: Publishing house of SuSU. 1999. 129 p.
3. Kozlov A.V., Sherkunov V.G., Khilkevich Ya.M. Tightness and efforts estimation during pipe bending with flaring // Vestnik of SuSU. 2004. № 5 (34). P. 125–132.
4. Kozlov A.V., Sherkunov V.G., Khilkevich Ya.M. Stress condition in a tube at its rolling by N pairs of nearby deforming elements // Vestnik mashinostroeniya. 2009. № 8. P. 67–70.

Крутикова И.А., Панфилова Л.М., Смирнов Л.А.

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА ЗАМЕДЛЕННОЕ РАЗРУШЕНИЕ КРЕПЕЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ КОНСТРУКЦИЙ

Известно, что высокопрочные стали, которые достаточно широко применяются в машиностроении, склонны к замедленному разрушению. В данной работе на примере среднеуглеродистых сталей, используемых для изготовления крепежных соединений, исследовалось влияние разнообразных факторов на сопротивление сталей замедленному разрушению (ЗР), в том числе микролегирование ванадием.

Ключевые слова: замедленное разрушение, микролегирование ванадием и азотом; предел усталостной прочности.

It is known, that high-strength steels which are widely enough applied in mechanical engineering, are inclined to the delayed fracture. In the given work an influence of various factors on resistance of medium carbon steels used for manufacturing fixing connections to the delayed fracture was investigated.

Key words: delayed fracture, micro alloyed by vanadium and nitrogen.

В статье мы остановились на проблеме, изучению которой было посвящено достаточно много исследований в России и за рубежом, но которая чрезвычайно актуальна сейчас. Опасность замедленного разрушения (ЗР), или статической усталости, состоит в том, что разрушение происходит при малой скорости деформации или при статическом нагружении значительно ниже предела текучести. В свою очередь, сложность явления ЗР определяется существованием множества факторов, способствующих развитию этого явления, а именно внутренние локальные микронапряжения, вредные примеси, влияние водорода, влияние агрессивной среды и др.

Источниками внутренних локальных напряжений могут быть либо дефектные области объемного растяжения, возникающие в результате мартенситного превращения, либо неметаллические включения и крупные частицы.

Другой фактор – вредные примеси (сера, фосфор, сурьма, олово, кислород, водород и др.) – усиливает склонность стали к хрупкому и замедленному разрушению. Вредные примеси и их соединения, сегрегировавшись на границах зерен в ходе аустенизации и фиксируясь закалкой, ослабляют межзеренную связь.

Водородная хрупкость является одним из факторов, стимулирующих преждевременное разрушение деталей из высокопрочных сталей. Склонность стали к водородной хрупкости зависит от многих параметров (химического состава, структуры, количества, характера распределения и физической природы дефектов, условий деформации, температуры отпуска, степени наводороживания, состояния поверхности и др.).

Другим опасным видом проявления ЗР является коррозионное растрескивание (КР). Главной характеристикой КР является время до разрушения. Области зарождения КР – границы зерен, субграницы, выходящие на поверхность, коррозионные туннели [1]. В сталях мартенситных структур распространение коррозионных трещин идет, главным образом, по границам бывших зерен аустенита. Во многих работах отмечается роль размера зерна на склонность к КР. Так, в работе [2] показано, что измельчение зерна не только повышает прочность стали, но и повышает стойкость стали к коррозии под напряжением.

Безусловно, большое влияние на склонность сталей к ЗР оказывает химический состав и микроструктура. Один из путей решения проблемы ЗР – это микролегирование сталей, особенно высокопрочных. Ванадий – сильный карбидо- и нитридообразующий элемент, способствующий обеспечению мелкого зерна. Углеродистые стали обнаруживают значительное увеличение прочности при легировании ванадием, особенно в закаленном и отпущенном состоянии. В термоупрочненной стали добавки ванадия от 0,05 до 0,15% повышают прочность и приводят к появлению на кривых прочности максимума вторичного твердения после отпуска при $T = 600^{\circ}\text{C}$ [3, 4]. При дальнейшем повышении содержания ванадия увеличивается хрупкость стали, что объясняется связыванием углерода в твердорастворимые при температуре закалки карбиды и обеднением твердого γ -раствора. Однако при одновременном введении ванадия и азота можно получить сталь с более высокой сопротивляемостью хрупкому разрушению. По данным работы [5], микродобавки ванадия повышают коррозионную стойкость высокопрочных сталей.

На влиянии одного или группы факторов построен ряд теорий, объясняющих сущность ЗР. Но целостной теории, охватывающей все формы проявления ЗР, пока не существует. В нашем исследовании мы разработали подход для решения проблемы ЗР на примере среднеуглеродистых сталей, применяемых для изготовления высокопрочных крепежных соединений, которые при определенных условиях склонны к ЗР. В нашем исследовании мы изучаем влияние многих факторов на сопротивление сталей ЗР: агрессивной среды, уровня прочности, структуры, термической обработки. Однако определяющим направлением нашего исследования является комплексное изучение влияния основного легирования (Cr, Ni, Si) и микролегирования V и N в сочетании с другими нитридообразующими легирующими элементами (Al).

Объектом исследования были среднеуглеродистые стали лабораторной выплавки с примерным содержанием углерода 0,35% С, различным содержанием ванадия: 40ХФ1, 40ХФ2, 40ХФ3 и сталь с ванадием и азотом и пониженным содержанием углерода 35ХАФ. Для сравнения также были приготовлены стали 40Х и

40ХС, традиционно используемые для болтов, и сталь 30Х3МФ, используемая для высокоответственных деталей машин. Химический состав сталей представлен в табл. 1. После разливки в 8-килограммовые слитки проводили гомогенизационный отжиг (при 1200°С в течение 12 ч с последующим медленным охлаждением с печи). Слитки отковывали на заготовки 2-х типов: круглые заготовки 14 мм в диаметре и со стороны 12 мм квадратные заготовки. Далее проводили перекристаллизационный отжиг.

Таблица 1

Химический состав сталей

Марка стали	Элемент, вес. %										
	C	Mn	Si	Cr	V	Al	S	P	Mo	Cu	N
40Х	0,39	0,62	0,30	1,10	-	0,020	0,023	0,023	-	0,20	-
40ХС	0,38	0,60	0,80	1,07	-	0,020	0,035	0,012	-	0,22	-
40ХФ ¹	0,38	0,60	0,30	1,05	0,050	0,019	0,030	0,016	-	0,20	-
40ХФ ²	0,4	0,48	0,35	1,20	0,108	0,017	0,028	0,017	-	0,20	-
40ХФ ³	0,42	0,61	0,39	1,05	0,164	0,020	0,027	0,017	-	0,20	-
35ХАФ	0,35	0,65	0,24	1,12	0,120	0,025	0,005	0,012	-	0,22	0,018
30Х3МФ	0,31	0,46	0,37	2,30	0,095	0,025	0,002	0,012	0,29	0,22	-

Примечание. Содержание водорода в плавках сталей 40Х, 40ХС, 40ХФ¹, 40ХФ², 40ХФ³ составляет 0,0005%, в плавках сталей 35ХАФ и 30Х3МФ – 0,00025%.

Закалку проводили в заготовках в соляной ванне в течение 20 мин при следующих температурах: сталь 40Х – 880°С, 40ХС – 900°С, 40ХФ¹, 40ХФ², 40ХФ³, 30Х3МФ, 35ХАФ – при T = 950°С. Отпуск проводился при температурах 200 и 600°С в течение 2-х часов. Образцы на ударную вязкость после отпуска охлаждались в воде, а образцы на растяжение – на воздухе.

Механические испытания проводились на стандартных пятикратных разрывных образцах типа Гагарина (ГОСТ 1497-84) и ударных образцах с U-образным надрезом типа 1 (ГОСТ 9454-78). Испытания на ударный изгиб проводили при T=+20°С и T=-40°С.

Металлографическое исследование микрошлифов проводилось на оптическом микроскопе Neophot-2. Величина аустенитного зерна оценивалась в баллах по шкале ГОСТ 5639-82. Определение среднего размера зерна и распределение зерен по размерам осуществлялось на анализаторе «Eriquant».

Испытания на замедленное разрушение осуществлялось на образцах с надрезом (рис. 1). Образцы изготавливались из Ø 14 мм прутков исследуемых сталей.

Предварительно образцы подвергались закалке и отпуску по указанным режимам. Нагружение образцов производили в специальных устройствах: десять нагружающих устройств (рис. 2) собраны в стенд. Испытание на задержанное разрушение предусматривает нагружение образцов длительной статической нагрузкой и определение на этой основе предела сопротивляемости материала замедленному разрушению или так называемой «статической усталости». Первые

образцы с надрезом растягивали на стенде в агрессивной среде при напряжениях, несколько меньших $(0,9)\sigma_{\text{в}}^{\text{н}}$, где $\sigma_{\text{в}}^{\text{н}}$ – кратковременная прочность надрезанных образцов, испытанных на воздухе. Вторая партия образцов выдерживалась под меньшей нагрузкой, чем первая. Испытанием образцов одной марки стали в агрессивной среде при разных нагрузках (последовательно понижаемых от образца к образцу) устанавливается область напряжений, вызывающих разрушение образцов в течение контрольного срока. База испытаний принималась равной 30 суткам. В качестве агрессивной среды выбирался 3%-ный раствор NaCl в дистиллированной воде с добавлением соляной кислоты до pH=2.2. Показатели, на основании которых делалось заключение о склонности стали различного химического состава к задержанному разрушению в условиях агрессивной среды, являлись относительная величина нагрузки и длительность ее приложения, выдерживаемых образцом до разрушения:

$$\sigma_{\text{разр}}^{\text{н}} \sigma_{\text{в}}^{\text{н}} = f(t),$$

где $\sigma_{\text{разр}}^{\text{н}}$ – разрушающее напряжение при испытаниях в агрессивной среде; t – время до разрушения.

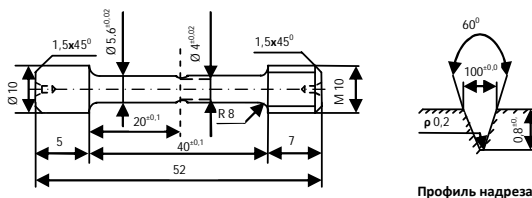


Рис. 1. Образец для определения склонности стали к замедленному разрушению в условиях действия агрессивной среды $Kt = 2,75$

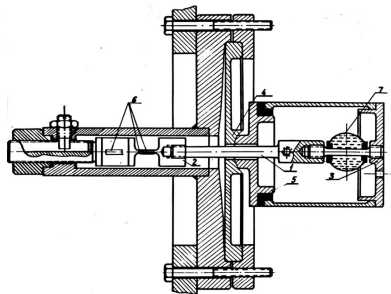


Рис. 2. Нагружающее устройство: 1 – переходник; 2 – винтовой захват; 3 – неподвижная опора; 4 – упругий элемент; 5 – сферическая опора; 6 – тензодатчики проволоочные; 7 – баллон с агрессивной средой

Результаты и обсуждение

А. Результаты механических испытаний. Данные металлографического исследования

Результаты механических испытаний представлены на рис. 3 и 4 и в табл. 2. Было установлено следующее:

1. Все стали в состоянии после низкого отпуска (200°C) имеют несколько более низкие характеристики пластичности (особенно относительное сужение $\psi = 25-33\%$) и вязкости ($KCU = 29-55 \text{ Дж/см}^2$), а прочность определяется содержанием углерода. Более низкие значения прочностных свойств сталей 35ХАФ и 30ХЗМФ среди других высоколегированных сталей определяется низким содержанием углерода ($C=0,28\%$).

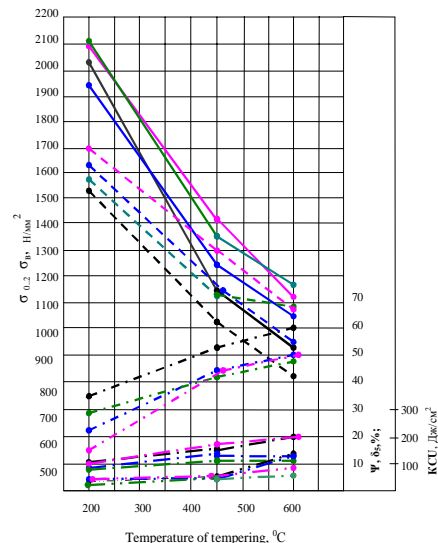


Рис. 3. Влияние температуры отпуска на механические свойства сталей 40X, 40XF¹, 40XF², 40XF³:

— σ_B ; - - $\sigma_{0.2}$; ···· KCU; - · - · ψ ; - - - δ

Таблица 2
Ударная вязкость исследуемых сталей, отпущенных при T=200, 600°C

Температура отпуска, °C	Марка стали	Ударная вязкость при T испытания KCU, Дж/см ²	
		+20°C	-40°C
200	40X	32	20
600		140	107
200	40XC	53	-
600		133	73
200	40XF ¹	38	22
600		119	101
200	40XF ²	37	21
600		97	55
200	40XF ³	32	-
600		50	39
200	35ХАФ	49	-
600		101	65
200	30ХЗМФ	57	42
600		127	73

Однако после отпуска при 600°C самые высокие прочностные свойства при относительно высоких значениях пластичности и удовлетворительной ударной вязкости проявляет исследуемая сталь 35ХАФ.

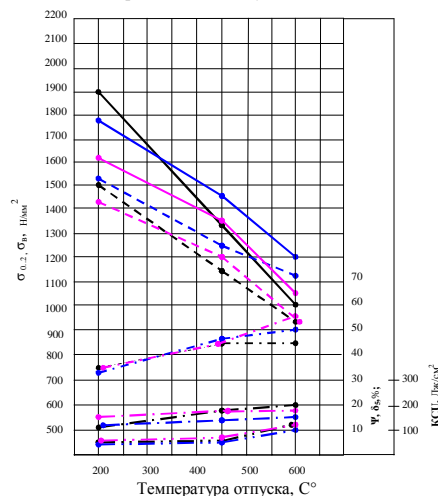


Рис. 4. Влияние температуры отпуска на механические свойства сталей 40XC, 35ХАФ, 30ХЗМФ:

— σ_B ; - - $\sigma_{0.2}$; ···· KCU; - · - · ψ ; - - - δ

На основании результатов на ударный изгиб исследуемой стали 35ХАФ, можно заметить, что порог хладноломкости стали 35ХАФ после отпуска при 600°C лежит ниже температуры -40°C (см. табл. 2).

2. Стали, легированные ванадием, обладают наибольшей устойчивостью против отпуска.

На рис. 5 приведены фотографии зерна аустенита сталей 40X, 40XC, 40XF², 30ХЗМФ, 35ХАФ [6]. Для сталей с ванадием характерна мелкозернистая структура благодаря тормозящему действию карбидов и нитридов ванадия на рост аустенитного зерна. Величина зерна сталей, микролегированных ванадием, составляет 11-12 баллов (22-31 мкм), а стали 35ХАФ – 12-13 баллов (5-7 мкм) по шкале ГОСТ 5639-82. На рис. 6 и 7 представлены микрофотографии, иллюстрирующие характерный вид сорбита отпуска сталей 40X, 40XF², 30ХЗМФ и сталь 35ХАФ/

В. Результаты испытаний на замедленное разрушение

Результаты испытаний на замедленное разрушение образцов из стали марки 40X, отпущенных при температурах 200 и 600°C, продемонстрировали тенденцию: чем выше прочность гладких образцов, отпущенных при различных температурах отпуска, тем больше скорость снижения разрушающего напряжения и тем меньше сопротивляемость задержанному разрушению (отпуск 200°C). Наибольшую сопротивляемость задержанному разрушению в агрессивной среде образцы исследуемых сталей проявили после отпуска при температуре 600°C.

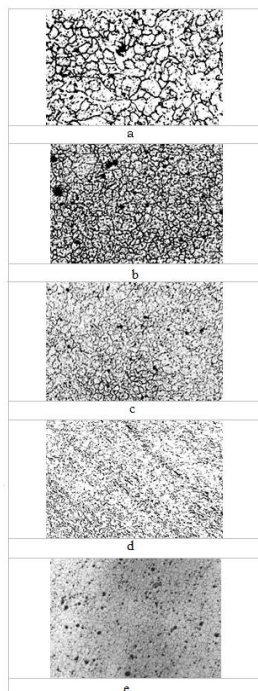


Рис. 5. Аустенитное зерно сталей: 40X (а), 40XС (b), 30X3МФ (d), x 100, 35 ХАФ (е), x300

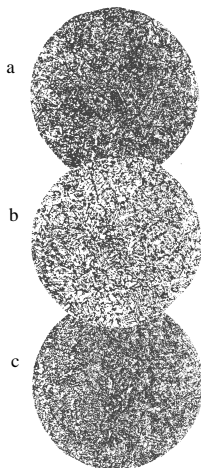


Рис. 6. Микроструктура сталей 40X (а), 40XФ2 (b), 30X3МФ(с), x 400

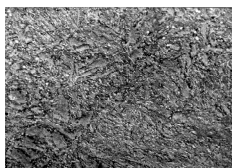


Рис. 7. Микрофотография структуры стали 35ХАФ после заковки и отпуска при 600С, x 1200

При низкотемпературном легировании (кремнием, ванадием, азотом) вносит изменения в характер снижения нагрузки до разрушения от времени нахождения образцов в агрессивной среде (рис. 8). Наиболее пологий вид кривой характерен для образцов из стали 30X3МФ, затем для образцов из сталей 35ХАФ и 40XФ², т.е. в начальный период испытаний у сталей с ванадием наблюдается уменьшение чувствительности к ЗР. Образцы из стали 40XС при малой продолжительности нагружения обнаруживают более высокую, чем образцы из стали 40X сопротивляемость ЗР. Одна-

ко при продолжительности испытаний более 100 мин этой разницы уже нет. Из всех испытываемых сталей несколько больший предел статической усталости при базе испытаний 30 сут имеют стали 30X3МФ и 35ХАФ, который составляет 630 и 550 Н/мм². Для образцов из остальных сталей этот предел составляет ≈500 Н/мм². Причем для образцов из стали 40X характерно очень быстрое уменьшение сопротивления разрушению от времени нахождения в среде.

Уровень нагрузки, при которой прекращается замедленное хрупкое разрушение при базе испытаний 30 сут для всех сталей, отпущенных при 600°С, практически одинаковый и составляет 1250-1350 Н/мм². Но образцы сталей с ванадием 40XФ², ванадием и азотом 35ХАФ разрушались при более высокой нагрузке ≈ 1600-1700 Н/мм², чем образцы из стали 40X-1450 Н/мм² в начальные периоды испытаний в «жесткой» коррозионной среде, которой является раствор 3% NaCl, подкисленной соляной кислотой до рН=2,2 (рис. 9). Повышение значений статической усталости при испытаниях на ЗР на образцах, отпущенных при Т = 600°С, объясняется тем фактом, что после отпуска при температуре 600°С происходит значительное увеличение размера областей когерентного рассеяния, снижение плотности дислокаций и уровня микроскажений в структуре сталей. Интересно, что при повышенных температурах выделение нитридной и карбидной фазы продолжается, но она уже как бы «сваривает» стенки микротрещин [7].

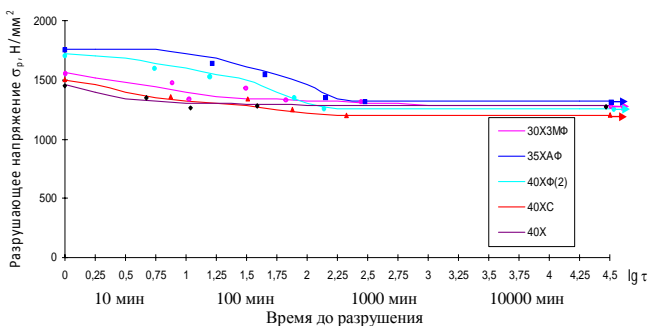


Рис. 8. Влияние нагрузки на время до разрушения в агрессивной среде образцов сталей 30X3МФ (•), 35ХАФ (■), 40XФ² (◆), 40XС (▲), 40X (●), отпущенных при температуре 200°С: — — — — — Образцы не разрушились

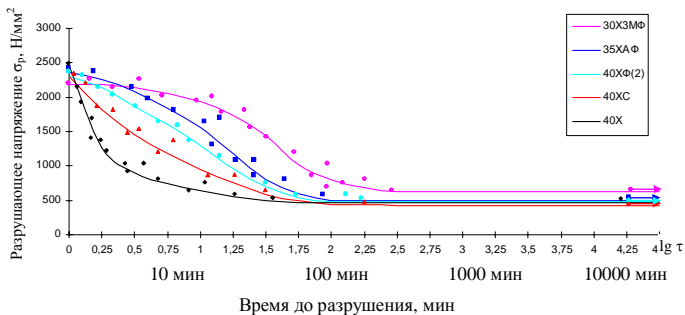


Рис. 9. Влияние нагрузки на время до разрушения в агрессивной среде образцов сталей 30Х3МФ (□), 35ХАФ (■), 40ХФ(2) (□), 40ХС (▲), 40Х (●), отпущенных при температуре 600 °С: — — — — — Образцы не разрушились

Таким образом, по предварительным результатам механических испытаний и результатам на замедленное разрушение оптимальным составом является сталь 35ХАФ.

С. Обсуждение результатов

Как было сказано выше, пока не существует единой теории замедленного разрушения. Среди факторов, оказывающих влияние на повреждающее воздействие водорода, следует назвать температуру, давление, время воздействия, концентрацию, растворимость и скорость диффузии водорода; состав стали, чистоту стали по неметаллическим включениям и зависящие от них прочность и вязкость, величину остаточных напряжений, временной и пространственный градиент напряжений, степень многоосности напряженного состояния и др. При прочих равных условиях для сталей определяющим является состав легирующих элементов, структура, дислокационная субструктура, величина остаточных напряжений. Известно, что особенно эффективными являются такие элементы, как молибден и хром, а также другие специальные карбидо- и нитридообразующие элементы, образующие во время термообработки карбо-нитридную фазу, препятствующую выделению водорода [8, 9].

В ряде работ дается объяснение замедленного разрушения в агрессивной среде, связав ее с охрупчивающим воздействием водорода. Безусловно, водородная хрупкость в значительной степени связана с распределением, состоянием и особенностями взаимодействия водорода с дефектами кристаллического строения. Из-за малой растворимости водорода при низких температурах в кристаллической решетке водород концентрируется во внутренних полостях, областях объемного растяжения (ООР). В качестве ООР могут выступать дислокации, когерентные выделения. Области вблизи подобных выделений могут быть эффективными ловушками водорода. С повышением температуры отпуска когерентность частиц с матрицей уменьшается, и эффективность ловушек понижается.

Из работ японских исследователей [10,11] известно, что карбиды ванадия являются сильными водородными ловушками. Поэтому трещиностойкость стали, вызван-

ная охрупчивающим действием водорода в стали после низкого отпуска, находится в тесной связи с характером распределения карбидов и карбонитридов ванадия. Для объяснения этой зависимости воспользуется схемами на рис. 8, ранее представленными в работе [6]. Так, понижение трещиностойкости низкоотпущенных сталей под действием водорода связано с неблагоприятным расположением водорода вдоль границ

бывших аустенитных зерен (рис. 10, а). С повышением температуры отпуска сталей, микролегированных ванадием и азотом, после отпуска при 600 °С происходит интенсивное выделение наноразмерных карбонитридов ванадия внутри зерна [6] (рис. 10, б). В качестве иллюстрации на рис. 11 представлен электронный снимок структуры стали 35ХАФ, где стрелками указаны карбонитрид ванадия и карбид хрома [6].

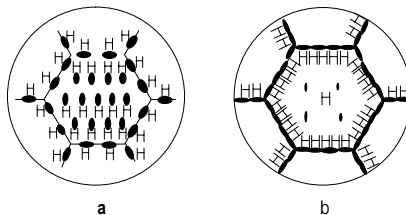


Рис. 10. Распределение водорода в различных микроструктурных составляющих при низких (а) и высоких температурах отпуска (б)

С этой точки зрения можно объяснить результаты данной работы. Так, результаты влияния температуры отпуска на предел статической усталости укладываются в рамки гипотезы водородных ловушек. Анализ результатов испытаний в агрессивной среде показал, что при наиболее высокой прочности образцов, испытанных на воздухе, статический предел усталости наименьший на образцах, отпущенных при 200 °С. Низкие значения статической усталости образцов сталей после низкотемпературного отпуска обусловлена, по-видимому, неблагоприятным влиянием локальных «пиковых» микронапряжений, которому способствуют выделения карбидов вдоль первичных аустенитных зерен.

С повышением температуры отпуска (600 °С) долговечность сталей в агрессивной среде увеличивается, хотя при этом снижается исходный предел прочности. У сталей, легированных ванадием (особенно 35ХАФ и 40ХФ²), значения $\sigma_{в}$ выше, чем у стали 40Х, соответственно 1750, 1700 и 1450 Н/мм². Следует отме-

тить, что для сталей с ванадием, ванадием и азотом наилучшие значения сопротивления ЗР по сравнению с традиционно применяемой сталью 40Х получены после отпуска при 600°C. В целом, повышение температуры отпуска до 600°C, хотя и снижает исходный уровень прочности образцов сталей по сравнению с температурой отпуска 200°C, но увеличивает значения статического предела усталости от 500 до 1300 Н/мм² (для стали 35ХАФ). Образцы из стали 35ХАФ после закалки и отпуска при 600°C имеют самый высокий предел статической усталости. Это, вероятно, связано с интенсивным и равномерным выделением карбидов или карбонитридов ванадия в этой области температур внутри зерна.

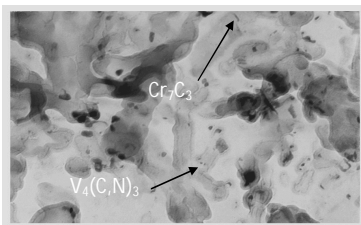


Рис. 11. Электронный снимок структуры стали 35ХАФ (реплика), $\times 70\,000 \times 1,5$

Анализ результатов испытаний на ЗР невозможно представить без понимания сущности ЗР. Как продемонстрировал В.И. Саррак с сотрудниками [7], при испытаниях на задержанное разрушение в закаленных сталях под нагрузкой образуются микротрещины. Задержанное разрушение протекает в три стадии, включающие инкубационный период, стадию стабильного роста трещины до критического размера и стадию быстрого распространения трещины – долома [12]. Предложенная В.И. Сарраком стадийность процесса задержанного разрушения по физической сущности процессов, лежащих в ее основе, совпадает с делением процесса усталостного разрушения на три основных периода, обозначенных В.С. Ивановой [13]. Однако авторы статьи [14], изучая процесс замедленного разрушения методами фрактографии и акустико-эмиссионного наблюдения, выделяют только две основные стадии этого процесса, а именно межзеренное микрорастрешивание и медленный рост трещины до разрушения. Они считают, при повышенных скоростях нагружения происходит деформационно-скоростное торможение зарождения трещины, с которым связано появление инкубационного периода старта трещины. В своих работах О.Н. Романив [15], исследуя низкоотпущенные стали, также отмечал сходство процесса ветвления трещин в условиях усталости и задержанного разрушения. Это же отмечается в работе [16]. Было показано, что с увеличением размера аустенитного зерна склонность к появлению субмикротрещин возрастает, что связано с соответствующим укрупнением пластин мартенсита. В нашей работе подтверждается влияние размера исходного аустенитного зерна на склонность стали к замедленному разрушению. Так, при проведении металлогра-

фического исследования было установлено, что величина зерна и соответственно игл мартенсита сталей 40Х и 35ХМФ различается и составляет: 7-8 баллов и 12-13 баллов соответственно, поэтому, видимо, и сопротивление замедленному разрушению после отпуска при 200°C у стали 40Х меньше, чем у стали с ванадием, и составляет 460 Н/мм².

Подтверждением наших результатов зависимости статической усталости от температуры отпуска можно рассматривать данные исследования [8,17,18], где установлено, что более высокими усталостными свойствами в многоциклоевой области обладают стали после закалки и высокого отпуска.

Заключение

Был проведен анализ влияния различных факторов, а именно химического состава, температуры отпуска, размера аустенитного зерна, а также влияние условий испытаний (время выдержки в агрессивной среде) на склонность к замедленному разрушению в агрессивной среде образцов всех вариантов исследуемых сталей лабораторных плавок, таких как 40Х, 40ХС, 40ХФ¹, 40ХФ², 40ХФ³, 35ХАФ, 30ХЗМФ в состоянии после закалки и отпуска при температурах 200 и 600°C. На основании полученных результатов испытаний, данных металлографического и фрактографического исследований можно сделать следующие выводы:

Температура отпуска оказывает влияние на склонность сталей к замедленному разрушению. С повышением температуры отпуска предел статической усталости планомерно увеличивается, хотя при этом снижается исходный предел прочности. Самые максимальные значения статической усталости образцы всех исследуемых сталей имеют при температуре 600°C (1250-1350 Н/мм²). В целом, повышение температуры отпуска до 600°C хотя и снижает исходный уровень прочности образцов сталей по сравнению с температурой отпуска при 200, но увеличивает значения статического предела усталости от 600 до 1395 Н/мм² (для стали 35ХАФ).

В начальный период испытаний у сталей ванадием наблюдается уменьшение чувствительности к замедленному разрушению, особенно при температуре отпуска образцов при 200°C.

При малых выдержках под нагрузкой (до 50-100 мин) сопротивляемость разрушению тем выше, чем выше статическая прочность при кратковременном разрыве (σ_b), т.е. стали с ванадием имеют более высокую статическую прочность, чем традиционно применяемая сталь 40Х. Исходный предел прочности сталей, легированных ванадием (особенно 35ХАФ, 40ХФ²) σ_b , выше, чем у стали 40Х соответственно: 1750, 1700 и 1490 Н/мм² при отпуске 600°C. С увеличением продолжительности нагружения (>100 мин) сопротивляемость замедленному разрушению снижается и в результате при принятой базе испытаний (30 сут) стали с ванадием имеют более высокий предел статической усталости.

На основе результатов металлографического исследования было подтверждено влияние размера аустенитного зерна на склонность сталей к замедленному разрушению.

На основании проведенных испытаний, микроструктурных исследований наилучшим комплексом свойств обладает сталь 35ХАФ по сравнению со сталью 40Х.

Список литературы

1. Потак Я.М. Высокопрочные стали. М.: Металлургия, 1972. 208 с.
2. Малкин В.Я., Подкидышев В.В. // Повышение конструктивной прочности сталей и сплавов: материалы семинара. М.: Московский дом научно-технической пропаганды им. Ф.Э. Дзержинского, 1970. Т. 2.
3. Голиков И.Н., Гольдштейн М.И., Мурзин И.И. Ванадий в стали. М.: Металлургия, 1968. 292 с.
4. Упрочнение конструкционных сталей нитридами / Гольдштейн М.И., Гринь А.В., Блэм Э.Э., Панфилова Л.М. М.: Металлургия, 1970. 222 с.
5. Ibrahim M., Ghayad, Taha Mattar. Influence of vanadium on the properties and corrosion behaviour of carbon steel // Steel Grips. 2004. Vol. 2, № 4. P. 274-278.
6. Крутикова И.А., Панфилова Л.М., Смирнов Л.А. Исследование склонности к замедленному разрушению высокопрочных болтовых сталей, микролегированных ванадием и азотом // Металлургия. 2010. № 1. С. 59-64.
7. Саррак В.И., Филиппов Г.А. Задержанное разрушение закаленной стали // Проблемы металлургии и физики металлов. М.: Металлургия, 1973. Т. 2. С. 134-140.
8. Статическая прочность и механика разрушения сталей: сб. науч. тр. / пер. с нем. В. А. Федоровича; под ред. В. Далея, В. Антона. М.: Металлургия, 1986. 566 с.
9. Гольдштейн М.И., Литвинов В.С. Металлофизика высокопрочных сплавов. М.: Металлургия, 1986. 306 с.
10. Asahi H., Hirakami D. and Yamasaki S. Hydrogen trapping behavior in vanadium-added steels // ISIJ International. 2003. Vol. 43, № 46. P. 527-533.
11. Yamasaki S., Masubuki, Toshimi T.// Nippon Steel Technical Report. July 1999, № 80, P. 50-55.
12. Саррак В.И., Филиппов Г.А. О природе инкубационного периода задержанного разрушения закаленной стали // ФММ. 1974. Т. 32. № 6. С. 1266-1273.
13. Иванова В.С., Терентьев В.Ф. Природа усталости металлов. М.: Металлургия, 1975. 456 с.
14. Фрактографическое и акустико-эмиссионное наблюдение зарождения интеркристаллитной трещины при замедленном разрушении / Забильский В.В., Бартенов О.А., Величко В.В., Полонская С. М. // ФММ. 1986. Т. 62. №. 4. С. 793-800.
15. Фрактографическое исследование роста усталостных трещин в низ-

кооптупленных сталях / Романов О.Н., Деев Н.А., Гладкий Я.Н., Студент А.З. // ФХММ. 1975. Т. 11, № 5. С. 23-28.
 16. Романов О.Н. Вязкость разрушения конструкционных сталей. М.: Металлургия, 1979. 175 с.
 17. Fournelle at all // Met. Tran. 1996. V A 7, N 5. P. 669-682.
 18. Brown M.I., Embury J.D. // Acta metallurgica. 1972. Vol. 20, № 4. P. 627-635.

Bibliography

1. Potak J.M. High-strength steels. M.: Metallurgy, 1972. 208 P.
2. Malkin V.Y., Podkidyshv V.V. // Increase of constructive strength of steels and alloys», v.2. Materials of a seminar of the Moscow house of scientific and technical propagation of a name F.E. Dzerzhinskogo. M.: 1970.
3. Golikov I.N., Goldstein M.I., Murzin I.I. Vanadium in steel. M.: Metallurgy. 1968, 292 p.
4. Goldstein M.I., Griny A.B., Blum E.E., Panfilova L.M. Hardening of structural steel by nitrides. M.: Metallurgy, 1970. 222 p.
5. Ibrahim M., Ghayad, Taha Mattar. Influence of vanadium on the properties and corrosion behaviour of carbon steel // Steel Grips. 2004. Vol. 2, № 4. P. 274-278.
6. Krutikova I.A., Panfilova L.M., Smirnov L.A. Investigation of static fatigue tendency for high strength bolt steels micro alloyed by vanadium and nitrogen // Metallurgist. 2010, № 1. P. 59-64.
7. Sarrak V.I., Philippov G.A. // Collection: Problems of physical metallurgy and physics of metals. M.: Metallurgy. 1973. Vol. 2, P. 13-140.
8. Static strength and mechanics of destruction / under edition A. Dale, V. Anton. M.: Metallurgy, 1986. -566 p.
9. Goldstein M.I., Litvinov V.S. Physics of metals of high- strength alloying, M.: Metallurgy, 1986. - 306 P.
10. Asahi H., Hirakami D. and Yamasaki S. Hydrogen trapping behavior in vanadium-added steels // ISIJ International. 2003. Vol. 43, № 46. P. 527-533.
11. Yamasaki S., Masubuki, Toshimi T.// Nippon Steel Technical Report №. 80, July 1999, P.50-55.
12. Sarrak V.I., Philippov G.A. // Physics of metals and metallurgical science. 1974. Vol. 32, № 6. P. 1266-1273.
13. Ivanova V.S., Terentyev V.F. Nature of fatigue of metals. M.: Metallurgy, 1975. 456 p.
14. Zabil'skiy V.V., Bartenov O.A., Velichko V.V., Polonskaja S.M. // Physics of metals and metallurgical science. 1986 Vol. 62, № 4, P. 793-800.
15. Romanov O.N., etc. // ФХММ. 1975. Vol. 11, № 5. P. 23-30.
16. Romanov O.N. Toughness of destruction of constructional steels. M.: Metallurgy, 1979. 175 p.
17. Fournelle at all // Met. Trans. 1996, Vol A 7, N 5. P. 669-682.
18. Brown M.I., Embury J.D. // Acta metallurgica. 1972. Vol. 20, № 4. P. 627-635..

УДК 62-83

Омельченко Е.Я., Моисеев В.О.

МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ МОМЕНТА СОПРОТИВЛЕНИЯ И МОМЕНТА ИНЕРЦИИ МЕХАНИЗМА

Приведены уравнения расчета момента сопротивления и момента инерции механизма по экспериментальным осциллограммам пуска и торможения от задатчика интенсивности и источника момента. Представлены практические механические характеристики, снятые по разработанной методике для волочильных станов стальной проволоки с электроприводом по системе «преобразователь частоты - асинхронный двигатель».

Ключевые слова: электропривод, методика, момент сопротивления, момент инерции.

The article describes equations for the calculation of the mechanism drag torque and inertia using startup and slowdown experimental oscillograph records taken from the setup unit of moment intensity and source. The authors present practical mechanical characteristics obtained in accordance with the method developed for steel wire drawing mills equipped with «frequency converter - induction motor» electric drives.

Key words: electric drive, method, drag torque, inertia.

Качество настройки регулируемого электропривода (ЭП) непосредственно влияет на качественные и количественные характеристики технологического процесса. Для современных электроприводов по системе «преобразователь частоты – асинхронный двигатель» (ПЧ-АД), характеризующихся высоким быстродействием, важными параметрами при наладке являются суммарный момент инерции ЭП и зависимость статического момента сопротивления механизма от угловой скорости вращения двигателя [1]. Су-

ществующие методики свободного выбега [2] характеризуются низкой точностью и большой трудоемкостью определения этих параметров ЭП. Предлагаемая методика строится на использовании специализированного микропроцессорного устройства (СМПУ), являющегося неотъемлемой частью современных систем ПЧ-АД.

В основу методики расчета положены уравнения динамики одномассовой системы ЭП с постоянным моментом инерции для пуска-тормозных режимов:

$$\left. \begin{aligned} J_{\Sigma} \frac{d\omega_{II}}{dt} &= M_{II}(t) - M_C(\omega), \\ J_{\Sigma} \frac{d\omega_T}{dt} &= -M_T(t) + M_C(\omega), \end{aligned} \right\} (1)$$

где J_{Σ} – суммарный момент инерции ЭП, приведенный к валу двигателя, кг·м²; $M_{II}(t), M_T(t)$ – электромагнитные моменты двигателя для режимов пуска и торможения соответственно, Н·м; $d\omega/dt = \dot{\omega}$ – первая производная угловой скорости по времени, 1/с²; $M_C(\omega)$ – зависимость момента статических сопротивлений механизма от угловой скорости вращения, приведенная к валу двигателя, Н·м.

В системе уравнений (1) предусмотрено, что при торможении производная $\dot{\omega}_T$ принимает положительное значение, если угловая скорость ω положительная. В этом случае для режима торможения достаточно выполнить условие $M_T(t) < M_C(\omega)$.

При заданных темпах пуска и торможения (управление АД от задачика интенсивности (ЗИ) при $\dot{\omega} = const$) расчет заданных параметров выполняется по формулам:

$$\left. \begin{aligned} J_{\Sigma} &= (M_{II}(\omega) - M_T(\omega)) / (\dot{\omega}_{II} + \dot{\omega}_T), \\ M_C(\omega) &= (M_{II}(\omega) + M_T(\omega) - J_{\Sigma}(\dot{\omega}_{II} - \dot{\omega}_T)) / 2, \end{aligned} \right\} (2)$$

где $M_{II}(\omega), M_T(\omega)$ – значения электромагнитных моментов двигателя при угловой скорости ω .

Формулы (2) упрощаются, если темпы пуска и торможения равны ($\dot{\omega}_{II} = \dot{\omega}_T$):

$$\left. \begin{aligned} J_{\Sigma} &= (M_{II}(\omega) - M_T(\omega)) / (2\dot{\omega}), \\ M_C(\omega) &= (M_{II}(\omega) + M_T(\omega)) / 2. \end{aligned} \right\} (3)$$

В некоторых системах регулирования (наточные устройства) режимы пуска и торможения могут управляться от регулируемого источника момента (РИМ), когда в процессе управления ЭП с помощью действующей системы регулирования поддерживается значение электромагнитного момента двигателя на уровне заданного или постоянного. В этом случае расчет заданных параметров выполняется по формулам:

$$\left. \begin{aligned} J_{\Sigma} &= (M_{II} - M_T) / (\dot{\omega}_{II}(\omega) + \dot{\omega}_T(\omega)), \\ M_C(\omega) &= (M_{II} + M_T - J_{\Sigma}(\dot{\omega}_{II}(\omega) - \dot{\omega}_T(\omega))) / 2, \end{aligned} \right\} (4)$$

где $\dot{\omega}_{II}(\omega), \dot{\omega}_T(\omega)$ – значения темпов пуска и торможения двигателя при угловой скорости ω и постоянных моментах двигателя.

Формулы (4) упрощаются, если пусковой и тормозной моменты по абсолютной величине равны ($M_{II} = -M_T$):

$$\left. \begin{aligned} J_{\Sigma} &= 2M_{II} / (\dot{\omega}_{II}(\omega) + \dot{\omega}_T(\omega)), \\ M_C(\omega) &= M_{II}(\dot{\omega}_{II}(\omega) - \dot{\omega}_T(\omega)) / (\dot{\omega}_{II}(\omega) + \dot{\omega}_T(\omega)). \end{aligned} \right\} (5)$$

Методика определения J_{Σ} и $M_C(\omega)$ сводится к следующему:

– с помощью СМПУ по прикладным программам записываются в память ПЭВМ переходные процессы электромагнитного момента $M(t)$ и угловой скорости вращения $\omega(t)$ при пуске и торможении;

– при управлении от ЗИ в осях M, ω строятся зависимости $M_{II}(\omega), M_T(\omega)$ и по формулам (2) или (3) для заданных угловых скоростей рассчитываются J_{Σ} и $M_C(\omega)$;

– при управлении от РИМ для пуска и торможения дополнительно рассчитываются производные $\dot{\omega}_{II} \approx \Delta\omega_{II}/\Delta t$ и $\dot{\omega}_T \approx -\Delta\omega_T/\Delta t$;

– в осях $\dot{\omega}, \omega$ строятся зависимости $\dot{\omega}_{II}(\omega), \dot{\omega}_T(\omega)$ и по формулам (4) или (5) при известных M_{II}, M_T для заданных угловых скоростей рассчитываются J_{Σ} и $M_C(\omega)$.

Одним из критериев правильности расчетов может служить постоянство рассчитанного значения J_{Σ} , т.к. методика строится из предположения $J_{\Sigma} = const$.

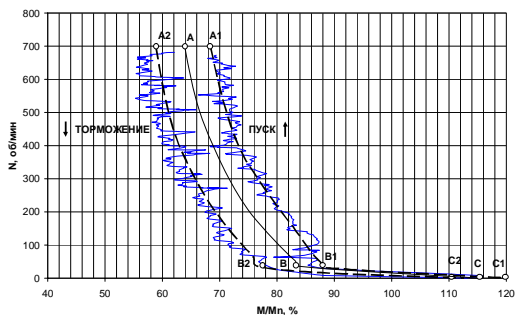
Для примера рассмотрено практическое применение предлагаемой методики. На рисунке приведены механические характеристики $M/M_H(N)$ стана мокрого волочения 650/12 (см. рисунок, а) при волочении труднодеформируемой стали ст80 и стана тонкого волочения UDZWTG 80/21 (см. рисунок, б) при волочении пластичной стали ст3.

Регистрация характеристик выполнялась на базе преобразователей частоты типа *Commander SK (Control Techniques, Англия)* с использованием программ *CT Soft* и *CT Scope*. Дальнейшая обработка результатов выполнена в программе XL.

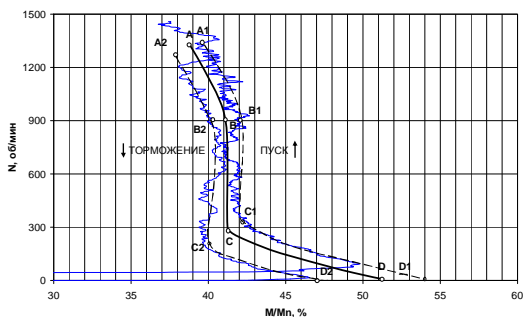
При запрограммированном маршруте волочения записаны параметры $M/M_H(t)$ и $N(t)$ для режимов пуска ($A_1B_1C_1D_1$) и торможения ($A_2B_2C_2D_2$) при управлении от ЗИ. По формулам (2) рассчитаны значения $M_C(N)$ (ABCD) и J_{Σ} (см. таблицу).

Параметры ЭП и значения J_{Σ}

Параметр	Стан мокрого волочения	Стан тонкого волочения
Двигатель	4A280M8	4A180M4
P_n , кВт	75	30
M_n , Н·м	976.4	194.7
r_p	4	2
N_n , об/мин	733	1471.5
Преобразователь частоты	SK 5401	SK 4401
P_n , кВт	75	37
$J_{дв}$, кг·м ²	4.1	0.23
J_{Σ} , кг·м ²	14.63	0.494



а



б

Механические характеристики станов мокрого (а) и тонкого (б) волочения

Полученные зависимости $M_C(N)$ для волочильных станов показывают наличие момента трогания, доходящего до 120% от номинального (участок СВ,

см. рисунок, а). Это объясняется большим моментом скольжения на шкивах трения и недостатком смазки в волоках при низких скоростях. Наклонные участки АВ с уменьшением момента при увеличении скорости объясняются улучшением смазки, снижением усилия волочения и момента скольжения. Полученные зависимости использованы при выборе максимальной мощности преобразователей частоты и структуры регулирования МПСУ, а также при определении рациональной скорости волочения, обеспечивающей минимальное электропотребление и максимальную производительность стана.

Расчитанные значения J_{Σ} в 2,5–3,5 раз превышают моменты инерции двигателей, что полностью подтверждается ранее проведенными расчетами.

Предлагаемая методика расчета $M_C(N)$ и J_{Σ} проста в применении и может быть рекомендована для систем ПЧ-АД с МПСУ при выполнении пуско-наладочных работ.

Список литературы

1. Омелченко Е.Я. Исследование электромеханической системы наматочного аппарата проволочного волочильного стана / Е.Я. Омелченко, А.А. Радионов, В.А. Бондаренко // Электротехнические системы и комплексы: межвуз. сб. науч. тр. Вып. 18. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2010. С. 9–27.
2. Гарнов В.К., Рабинович В.Б., Вишневецкий Л.М. Унифицированные системы автоуправления электроприводом в металлургии. Изд. 2-е, перераб. и доп. М.: Металлургия, 1977. 192 с.

Bibliography

1. Omelchenko E.Ya. The study of the electromechanical system of the wire drawing mill coiler / E.Ya. Omelchenko, A.A. Radionov, V.A. Bondarenko // Electromechanical systems and complexes: Interuniversity collection of scientific papers. Issue 18. Magnitogorsk: GOU VPO MSTU, 2010. pp. 9–27.
2. Garnov V.K., Rabinovich V.B., Vishnevetskiy L.M. Standardized systems of the electric drive automatic control in metallurgy. 2nd edition revised and enlarged. M.: Metallurgy, 1977. 192 p.

УДК 621.926-251

Макаров А.Н., Хозей А.Б.

РАСЧЕТ УГЛА ПРЕЦЕССИИ РОТОРА И ГИРОСКОПИЧЕСКОЙ СИЛЫ, ДЕЙСТВУЮЩЕЙ НА ЕГО ОПОРУ

В статье рассмотрена динамическая устойчивость ротора центробежно-ударной дробилки. Выражены зависимость угла прецессии ротора и реакция радиальной опоры от приложенной к нему нагрузки, необходимые для выполнения проектировочного расчета элементов дробилки.

Ключевые слова: прецессия, гироскоп, дробилка, ротор, опора.

The article considers the dynamic stability of rotor-centrifugal impact crusher. Pronounced dependence of the precession angle of the rotor and the response of the radial bearing loads applied to it, necessary to perform the calculation of elements of a drawing crusher.

Key words: precession, gyroscope, crusher, rotor, bearing.

В настоящее время центробежно-ударные дробилки (ДЦ) отечественного производства (ЗАО «Урал-Омега») используют в своей конструкции сферические газостатические опоры (ГСО) ротора, позволяющие

погасить всю непредсказуемость нагрузок, присущих технологическому процессу ударного дробления.

Сферические ГСО ДЦ были запроктированы таким образом, чтобы обеспечить применение простого

для обслуживания вентиляторного оборудования взамен наиболее сложного компрессорного. Данное техническое решение привело к таким негативным последствиям, как увеличение массы и габарита опоры и, как следствие, самого агрегата. Кроме того, ротор ДЦ необходимо было установить в дополнительную радиальную опору. Разработчиками были проведены исследования, направленные на поиск оптимально подходящих конструкций дополнительных опор или устройств, способных выдержать необходимые радиальные нагрузки [3–6]. Наиболее оптимально подходящей была признана конструкция, содержащая дополнительную радиальную упругую опору [4]. Опытные и промышленные испытания ДЦ с ротором, установленным в двух упругих опорах – сферической газостатической и упругой радиальной [4], благодаря инерционным характеристикам массивной пяты ГСО показали высокую степень самоцентрирования при возложенных на нее нагрузках. Результаты испытаний объясняются тем, что, будучи в ненагруженном состоянии, ротор удовлетворяет достаточному условию устойчивости волчка, описанному в [1]:

$$J_z \omega^2 > 4J_x Pl, \tag{1}$$

где J_z – момент инерции относительно оси симметрии ротора; J_x – момент инерции относительно оси, перпендикулярной оси симметрии ротора; ω – угловая скорость вращения ротора; P – вес ротора; l – расстояние от точки опоры до центра тяжести ротора.

Следовательно, ротор ДЦ будет являться уравновешенным быстровращающимся гироскопом и согласно [2] к нему можно применить одно из следствий аксиомы Даламбера, что сумма векторных моментов внешних сил M_i вместе с моментом сил инерции L равна нулю или:

$$\sum \vec{M}_i = \vec{L}$$

где

$$L = J_z \cdot \omega \cdot \omega_1 \cdot \sin\left(\omega \hat{\times} \omega_1\right). \tag{2}$$

Кроме того, в результате действия внешних сил появится характерная составляющая гироскопических явлений – угол прецессии, величина которого повлияет на работоспособность ДЦ по критерию касания пяты и подпятника. Таким образом, существует необходимость определения зависимости угла прецессии ротора от его инерционных характеристик и действующих на него нагрузок.

Согласно [2] угловой скоростью прецессии ω_1 будет скорость поворота ротора относительно неподвижной точки в момент загрузки только одной половины рабочего органа.

Принимем, что поворот ротора под действием внешних сил [7] произойдет в упругой радиальной опоре т.0 (см. рисунок) по причине большей радиаль-

ной жесткости по сравнению со сферической ГСО. Угловую скорость ω_1 можно определить исходя из закона сохранения механической энергии:

$$\frac{m \cdot V_1^2}{2} - \frac{m \cdot V_0^2}{2} = F \cdot b + G_c \cdot b \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right),$$

где m – масса ротора, а правая часть выражения – работы силы тяжести и инерционных сил груза, затраченные на смещение центра тяжести на величину b .

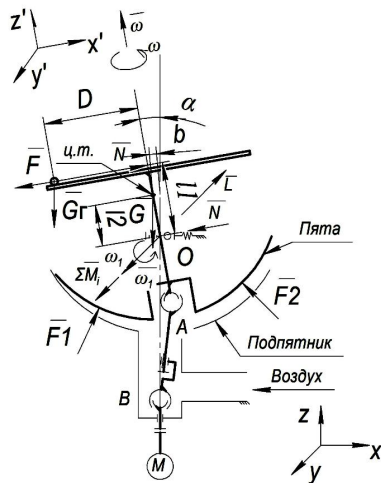


Схема ротора ДЦ

Принимая отсутствие начальной скорости и величину смещения $b = 2 \cdot l_2 \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)$, получим:

$$\omega_1 = \frac{2 \cdot \sqrt{l_2 \cdot \left(F \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) + G_c \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 \right)}}{l_2} \cdot m. \tag{3}$$

Подставив (3) в (2) и учитывая угол нутации от перпендикулярности векторов $\vec{\omega}$ и $\vec{\omega}_1$, получим выражение момента сил инерции, характеризующее величину момента внешних сил, которые необходимо приложить к ротору для смещения его на угол прецессии α .

$$L = \frac{2 \cdot J_z \cdot \omega \cdot \sqrt{l_2 \cdot \left(F \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) + G_c \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 \right)}}{l_2}. \tag{4}$$

Согласно [2] по причине разнонаправленности векторов $\sum \bar{M}_i$ и \bar{L} получим восстанавливающую пару сил \bar{N} момента инерции (см. рисунок) с плечом l_2 , одна из которых будет являться реакцией упругой радиальной опоры точки вращения 0.

$$L = \frac{2 \cdot J_z \cdot \omega \cdot \sqrt{l_2 \cdot \left(F \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) + G_z \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 \right)}}{l_2^2}. \quad (5)$$

Предполагая, что $\bar{F}_1 = \bar{F}_2$, из (4) можно рассчитать угол прецессии α , на который произойдет поворот ротора под действием силы тяжести \bar{G}_z и инерционных сил груза \bar{F} :

$$\alpha = 2 \cdot \arcsin\left(\frac{F \cdot \sqrt{m \cdot l_2^3 + J_z^2 \cdot \omega^2} - F \cdot J_z \cdot \omega}{2 \cdot J_z \cdot \omega}\right). \quad (6)$$

Таким образом, величина угла прецессии ротора α , рассчитанная по (6), позволит запроектировать геометрические параметры ГСО, обеспечивающими работоспособность ДЦ по критерию касания пяты и

подпятника. Кроме того, высокая степень самоцентрирования ротора была обусловлена реакцией упругой радиальной опоры, расчет которой можно осуществить при помощи выражения (5) и таким образом произвести необходимый проектировочный расчет её элементов.

Список литературы

1. Меркин, Д.Р. Введение в теорию устойчивости / Д.Р. Меркин. М.: Наука, 1971. 312 с.
2. Никитин, Н.Н. Курс теоретической механики: учебник для машиностроительных и приборостроительных специальностей вузов/ Н.Н. Никитин. 6-е изд., перераб. и доп. М.: Высш. шк., 2003. 719 с.
3. Пат. 2302295 РФ, МПК В 04 В 9/00, F 16 F 15/32.
4. Пат. 2222381 РФ, МПК В 02 С 13/14.
5. Пат. 2259239 РФ, МПК В 04 В 9/12, 9/14, F 16 F 15/32.
6. Пат. 2236904 РФ, МПК В 02 С 13/14.
7. Шадрунова И.В., Кутлубаев И.М., Колодежная Е.В. Анализ силового взаимодействия при разрушениях породы в дробилках ударного действия // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2008. №2. С. 9–12.

Bibliography

1. DR Merkin Introduction to the theory of stability. Moscow: Nauka, 1971. 312 p.
2. Nikitin, N. Course of Theoretical Mechanics: A Textbook for engineering and instrument-making professions schools / N. Nikitin. 6th ed., Revised and add. M.: Higher school, 2003. 719 p.
3. Pat. 2302295 RU, MPK B 04 B 9/00, F 16 F 15/32.
4. Pat. 2222381 RU, MPK B 02 C 13/14.
5. Pat. 2259239 RU, MPK В 04 В 9/12, 9/14, F 16 F 15/32.
6. Pat. 2236904 RU, MPK В 02 С 13/14.
7. Shadrunova I.V., Kutlubayev I.M., Kolodezhnaya E.V. The analysis of power interaction in the rock destruction in impact crushers // MGTU bulletin. 2008. №2. P. 9–12.

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА МЕТАЛЛУРГИИ, ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ

УДК 66.046.4.001.57

Мирзаев Д.А., Копцев В.В.

ОСОБЕННОСТИ КИНЕТИКИ ДЕКАРБОНИЗАЦИИ CaCO₃

Рассмотрена и проанализирована кинетика декарбонизации CaCO₃ известняка. Показано, что при температурах выше 900°C процесс декарбонизации в слоях кусочка обрабатываемого известняка (максимальный радиус частицы 20 мм) происходит практически мгновенно.

Ключевые слова: кинетика, декарбонизация, известняк, известь, температура.

Kinetics of limestones CaCO₃ decarbonization are considered and analysed. It is shown that decarbonization process in layers of a piece of processed limestone (the maximum radius of a particle of 20 mm) at temperatures above 900°C occurs almost instantly.

Key words: kinetics, decarbonization, limestone, lime, temperature.

При разработке математической модели работы вращающейся печи [1, 2] предполагается, что при достижении кусочком известняка температуры разложения карбоната кальция CaCO₃ практически мгновенно происходит его разложение по реакции



Это положение, разумеется, не следует понимать в точном значении слова «мгновенно». Рассмотрим проблему длительности разложения кусочков карбоната на основе кинетической теории [3], выдвинутой в свое время членом-корреспондентом АН СССР П.В. Гельдом и сохранившей свое значение до сегодняшнего дня.

Отметим прежде всего, что в том случае, когда изотермическая выдержка CaCO₃ происходит в ограниченном объеме, в нем устанавливается равновесное давление CO₂, зависящее от температуры. Например, по данным [3]

$$\lg P_{\text{CO}_2} = -\frac{9300}{T} + 7,85, \quad (2)$$

где P_{CO_2} – равновесное давление CO₂, выраженное в атмосферах (1 атм ≈ 0,1 МПа).

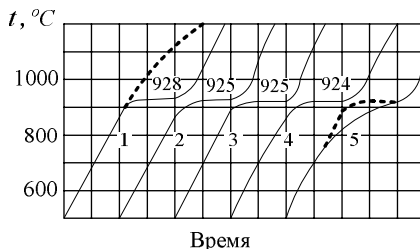
Величины равновесного давления по результатам разных работ несколько различаются [3], и это свидетельствует о влиянии на упругость CO₂ диссоциации примесей, а также размеров кусочков карбоната. При температурах 773, 973, 1073, 1173 и 1273 К равновесное давление CO₂ составляет 0,66·10⁻³, 0,196·10⁻², 0,015 и 0,35 МПа соответственно. Таким образом, равновесное давление резко возрастает с повышением температуры.

Значение $P_{\text{CO}_2} = 0,1$ МПа достигается при температуре 1185 К или 912°C. Это очень важная температура. На термограммах нагрева образцов карбоната (см. рисунок) имеются горизонтальные площадки (т.е. участки с постоянной температурой), обусловленные

тем, что поступающая от нагревателя теплота расходуется на обеспечение теплового эффекта превращения, ибо диссоциация карбоната происходит с поглощением теплоты [3]:

$$\begin{aligned} \Delta H &= 175590 + 13,81 \times T - 20,92 \times 10^{-3} \times T^2 + \\ &+ 2,59 \times 10^{-6} \times T^3 \text{ Дж / моль.} \end{aligned} \quad (3)$$

Вблизи температуры 1185 К поглощается теплота, $\Delta H = 166900$ Дж/моль.



Термограммы образцов карбоната кальция, полученные в работе [4] при разложении: 1 – чистого, осадненного CaCO₃; 2 – серого кристаллического известняка (0,7% SiO₂; 0,52% Fe₂O₃); 3 – мела (1,1% SiO₂; 0,84% Fe₂O₃); 4 – плотного мелкозернистого (0,005 мм) литографического камня (1,94% SiO₂; 0,50% Fe₂O₃; 0,92% MgO); 5 – плотного мелкозернистого мергеля (18,42% SiO₂; 1,72% Fe₂O₃).

Появление площадки нагрева обычно наблюдается у металлов и сплавов, испытывающих фазовые переходы. Но в случае диссоциации карбоната причина иная. Фронт выделения CO₂ при нагревании перемещается от поверхности, например, сферического образца вглубь, а сверху сохраняется слой CaO, образовавшийся первым. Поэтому возникает проблема диффузии (просачивания) CO₂ через слой оксида кальция.. При

этом важно учитывать, что просачивание затруднено существованием внешнего атмосферного давления. По-видимому, превышение P_{CO_2} над атмосферным поз-

воляет реализовать каналы прохода CO_2 через слой CaO , которые, очевидно, обеспечивают быструю сквозную диссоциацию кусочка карбоната. Именно это обстоятельство наряду с ускоряющими реакцией воздействием температуры, а также ростом скорости диссоциации в ходе развития превращения (примерно на 50-70%) обуславливают температурную остановку.

Как и во всех процессах фазовых переходов, в твердом состоянии образование CaO происходит в результате зарождения кристаллов оксида кальция на фронте превращения в непревращенных объемах $CaCO_3$ и их последующего роста.

Известно несколько механизмов роста. Примем, что образец имеет вид шара радиусом R , через r обозначим радиус произвольной сферы в образце, а положение фронта превращения определим радиусом ρ . В сферическом слое $R > r > \rho$ существует CaO , а внутренняя сфера $r < \rho$ заполнена только $CaCO_3$. Допустим, что в момент t поверхность раздела характеризуется радиусом $r_1 = \rho$ (τ), а через промежуток времени dt она перемещается на сферу с радиусом $r_2 = \rho + d\rho$. Тогда можно ввести скорость продвижения фронта реакции

$$V = -\frac{d\rho}{dt} \quad (4)$$

На ранней стадии превращения, когда слой CaO еще тонкий и удаление (десорбция) CO_2 не встречает препятствия, для скорости перемещения фронта справедливо выражение $V = k_1 \times S \times (1 - \frac{P}{P_0})$, (5)

где k_1 – константа скорости реакции на этой стадии; P и P_0 – фактическое и равновесное давление CO_2 в газовой фазе, окружающей образец (P_0 определяется по уравнению (2)); S – площадь поверхности раздела.

Кинетический коэффициент $k_1 = k_{10} \times e^{-\frac{E}{RT}}$, причем энергия активации E процесса близка по величине к теплоте разложения карбоната, равной приблизительно 170 кДж/моль.

Формула (5) отражает пропорциональность между скоростью процесса и разностью давлений P и P_0 .

Когда слой CaO становится достаточно большим, необходимо считаться с диффузией CO_2 , при этом предполагается, что теплообмен не является лимитирующей стадией. В этом случае для скорости роста справедливо выражение

$$V = \frac{4\pi \times \rho^2 \times R \times k_1 \times (P_0 - P)}{\rho_0 \times D \times R + \rho \times k_1 \times (R - \rho)} \quad (6)$$

где D – коэффициент фильтрации углекислоты через слой образовавшейся CaO .

В том случае, когда известняк нагревается выше температуры 900°C, то давление CO_2 сначала сравни-

вается, а затем начинает превосходить атмосферное. Из-за растрескивания CaO появляются каналы для беспрепятственного удаления газа CO_2 . В таких условиях единственным процессом, ограничивающим скорость распада $CaCO_3$, является подвод тепла, причем температура T на фронте распада будет оставаться практически постоянной для того, чтобы обеспечить растрескивание новых слоев CaO . Итак, в условиях интенсивного разложения карбоната кальция лимитирующей стадией становится теплообмен. Поэтому в работах [1, 2] было уделено основное внимание теплообмену.

Гельд П.В. [3] считает, что при указанном расположении фронта превращения известняка через слой CaO течет стационарный тепловой поток к фронту реакции. В этом слое температура от времени не зависит и определяется выражением

$$T_a - T_1 = -\frac{Q' \cdot \gamma}{\lambda} \cdot \rho \cdot \frac{R - \rho}{R} \cdot \frac{d\rho}{d\tau} \quad (7)$$

где T_a – температура окружающей среды, т.е. температура печи в данной точке; Q' – тепловой эффект, отнесенный к единице массы $CaCO_3$; γ – плотность известняка; T_1 – температура, немного превышающая температуру начала интенсивной декарбонизации $T_0 \approx 900^\circ C$, т. е.

$$T_1 = T_0 + v. \quad (8)$$

К поверхности реакционной зоны подходит тепловой поток

$$q_1 = -\lambda \cdot \left| \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=\rho} \quad (9)$$

который расходуется на покрытие эндотермического эффекта реакции

$$q = Q' \cdot \gamma \cdot \frac{d\rho}{dt} \quad (10)$$

Приравняв q_1 и q , Гельд П.В. получает выражение, связывающее скорость перемещения фронта и разность температур, практически аналогичное полученному в работе [2].

Знание скорости перемещения фронта и размера частицы позволяют оценить время полного разложения образца карбоната

$$\tau_{\Pi} = \frac{Q' \cdot \gamma}{\lambda} \cdot \frac{R^2}{6 \cdot (T_a - T_1)} \quad (11)$$

Видно, что длительность разложения зависит от температуры в печи T_a . Примем $Q' = 1780$ кДж/кг [2]; $\gamma = 3,4$ г/см³ в интервале температур 1000 – 1400°C; $\lambda = 5,8 - 10$ кДж/(м ч град); $R = 20$ мм (наибольший радиус частицы известняка). Тогда найдем соответственно

$T_a, ^\circ C$	1000	1100	1200	1300	1400
$\tau_{\Pi}, ч$	0,672	0,336	0,224	0,148	0,1355

При температурах распада ниже T_1 для скорости движения фронта следует использовать выражение (6), что приведет к увеличению τ_n в сотни или тысячи раз. Фактический распад проходит при температурах печи выше T_1 .

Поэтому можно считать, что гипотеза мгновенного превращения оправдана. Кроме того, в математической модели использован тот же подход, что и в работе В.П. Гельда, который, приравняв выражения (9) и (10), также принимает, что превращение происходит мгновенно. Возможность такой гипотезы обусловлена тем, что лимитирующей стадией при $T > 900^\circ\text{C}$ является теплообмен. Для температур, которые существенно ниже 900°C , несомненно нужно учитывать диффузию CO_2 , однако эта температурная область практически не дает вклада в процесс превращения карбоната кальция.

Отметим также работу [5], в которой дополнительно учтены теплообмен между атмосферой печи и частицами карбоната, а также теплопроводность вдоль радиуса частиц. Но основная идея о том, что превращение лимитируется подводом тепла к фронту превращения, сохраняется. В таких условиях можно допустить, что образование слоя CaO происходит как бы мгновенно при температуре T_1 , формально игра-

ющей роль температуры фазового перехода.

Заключение. Приведен анализ кинетики декарбонизации CaCO_3 , показано, что при температурах выше 900°C процесс декарбонизации в слоях кусочка обрабатываемой извести (максимальный радиус частицы 20 мм) происходит практически мгновенно.

Список литературы

1. Колцев В.В. Моделирование работы вращающейся печи по обжигу известняка // Вестник СамГТУ. Сер. «Технические науки». 2005. № 39. С. 158–162.
2. Колцев В.В., Колцев А.В. Математическая модель нагрева гранулированной среды // Вестник СамГТУ. Сер. «Физико-математические науки». 2005. № 38. С. 128–131.
3. Есин О.А., Гельд П.В. Физическая химия пирометаллургических процессов. Свердловск: Metallurgizdat, 1962. С. 671.
4. Потепенко С.В. // М.С. Ж. прил. химии. 1932. № 5. 693.
5. Табунщиков Н.П. Производство извести. М.: Химия, 1974. С. 240.

Bibliography

1. Koptsev V.V. Modeling of operation of the rotating furnace on limestone roasting. // Messenger of Samara State Technical University. Series «Technical science series». 2005. No. 39. P. 158-162.
2. Koptsev V.V., Koptsev A.V. Mathematical model of heating of the granulated environment. // Messenger of Samara State Technical University. Series «Physical and mathematical sciences». 2005. No. 38. P. 128-131.
3. Yesin O.A., Geld P.V. Physical chemistry of pyrometallurgical processes. Sverdlovsk: State science and tech. publishing house literatures on ferrous and nonferrous metallurgy. 1962. P. 671.
4. Potapenko S. V. Journal of Applied Chemistry. 1932. No. 5. P. 693.
5. Tabunshchikov N. P. Production of a lime. M: Chemistry, 1974. P. 240.

ЭКОЛОГИЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОЙ ОТРАСЛИ

УДК 504.05

Черчинцев В.Д., Коробова Н.Л., Серова А.А.

ХАРАКТЕРИСТИКА ХВОЙНЫХ НАСАЖДЕНИЙ ПРОМЫШЛЕННОГО ГОРОДА С РАЗВИТОЙ ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИЕЙ

Изучено состояние *Picea glauca* в условиях городской среды. Показано влияние антропогенных факторов на биологические показатели хвои. В зависимости от удаленности от источников загрязнения выделены зоны различной интенсивности загрязнения городских лесопосадок.

Ключевые слова: ель канадская, окружающая среда, площадка пробоотбора, выбросы, загрязнение воздуха, антропогенные факторы, биотические показатели.

The state of *Picea glauca* in the urban environment. The influence of pollution on biological indicators of needles. Depending on the distance from pollution sources, zones of varying intensity of pollution of urban tree planting.

Key words: Canadian spruce, environment, site sampling, emissions, air pollution, anthropogenic factors, biotic indices.

Как известно, зеленые насаждения благотворно влияют на параметры окружающей среды, а также на жизнь и здоровье человека, животных и растений. В условиях промышленных городов проблема состояния зеленых насаждений является особенно актуальной. В формировании благоприятного микроклимата зеленые насаждения существенно влияют на уменьшение силы ветра, скорость которого они способны снижать в 7-11 раз, приостанавливая движение горячих (летом) и холодных (зимой) ветров [1].

При предварительном обследовании городских насаждений Магнитогорска в 2011 г. были получены данные, характеризующие современное состояние территорий.

Магнитогорск является крупным промышленным центром черной металлургии. Городу свыше 80 лет. Технологический процесс получения готовой продукции на металлургических предприятиях города сопровождается пыле-, газообразованием и выбросом их в атмосферу. Выбросы содержат комплекс органических и неорганических соединений. Десятки лет объем валовых выбросов в окружающую среду составлял более 900 тыс. тонн в год. С 1996 года общий объем выбросов стал снижаться и достиг предельно допустимого уровня. Структура лесных насаждений городской территории разнообразна, в основном это тополя, карагачи, ели. Породы, плохо переносящие загрязнение воздуха дымом и газами, – ель канадская и сибирская, каштан конский, клен остролистный, пихта сибирская, рябина, сосна обыкновенная, ясень обыкновенный [2].

Особой чувствительностью к действию антропогенных факторов обладают компоненты хвойных биогеоценозов, поэтому в качестве индикатора состояния была выбрана ель канадская. Состояние деревьев Магнитогорска на первом этапе оценивалось в процессе визуального обследования парков и скверов города [3]. Для исследования городских хвойных насаждений были выбраны сходные по биотическим показателям участки лесопосадок, расположенные на

разном удалении от Магнитогорского металлургического комбината (ММК), отличающиеся разным уровнем загрязнения окружающей среды. На каждой площадке пробоотбора учитывалось в среднем не менее 20 деревьев. В качестве контроля использовался участок леса в доме отдыха (д/о) «Абзаково», расположенном в отрогах древних Уральских гор, на юго-востоке Башкирии, в 60 км от Магнитогорска, удаленный от промышленных и транспортных зон [4].

Территории исследования разделены на несколько зон, которые представлены в **таблице**. Результаты исследования показали, что хуже всего обстановка складывается у елей, высаженных в зоне I, что объясняется их расположением с подветренной стороны здания. И, по всей видимости, это усугубляется направленностью произрастающих елей в сторону комбината, чьи выбросы негативно сказываются на состоянии деревьев. Скорость роста можно оценить, измерив длину прироста и его массу, а на интенсивность фотосинтеза указывают масса и количество хвоинки.

Состояние елей в зонах III, V, VIII примерно одинаковое. Годичный прирост составляет в среднем 10,71 см. Лучше других состояние елей, растущих в зоне IV, где прирост составляет 12,69 см.

Максимальное количество хвоинок на 10 см побега в черте города (188) отмечено у деревьев, растущих возле МГТУ. В контроле это значение составляет 207.

Наибольшая суммарная длина десяти хвоинок отмечена у елей зоны IV – 28,34 см. В других точках пробоотбора значение этого показателя варьируется в пределах от 20,93-21,85 до 23,18-25,98 см. Подобные измерения в контрольной точке – курорте «Абзаково» – составили 29,75 см.

Прирост побега в зоне IX составил 13,23 см и практически вполтину меньше (7,47 и 7,34см.) – в зонах I и VII. Прирост ветвей у елей, растущих в зонах II и VI, находился примерно на одном уровне: от 7,768 до 7,831 см. По приросту побега значения отличаются во всех точках пробоотбора.

Среднее значение биопоказателей хвои по зонам

Показатель	Среднее значение биопоказателей									Наибольшие значения	Наименьшие значения	Наибольшие значения	Наименьшие значения
	Зона I	Зона II	Зона III	Зона IV	Зона V	Зона VI	Зона VII	Зона VIII	Зона IX				
Масса год. прироста	3,52	3,96	5,30	7,84	5,36	3,62	3,59	5,83	8,30	11,30	2,20	7,84	3,52
Длина год. прироста	7,47	7,77	10,27	12,69	10,40	7,83	7,34	11,46	15,78	22,50	5,80	12,69	7,34
Масса 10 хв. прироста	0,21	0,31	0,26	0,37	0,27	0,23	0,24	0,33	0,36	0,50	0,05	0,37	0,21
Длина 10 хв. прироста	20,33	24,52	25,24	28,34	24,65	21,85	23,18	25,98	29,39	30,20	20,10	28,34	20,93
Масса хв. прироста	2,72	2,97	3,84	4,76	3,91	2,79	2,80	4,36	5,33	7,40	1,90	4,76	2,72
Кол-во хв. прироста	141,22	128,16	158,52	182,44	166,26	136,63	136,08	164,30	198,97	258,00	101,00	182,44	128,16
Масса хв. на 10 см	3,42	3,87	3,97	4,19	4,06	3,29	3,39	4,41	4,95	6,53	2,10	4,41	3,29
Кол-во хв. на 10 см	188,64	176,76	167,24	149,93	170,14	170,43	177,07	160,87	194,63	207,00	100,00	188,64	149,93

В таблице:

Зона I – Магнитогорский государственный технический университет (МГТУ).

Зона II – Площадь возле железнодорожного вокзала.

Зона III – Администрация Правобережного района Магнитогорска.

Зона IV – Магнитогорский государственный университет (МаГУ).

Зона V – ул. Газеты Правды.

Зона VI – Политехнический колледж.

Зона VII – Администрация г. Магнитогорска.

Зона VIII – Комсомольская площадь.

Зона IX – д/о «Абзаково».

Максимальная масса прироста побега в черте города отмечена у елей, растущих в зоне IV (7,844 г). Минимальная длина прироста наблюдается у елей, расположенных в зоне I – 3,519 см и зоне VII – 3,593 см. Этот показатель значительно отличался от подобного в контроле – 8,296 см.

На основании проведенных исследований можно установить зависимость между экологической обстановкой и состоянием хвойных насаждений. Контрольные измерения, проводимые в доме отдыха «Абзаково», подтверждают выявленную закономерность. В черте города самые лучшие значения из всех рассмотренных показателей – у деревьев, растущих в зонах III и IV. Самая неблагоприятная обстановка для произрастания елей наблюдается в зонах I, II и VIII.

Список литературы

1. Фильтрующие свойства зеленых насаждений [Электронный ресурс]. URL: <http://greentext.ru/>
2. Материалы, посвященные природе [Электронный ресурс]. URL: <http://ecologytogliatti.narod.ru>
3. Состояние хвойных насаждений Омска / Г. В. Барайшук, А.А. Гайвас // Лесное хозяйство. 2005. № 1. С. 33-34.
4. Коробова Н.Л. Влияние известково-доломитового аэрозоля на хвойные породы деревьев // Лесное хозяйство. 2005. № 1.

Bibliography

1. Filtering properties of green plants [electronic resource]. URL: <http://greentext.ru>.
2. Materials on the nature [electronic resource]. URL: <http://ecologytogliatti.narod.ru>.
3. State of conifer plantations Omsk / G.V. Barayschuk, A.A. Gayvas // Forestry. 2005. № 1. S. 33-34.
4. Korobova, N.L. Influence of dolomite lime spray on conifers // Forestry, 2005. № 1.

МАТЕМАТИКА

УДК 517.927.25

Малеко Е.М., Чурсина Н.В., Пузанкова Е.А.

ВОЗМУЩЕНИЕ ОПЕРАТОРА ВЕБЕРА-ЭРМИТА ОПЕРАТОРОМ СДВИГА

В работе рассмотрено возмущение оператора Вебера-Эрмита одним оператором сдвига. С учетом полученных ограничений вычислены собственные числа и собственные функции возмущенного оператора.

Ключевые слова: гильбертово пространство, собственные числа, собственные функции.

In work perturbation of operator Weber-Hermite of one operator of shift is considered. In view of the received restrictions eigenvalues and eigenfunctions of the perturbation operator are calculated.

Key words: Hilbert space, eigenvalues, eigenfunctions.

В [3] рассмотрен действующий в комплексном сепарабельном гильбертовом пространстве (СГП) H дискретный оператор A , собственные числа $\lambda_m \in C$ которого простые и занумерованы в порядке возрастания модулей, а соответствующие собственные функции φ_m образуют в H ортонормированный базис, $m \in N \cup \{0\}$. В этой же работе был рассмотрен и действующий в H оператор

$$B_{k,\alpha} := A + \alpha P_k, \quad k \in N,$$

где P_k – оператор сдвига,

$$P_k \varphi_m = \gamma_{k,m} \cdot \varphi_{m+k},$$

то есть $\forall h \in D(P_k) \quad P_k h = \sum_{m=0}^{\infty} h_m \gamma_{k,m} \varphi_{m+k}$,

$$h_m = (h, \varphi_m). \quad (1)$$

Здесь (\cdot, \cdot) – скалярное произведение в H , $\alpha \in C$, $\gamma_{k,m}$ – положительные числа. В [1] все числа $\gamma_{k,m} = 1$. Области определения операторов:

$$D(P_k) = \{h \in H : \{\gamma_{k,m} h_m\}_{m=0, \infty} \in \ell_2\},$$

$$D(A) = \{h \in H : \{\lambda_m h_m\}_{m=0, \infty} \in \ell_2\}$$

$$D(B_{k,\alpha}) = D(A) \cap D(P_k).$$

Это следует из изоморфизма пространств H и ℓ_2 . Доказана в [3] следующая теорема.

Теорема 1. Если для любого $t \in N \cup \{0\}$, некоторого $\alpha_0(k) > 0$ и любых комплексных α , таких, что $0 < |\alpha| < \alpha_0(k)$ выполняются включения

$$\begin{aligned} \{\lambda_{s,k+m} \nu_{s,m}(\alpha)\}_{s=0, \infty} &\in \ell_2, \\ \{\gamma_{k,s+k} \nu_{s,m}(\alpha)\}_{s=0, \infty} &\in \ell_2, \end{aligned} \quad (2)$$

$$\nu_{s,m}(\alpha) = \alpha^s \frac{\prod_{j=0}^{s-1} \gamma_{k,jk+m}}{\prod_{j=1}^s (\lambda_m - \lambda_{jk+m})}, \quad \nu_{0,m}(\alpha) = 1,$$

то справедливы равенства

$$B_{k,\alpha} \psi_m = \lambda_m \psi_m,$$

$$\text{где} \quad \psi_m = \varphi_m + \sum_{s=1}^{\infty} \nu_{s,m}(\alpha) \varphi_{s+k}. \quad (3)$$

Другими словами, λ_m – собственные числа, ψ_m – собственные функции оператора $B_{k,\alpha}$.

В качестве оператора A далее будем рассматривать оператор Вебера-Эрмита $A := -\frac{d^2}{dx^2} + \frac{x^2}{4} I$, действующий в СГП $H := L_2(0, \infty)$, I – тождественный оператор. Областью определения $D(A)$ будем считать все функции $f = f(x)$ такие, что f и $\frac{df}{dx}$ абсолютно непрерывны на

любом отрезке полуоси R_+ , причем $Af \in H$.

Собственными числами оператора A являются числа $\lambda_n = n + \frac{1}{2}$, $n \in N \cup \{0\}$, а $\varphi_n = c_n^{-1} D_n$ – соответствующие собственные функции, образующие в H ортонормированный базис. Здесь $D_n = e^{-\frac{x^2}{4}} \frac{1}{\sqrt{2^n}} H_n\left(\frac{x}{\sqrt{2}}\right)$ – функции Вебера-Эрмита, а H_n – многочлены Эрмита,

$$c_n = \|D_n\|_H = \sqrt[4]{2\pi} \sqrt{k!}, \quad \|\cdot\|_H = \left(\int_0^{+\infty} |\cdot|^2 dx \right)^{\frac{1}{2}}$$

– норма в H .

Из [2, с. 122-124] известно, что

$$D_{n+1}(x) - xD_n(x) + nD_{n-1}(x) = 0,$$

а также
$$\frac{d^k}{dx^k} \left[e^{\frac{x^2}{4}} D_n(x) \right] = (-1)^k (-n)_k e^{\frac{x^2}{4}} D_{n-k}(x), \quad (4)$$

$$\frac{d^k}{dx^k} \left[e^{-\frac{x^2}{4}} D_n(x) \right] = (-1)^k e^{-\frac{x^2}{4}} D_{n+k}(x), \quad k=1,2,3,\dots \quad (5)$$

Здесь

$$(-n)_k = \begin{cases} -n, & k=1, \\ (-n)(-n+1), & k=2, \\ (-n)(-n+1)(-n+2), & k=3, \\ \dots & \dots \end{cases}$$

Из (4), (5) получим

$$P_n^- D_n(x) := \frac{e^{-\frac{x^2}{4}}}{n} \frac{d}{dx} \left[e^{\frac{x^2}{4}} D_n(x) \right] = D_{n-1}(x),$$

$$P_n^+ D_n(x) := -e^{\frac{x^2}{4}} \frac{d}{dx} \left[e^{-\frac{x^2}{4}} D_n(x) \right] = D_{n+1}(x).$$

Для $k \in \mathbb{N}$ имеем

$$(P^+)^k D_n(x) = P^+ (P^+)^{k-1} D_n(x) = D_{n+k}(x), \quad (P^+)^0 = \mathbb{I},$$

и
$$(P^-)^k \varphi_n(x) = \gamma_{k,n} \varphi_{n+k}(x),$$

где $\gamma_{k,n} = c_{n+k} / c_n$, $\gamma_{k,n} = \sqrt{(n+1)\dots(n+k)}$. Очевидно, что $\forall j \|\varphi_j\| = 1$.

Коэффициенты $\varrho_{s,m}(\alpha)$ ряда (3):

$$\varrho_{s,m}(\alpha) = \alpha^s \frac{\sqrt{(m+1)\dots(m+sk)}}{\prod_{j=1}^s (m+1/2 - (jk+m) - 1/2)} = \quad (6)$$

$$= \alpha^s \sqrt{\frac{(sk+m)!}{m!}} \frac{1}{(-1)^s s! k^s} = \sqrt{\frac{(sk+m)!}{m!}} \left(-\frac{\alpha}{k}\right)^s \frac{1}{s!}.$$

Используя формулу Стирлинга, из (6) получим

$$\varrho_{s,m}(\alpha) \approx \sqrt{\frac{\left(\frac{sk+m}{e}\right)^{sk+m} \cdot \sqrt{2\pi(sk+m)}}{\left(\frac{m}{e}\right)^m \cdot \sqrt{2\pi m}}} \frac{1}{\left(\frac{s}{e}\right)^s \cdot \sqrt{2\pi s}} \left(-\frac{\alpha}{k}\right)^s = \quad (6)$$

$$= \sqrt{\frac{(sk+m)^{sk+m+1/2}}{m^{m+1/2} e^{sk}}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{s}{e}\right)^{2s} 2\pi s} \left(-\frac{\alpha}{k}\right)^s =$$

$$= \frac{1}{\sqrt{2\pi s m^{m+1/2}}} \sqrt{\frac{(sk+m)^{sk+m+1/2}}{s^{2s}}} \left(-\frac{\alpha}{e^{(k-2)/2} k}\right)^s$$

Проверим: для каких $k \in \mathbb{N}$ и $\alpha \in \mathbb{C}$ справедливы включения (2). То есть найдем условия, при которых ряды

$$F_1(k) := \frac{m^{-m+1/2}}{2\pi} \sum_{s=1}^{\infty} \frac{(sk+m+1/2)^2 (sk+m)^{sk+m+1/2}}{s^{2s}} \left(\frac{|\alpha|}{e^{2/k}}\right)^{2s}, \quad (7)$$

$$F_2(k) := \frac{m^{-m+1/2}}{2\pi} \times \sum_{s=1}^{\infty} \frac{(sk+m+1)\dots(sk+m+k) (sk+m)^{sk+m+1/2}}{s^{2s}} \left(\frac{|\alpha|}{e^{2/k}}\right)^{2s} \quad (8)$$

сходятся для ненулевых $\alpha \in \mathbb{C}$.

Пусть $k = 1$. Тогда (7) оценим следующим образом:

$$F_1(1) < \frac{e^m}{2\pi m^{m+1/2}} \times \sum_{s=1}^{\infty} \frac{(sk+m+1/2)^2 (s+m)^{m+1/2}}{s} (e|\alpha|^2)^s \frac{1}{s^s}. \quad (9)$$

Так как интеграл $\int_1^{\infty} s^{m+3/2} \left(\frac{M_1}{s}\right)^s ds$ сходится для любого положительного M_1 , то сходится ряд в правой части (9), а следовательно, и ряд (7) при $k = 1$ сходится для любого $\alpha \in \mathbb{C}$.

Аналогично оценим ряд (8):

$$F_2(1) < \frac{e^m}{2\pi m^{m+1/2}} \times \sum_{s=1}^{\infty} \frac{(sk+m+1)(s+m)^{m+1/2}}{s} (e|\alpha|^2)^s \frac{1}{s^s}. \quad (10)$$

Интеграл $\int_1^{\infty} s^{m+1/2} \left(\frac{M_1}{s}\right)^s ds$ сходится для любого положительного M_1 , поэтому сходится ряд в правой части (10), а следовательно, и ряд (8) при $k = 1$ сходится для любого $\alpha \in \mathbb{C}$.

Пусть $k = 2$. Тогда из (7) и (8) получим

$$F_1(2) < \frac{1}{\pi \sqrt{2m}} \left(\frac{2e}{m}\right)^m \times \sum_{s=1}^{\infty} \frac{(2s+m+1/2)^2 (s+m/2)^{m+1/2}}{s} |\alpha|^{2s}, \quad (11)$$

$$F_2(2) < \frac{1}{\pi \sqrt{2m}} \left(\frac{2e}{m}\right)^m \times \sum_{s=1}^{\infty} \frac{(2s+m+1)(2s+m+2)(s+m/2)^{m+1/2}}{s} |\alpha|^{2s}. \quad (12)$$

Интеграл $\int_1^{\infty} s^{m+3/2} |\alpha|^{2s} ds$ сходится для любого

ненулевого комплексного числа α такого, что $|\alpha| < 1$. Поэтому сходятся ряды в правых частях (11) и (12), а следовательно, при $k = 2$ ряды (7) и (8) сходятся при тех же значениях α .

Пусть $k > 2$. Оценим ряды (7) и (8):

$$F_1(k) > \frac{1}{2\pi} \sum_{s=1}^{\infty} s^{s(k-2)+1} \left(\frac{|\alpha|}{k e^{(k-2)/2}} \right)^{2s}, \quad (13)$$

$$F_2(k) > \frac{1}{2\pi} \sum_{s=1}^{\infty} s^{s(k-2)+k-1} \left(\frac{|\alpha|}{k e^{(k-2)/2}} \right)^{2s}. \quad (14)$$

Из оценок (13) и (14) и расходимости интегралов

$$\int_1^{\infty} s^{s(k-2)+1} M_2^{2s} ds \quad \text{и} \quad \int_1^{\infty} s^{s(k-2)+k-1} M_2^{2s} ds \quad (0 < M_2 < \infty)$$

следует расходимость ряда (7) и (8) для $k > 2$ и любого ненулевого комплексного α .

По теореме 1 собственные функции возмущенно-го оператора Вебера-Эрмита $B_{k,\alpha} := A + \alpha P_k$ принимают вид

$$\tilde{\psi}_m = \varphi_m + \sum_{s=1}^{\infty} v_{s,m}(\alpha) \varphi_{sk+m},$$

однако с учетом представлений $\varphi_n = c_n^{-1} D_n$ достаточно просто выводятся и равенства (15). Таким образом, доказано следующее утверждение.

Утверждение. Оператор $B_{k,\alpha} = A + \alpha P_k$ (A – оператор Вебера-Эрмита, $P_k = (P^+)^k$), действующий в СГП $H := L_2(0, \infty)$, удовлетворяет всем условиям теоремы 1 при $k = 1$ с $\alpha_0(1) = \infty$ и при $k = 2$ с $\alpha_0(2) = 1$. Его собственными числами являются числа $\lambda_m = m + 1/2$, $m \in N \cup \{0\}$, а соответствующие собственные функции имеют вид

$$\psi_m = D_m + \sum_{s=1}^{\infty} \frac{\alpha^s}{\prod_{j=1}^s (\lambda_m - \lambda_{jk+m})} D_{sk+m}. \quad (15)$$

Список литературы

1. Малеко Е.М. К вычислению спектра дискретных и направленно возмущенных операторов: монография. Магнитогорск: МаГУ, 2007. 160 с.
2. Бейтмен Г., Эрдейи А. Высшие трансцендентные функции: функции Бесселя, функции параболического цилиндра, ортогональные многочлены. Изд-е. 2-е, стереотип. М.: Наука, 1974. 296 с.: ил.
3. Малеко Е.М., Чурсина Н.В. О возмущении дискретного оператора оператором сдвига // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2011. №4.

Bibliografy

1. Maleko E.M. To calculation of the spectra of discrete and of directionally perturbed operators: the monography. Magnitogorsk: MaSU, 2007. 160 p.
2. Bateman H., Erdelyi A. Higher transcendental functions: functions of Bessel, parabolic cylinder functions, orthogonal polynomials. Publ. the second. M.: The science, 1974. 296 p.
3. Maleko E.M., Chursina N.V. About perturbation of discrete operator of the operator of shift // The bulletin MGTU named after G.I. Nosov. 2011. №4.

НАУЧНЫЕ ШКОЛЫ

УДК 378 (09): 669.1

Филатов В.В.

РАЗВИТИЕ НАУЧНЫХ ШКОЛ В ОБЛАСТИ ДОМЕННОГО И СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА В МГТУ ИМ. Г.И. НОСОВА И ТЕХНИЧЕСКОЕ ПЕРЕВООРУЖЕНИЕ МАГНИТОГОРСКОГО МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО КОМБИНАТА (1940–2000 гг.)

Исследуется теория развития научных школ в сфере доменного и сталеплавильного производства и влияние научных разработок докторов и профессоров МГМИ-МГТУ на экономическую деятельность Магнитогорского металлургического комбината.

Ключевые слова: научная школа, доменное производство, сталеплавильное производство.

We research the theory of the development of scientific schools in the field of blast-furnace and steelmaking production and the effect of the scientific developments of Doctors of Science and Professors of MGMI-MGTU on the economic activities of the Magnitogorsk Metallurgical Works.

Key words: scientific schools, blast-furnace production, steelmaking production.

Магнитогорский горно-металлургический институт создавался, прежде всего, для обеспечения Магнитогорского металлургического комбината квалифицированными инженерными кадрами металлургов и горняков. Преподаватели МГМИ занимались не только образовательной деятельностью, но и активно участвовали в развитии техники на металлургическом комбинате. Цеха комбината стали экспериментальной площадкой для научных исследований профессорско-преподавательского состава МГМИ. Научные разработки становились не только важным средством повышения эффективности производства на ММК, но и развивали творческую, научно-исследовательскую деятельность студентов, будущих руководителей подразделов комбината.

С образованием МГМИ стали формироваться первые научные школы, оказавшие значительное влияние на становление флагамена отечественной металлургии. Особую роль в создании научных школ внесли доктора технических наук, профессора, работавшие на кафедрах университета и на ММК.

Научные школы не останавливались в своем развитии. Каждый доктор наук, профессор готовил и готовит себе смену. Десятки их учеников защищали и защищают диссертации, предлагают новые научные подходы, вносят весомый вклад не только в науку, но и стремятся внедрить свои разработки на Магнитогорском металлургическом комбинате.

Вехи развития научных школ, созданных в университете, можно разделить на этапы, чтобы наглядно видеть достижения ученых. Тяжелейшим испытанием для страны и города стали 1940-е гг. В годы Великой Отечественной войны незаурядные творческие способности проявил Арнольд Давидович Готтлиб. Он являлся крупным ученым в области доменного производства, занимался проблемами интенсификации агломерационного процесса, регулирования доменного процесса с целью достижения оптимальных парамет-

ров плавки. Под его руководством впервые в мировой практике осуществлено тепловое регулирование работы доменной печи. Тогда же профессором Александром Михайловичем Банных были внедрены на Магнитогорском металлургическом комбинате ряд исследований, направленных на повышение производительности доменных печей, технологии агломерации марганцевых руд. Эти и другие ученые МГМИ внесли свой вклад в то, что за 1940–1945 гг. на ММК было выпущено 11,6 млн т чугуна и 12,1 млн т стали.

Научные исследования докторов, профессоров МГМИ помогли значительному росту объемов производства и в последующие годы. В 1959 г. по сравнению с 1946 г. выпуск чугуна на ММК увеличился в 2,3 раза, стали – в 2,4 раза [1. С. 83, 128].

В 1950–1960-е гг. активной научной деятельностью занимался Константин Александрович Зуц. Его научная школа была связана с автоматизацией и совершенствованием теплового режима мартеновских печей. Большой вклад он внес в разработку и внедрение двухванных мартеновских печей на ММК.

В эти годы директор Магнитогорского металлургического комбината Владимир Михайлович Зудин проявил себя как ученый, создавший научную школу по исследованию способов производства железа и стали, получению малосернистого чугуна, внедрению устройств для ведения доменной плавки. Как вспоминал бывший заведующий кафедрой металлургии чугуна МГМИ В.Г. Дружков: «Зудин имел большой опыт работы в доменных цехах и потому вел в институте все дисциплины, связанные с эксплуатацией доменных печей. У него много глубоких научных разработок не только по технологии, но и по изменению конструкции домен» [2. С. 290].

Особую роль в развитии как университета, так и металлургического комбината сыграли научные открытия Абрашита Мусеевича Бигеева. Он предложил новое научное направление – математическое

моделирование металлургических процессов и использование его для совершенствования сталеплавильного производства, разработки новых технологий выплавки чугуна, стали и ферросплавов.

Ярким примером удачного совмещения научной и хозяйственной работы является доктор технических наук Вадим Григорьевич Антипин. В сфере его научных интересов оказались проблемы процесса освоения продукки кислородом в мартеновских печах, разработка и освоение первой в СССР вакуумной установки порционного типа в мартеновском цехе №2 ММК.

Новое научное направление создал в то время Нисон Львович Гольдштейн. Он внес значительный вклад в совершенствование процессов агломерации железных руд, а также в теорию и практику доменного производства.

Техническое перевооружение ММК, в том числе и за счет внедрения исследований ученых МГМИ, позволило увеличить производство стали в 1977 г. по сравнению с 1960 г. вдвое (с 7,8 до 15,6 млн т), чугуна – в 1,9 раза (с 6 до 11,2 млн т) [1. С. 180].

Крупным ученым в области газификации был Михаил Александрович Стефанович. Его научные исследования способствовали ускорению работ по автоматизации доменных печей, использованию комбинированного дутья высоких параметров.

В 1970–1980-е гг. в МГМИ продолжали развиваться новые научные школы. К ведущим специалистам в области электрошлаковой разливки стали и сплавов принадлежал Михаил Иосифович Кричевец.

Одним из ученых-практиков в области металлургии чугуна стал Юрий Васильевич Федулов. Его научные изыскания способствовали совершенствованию технологии доменной плавки, внедрению новейших систем управления на Магнитогорском металлургическом комбинате. Расход кокса на металлургическом комбинате постоянно сокращается. В 1932 г. при запуске цеха он был 800–850 кг на тонну чугуна, сегодня – в два раза меньше. В своей докторской диссертации Ю.В. Федулов доказал, что и этот показатель можно уменьшить еще вдвое [2. С. 426].

1990-е гг. были трудным временем для ОАО «ММК». В условиях, когда на Магнитогорском металлургическом комбинате производство чугуна в 1994 г. по сравнению с 1988 г. сократилось вдвое (с 11,7 до 5,7 млн т), необходимо было искать новые пути повышения эффективности доменного производства. Среди 1200 докторов и 7 тыс. кандидатов наук, которые тогда занимались НИР в 70 уральских вузах, активно внедряли разработки на ММК и ученые МГМИ.

Их научные изыскания в числе других организационно-технических мероприятий позволили довести объемы производства чугуна на металлургическом комбинате до 8,5 млн т (2000 г.). За это время производство стали возросло до 8,8 млн т (1999 г.) [3. С. 104–105, 115, 193].

Значительный вклад в науку в 1990-е – начале 2000-х гг., как ученый и организатор, внес Валерий Михайлович Колокольников. Он возглавил научную школу по развитию теории и технологии синтеза ли-

тейных металлических и неметаллических сплавов на заранее заданные свойства, процессам их выплавки, рафинирования, модифицирования. Его научно-технические и технологические разработки внедряют в ОАО «ММК» и других предприятиях страны. Возглавив в 2007 г. университет, он прилагает немало сил для подъема качества научных исследований в МГТУ, роста новых научных школ, защит докторских диссертаций.

Ведущим специалистом в области литейного производства является Константин Николаевич Вдовин. Созданная им научная школа направлена на совершенствование процессов непрерывной разливки стали и технологических процессов производства качественных отливок из чугуна и стали. На основе его научных исследований внедрены в производство, и прежде всего на Магнитогорском металлургическом комбинате, десятки изобретений, давшие большой экономической эффект.

Доктор технических наук Александр Юрьевич Никулин являлся крупным специалистом в области термодинамических и кинетических исследований внепечных процессов в черной металлургии. Он участвовал в выполнении фундаментальных исследований по математическому моделированию процессов взаимодействия порошковых материалов с жидкой фазой при внепечной обработке металлов.

Научные исследования Валентина Сергеевича Новикова посвящаются технологии обжига и проплавки окатышей. Его докторская диссертация защищена по теме: «Разработка и внедрение новых технологических приемов по повышению эффективности выплавки чугуна в доменных печах».

Василий Николаевич Петухов возглавляет научное направление, связанное с совершенствованием теории и технологии флотации каменных углей и коксования. Разработки Николая Петровича Сысоева принадлежат к научной школе доменишников в области газодинамики и механики движения материалов в доменных печах и шахтных установок металлургии.

Профессор Александр Федорович Миляев продолжает заниматься совершенствованием технологии плавки и получения отливок. Он принимает активное участие во внедрении в ОАО «ММК» новых разработок по технологии литья крупных отливок, прогрессивных формовочных смесей.

Научные исследования Вахита Абдрашитовича Бигеева направлены на разработку новых процессов комплексной переработки железорудного сырья и совершенствования процессов выплавки и ковшевой обработки стали. Результаты его научных исследований внедрены в кислородно-конвертерном цехе металлургического комбината.

Салават Камилевич Сибатуллин занимается разработкой детерминированной математической модели предельной степени использования газовой составляющей, способами достижения эффективной работы доменных печей с применением окатышей при длительной службе футеровки, технологических решений при режимах загрузки и параметрах дутья доменных печей.

Научные изыскания Александра Михайловича Столярова принадлежат к научной школе по совершенствованию технологии разливки стали классическим (в изложницы) и непрерывным (на МНЛЗ) способами. Научная деятельность Виктора Петровича Чернова относится к научной школе, которая исследует разработку и синтез оксидных сплавов и технологических процессов с использованием отходов производства.

Исследования первого десятилетия 2000-х гг. показывают, что ученые МГТУ, как и их предшественники, готовы и дальше добиваться открытий в металлургической отрасли. Разработки их научных школ будут востребованы на Магнитогорском металлургическом комбинате.

Список литературы

1. Галигузов И.Ф., Чурилин М.Е. Флагман отечественной индустрии. История Магнитогорского металлургического комбината имени В.И.Ленина. М.: Изд-во «Мысль», 1978. 251 с.
2. Волков Ю.П., Манаенко И.П., Федулов Ю.В. Доменный цех Магнитки: дела и люди. Магнитогорск: Магнитогорский Дом печати, 2001. 448 с.
3. Запарий В.В. Черная металлургия Урала в 70-80-е годы XX века. Екатеринбург: Банк культурной информации: УрО РАН, 2003. 552 с.

Bibliography

1. Galizuzov I.F., Churilin M.E., Leader of native industry. History of Magnitogorsk Metallurgical works named after V.I. Lenin. Publisher M. «Mysl», 1978, 251 pp.
2. Volkov U.P., Manaenko I.P., Fedulov U.V. Magnitogorsk blast – furnace workshop: things and people. Magnitogorsk: Magnitogorsk Press House, 2001, 448 pp.
3. Zaparyi V.V. Iron and steel industry of the Urals in the 70-80 years of the XXth century. Ekaterinburg: Bank of cultural information: UrO RAS, 2003. 552 pp.

ТЕХНОЛОГИИ И МАШИНЫ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

УДК 669.1.002.5-192

Огарков Н.Н., Тулупов О.Н., Корчунов А.Г., Шеметова Е.С.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УПРУГОЙ ДЕФОРМАЦИИ ВОЛОКИ ПРИ ПРОТЯГИВАНИИ ЗАГОТОВКИ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ГИПЕРБОЛИЧЕСКОЙ ФОРМЫ

Представленная статья содержит материалы по получению теоретической зависимости, позволяющей оценить увеличение диаметра и длины контакта инструмента с деформируемым материалом в результате упругой деформации инструмента. Установлено, что чем выше твердость деформируемого материала и меньше модуль упругости материала инструмента, тем больше приращение диаметра и длины контакта за счет упругой деформации контактной поверхности инструмента. Расчеты показывают, что деформация волокна из быстрорежущей стали в 1,6-1,8 раза больше, чем волокна из твердого сплава.

Ключевые слова: очаг деформации, матрица, волокно, гипербола.

Presented article, contains materials on obtaining the theoretical dependence, allowing to estimate increase in diameter and length of contact of the tool with a deformable material as a result of elastic deformation of the tool. It is established that than hardness of a deformable material and less module of elasticity of a material of the tool is higher, subjects are there been more by increment of diameter and length of contact at the expense of elastic deformation of a contact surface of the tool. Calculations show that deformation drag from fast-cutting steel in 1,6-1,8 times more than drag from a firm alloy.

Key words: hearth of deformation, the matrix, fiber, hyperbole.

Существуют различные формы каналов волок: с коническими формами одно- и двухступенчатые, с калибрующим пояском и без калибрующего пояска. Известны также криволинейные рабочие поверхности волок, кривизна которых увязывается, как правило, с линиями тока или возможным кинематическим состоянием деформируемого материала.

В настоящей работе предлагается описывать форму продольного сечения волокна гиперболой [1]

$$y^2 - ctg^2(\beta/2)x^2 = i^2, \quad (1)$$

где β – угол при вершине асимптот гиперболы; i – постоянная гиперболы.

Кривизна гиперболы в различных ее точках является величиной переменной. Наименьший радиус кривизны $R = itg^2(\beta/2)$ имеет вершина гиперболы, поэтому ее можно считать точкой входа поверхности деформируемого материала в очаг деформации. Из схемы взаимодействия инструмента гиперболической формы с поверхностью деформируемого материала (рис. 1) и уравнения (1) имеем:

$$\Delta R = i \left(\cos \lambda - \sqrt{s} \right);$$

$$h_1 = i \sin \lambda \left[\left(\frac{\cos \lambda}{\sqrt{s}} \right) \left(1 + tg^2 \frac{\beta}{2} \right) + tg^2 \frac{\beta}{2} \right], \quad (2)$$

где ΔR – изменение радиуса стержня при волочении; h_1 – проекция длины дуги контакта деформируемого материала на направление его перемещения.

Схема линий скольжения при взаимодействии инструмента гиперболической формы с протягиваемым материалом представлена на рис. 1.

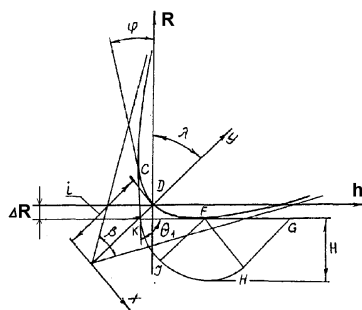


Рис. 1. Схема взаимодействия гиперболического инструмента с деформируемым материалом и поля линии скольжения

Предположим, что трение на контакте инструмента с деформируемым материалом подчиняется закону

$$t_n = \mu \tau_s, \quad (3)$$

где μ – коэффициент, характеризующий трение на контактной поверхности; τ_s – предел прочности деформируемого материала на сдвиг.

Для касательного напряжения на линии контакта имеем

$$\tau_n = \tau_s \cos \Theta (\Theta - \Psi), \quad (4)$$

где Θ и Ψ – соответственно углы, составляемые характеристиками второго семейства и нормальными напряжениями с направлением перемещения деформируемого материала.

С учетом равенства $\tau_n = -\tau_n$ и в зависимости от условий трения на контакте угол наклона линий скольжения составит

$$\Theta_1 = \pi / 2 - \Psi_1 + \arcsin \sqrt{(1 + \mu) / 2}. \quad (5)$$

При наличии застойной зоны должно выполняться условие перпендикулярности линий скольжения, ограничивающих застойную зону.

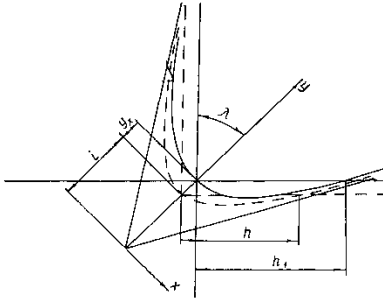


Рис. 2. Схема упругой деформации инструмента

Согласно граничным условиям и принятой схеме деформации уравнение (5) удовлетворяет всегда, если границы застойной зоны стянуты в точку D, в которой $\Psi_1' = \pi / 2 - \lambda$ для $\mu = 0$.

Полученное уравнение (5) не учитывает упругой деформации инструмента в зоне контакта с поверхностью деформируемого материала. Если учитывать изменение формы волокна в результате упругой деформации под действием контактных напряжений (рис. 2), то уравнение деформированной контактной поверхности запишется в виде

$$y = \sqrt{i^2 + x^2 ctg^2 (\beta / 2)} + y_x, \quad (6)$$

где y_x – деформация инструмента в направлении оси y .

Учитывая, что в точке $x = x_1$ обрабатываемый материал покидает очаг деформации по касательной к деформированной контактной поверхности, имеем

$$\frac{dy}{dx} = tg \lambda, \quad (7)$$

где $\lambda = \beta / 2 + x$ – угол наклона оси x к поверхности реза.

Из условия (7) следует

$$\frac{dy}{dx} = \frac{ctg (\beta / 2)}{\sqrt{i^2 / x^2 + ctg^2 (\beta / 2)}} - tg \lambda. \quad (8)$$

Интегрированием уравнения устанавливаем закономерность деформации инструмента

$$y_x = -\sqrt{i^2 + x^2 ctg^2 (\beta / 2)} - xtg \lambda + c. \quad (9)$$

Постоянную интегрирования определим из условия равенства нулю деформации в точке выхода инструмента из контакта с обрабатываемым материалом

$$c = \sqrt{i^2 + x_1^2 ctg^2 (\beta / 2)} + xtg \lambda. \quad (10)$$

Принимая профиль деформированного инструмента в виде гиперболы с постоянной i_1 , запишем:

$$i_1 - i = |y_x|_{x_1} = 0. \quad (11)$$

Следовательно, соотношение между постоянными гиперболы i и i_1 запишем в виде

$$i_1 = \sqrt{i^2 + x_1^2 ctg^2 (\beta / 2)} + x_1 tg \lambda. \quad (12)$$

Абсциссу x_1 деформированной контактной поверхности инструмента оценим исходя из известной задачи Герца об упругом сжатии цилиндра, взаимодействующего с несжимаемой плоскостью. Ширина поверхности упругого контакта по формуле Герца равна [1]

$$2x_1' = 4\sqrt{qGR},$$

где q – удельное давление на единицу длины цилиндра; G – коэффициент упругости материала цилиндра,

$$G = \frac{1 - \nu^2}{\pi E_1};$$

ν – коэффициент Пуассона; E_1 – модуль упругости материала цилиндра; R – радиус цилиндра.

Если заменить эллиптическую эпюру контактных удельных давлений сжатия равновеликой прямоугольной эпюрой, то среднее удельное давление можно выразить через твердость

$$q = 2x_1' HB, \quad (14)$$

где HB – твердость деформируемого материала по Бринеллю.

Радиус кривизны гиперболы в различных ее точках является величиной переменной и определяется выражением

$$R = \frac{(1 + y')^{3/2}}{y''}. \quad (15)$$

Дифференцируем уравнение (1), и подставляя в (15), получим

$$R = (1/i^2) ctg (\beta / 2) \left[(1 + tg^2 (\beta / 2)) y^2 - i^2 \right]^{3/2}. \quad (16)$$

Считая, что радиус кривизны цилиндра в задаче о его упругом сжатии равен радиусу кривизны гиперболы в точке, где деформируемый материал покидает очаг деформации, имеем

$$R = i ctg (\beta / 2) \left[\frac{1 + tg^2 (\beta / 2)}{1 - tg^2 (\beta / 2)} tg \lambda - 1 \right]^{3/2}. \quad (17)$$

С учетом уравнений (14) и (17) уравнение (13) преобразуется к виду:

$$x_1 = 8\nu\sigma G i \operatorname{ctg}(\beta/2) \left[\frac{1 + \operatorname{tg}^2(\beta/2)}{1 - \operatorname{tg}^2(\beta/2)} \operatorname{tg} \lambda - 1 \right]^{3/2}. \quad (18)$$

Из рис. 1, 2 и уравнения гиперболы получают следующие зависимости между размером длины контактной недеформирующей поверхности h и параметром i и между размером длины контактной деформирующей поверхности инструмента и параметром i_1 :

$$h = \frac{2i \sin \lambda}{\cos^2 \lambda \operatorname{ctg}^2(\beta/2) - \sin^2 \lambda}; \quad (19)$$

$$h = \frac{2i_1 \sin \lambda}{\cos^2 \lambda \operatorname{ctg}^2(\beta/2) - \sin^2 \lambda}. \quad (20)$$

Решая совместно уравнения (12), (18) и (20), получим

$$h_1 = h \left[\sqrt{1 + (8\nu\sigma G R / i)^2} + 8\nu\sigma G (R / i) \operatorname{tg} \lambda \right]. \quad (21)$$

Здесь величина R определяется по формуле (17).

Таким образом, уравнение (21) позволяет оценить увеличение контакта инструмента с деформируемым материалом в результате упругой деформации инструмента. Чем выше твердость деформируемого материала и меньше модуль упругости материала инструмента, тем больше приращение длины контакта за счет упругой деформации контактной поверхности инструмента. Исследования показывают, что деформация волоки из быстрорежущей стали в 1,6-1,8 раза больше, чем волоки из твердого сплава.

Полученные результаты рекомендуется использовать при проектировании технологических процессов волочения, редуцирования выглаживания, протягивания деформированием и других технологических процессов с учетом изменения размеров контактных поверхностей вследствие упругой деформации инструмента.

Список литературы

1. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике: пер с англ. Изд. 4-е. М.: Наука, 1977. 832 с.
2. Демидов С.П. Теория упругости. М.: Высш. шк., 1978. 427 с.

Bibliography

1. Korn G., Korn T. Handbook of mathematics. Izd. 4-e. M.: Nauka, 1977. 832 p.
2. Demidov S.P. Elasticity theory. M.: Hight school, 1978. 427 p.

УДК 621.735.32: 621.7.043

Мезин И.Ю., Майстренко В.В., Гун Г.С., Латыпов Р.Т.

АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЗАГОТОВОК ПРИ ХОЛОДНОЙ ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКЕ НАКОНЕЧНИКОВ ТОРМОЗНЫХ ШЛАНГОВ

С использованием компьютерного моделирования осуществлен анализ процесса формообразования стальных заготовок при изготовлении наконечников тормозных шлангов по различным схемам холодной объемной штамповки. Выявлены закономерности и условия формирования дефекта «складка» в стенке тонкостенного стакана. Установлены наиболее предпочтительные переходы холодной объемной штамповки для осуществления серийного производства рассматриваемых изделий.

Ключевые слова: холодная объемная штамповка, наконечники тормозных шлангов, компьютерное моделирование, заготовка, деформирование, напряжение.

With using computer simulation the analysis of process of shaping steel billet during making tip brake hoses using different schemes of cold forging was done. Regularity and conditions of formation of defect "fold" in the wall of thin-walled barrel were discovered. The most preferable transitions of cold forging for realization of repetition work of the considered manufacture were determined.

Key words: Cold forging, brake hoses' nozzles, computer simulations, workpiece, deforming, strain.

В настоящее время в ОАО «Белебеевский завод «Автономаль» освоено производство наконечников тормозных шлангов легковых автомобилей методом холодной объемной штамповки (ХОШ). По новой технологии корпуса наконечников изготавливаются из материала сталь 10Ю на шестипозиционном холодновысадочном автомате Nedform модели NH 615 фирмы NEDSCHROEF HERENTALS N.V. (Бельгия) с производительностью 120 изделий в минуту. Сталь 10Ю обладает лучшими пластическими свойствами, чем автоматная сталь АС14, обеспечивая при монтаже тормозного шланга более плотное прилегание к опорной поверхности и герметичность соединения [1].

Анализ существующей в условиях завода технологии производства наконечников тормозных шлангов

выявил ряд ее недостатков, приводящих к образованию дефектов в виде складок и трещин на боковой поверхности изделия. Такие дефекты, образующиеся при формообразовании, недопустимы для деталей тормозных систем автомобилей. По результатам выполненного анализа осуществлено совершенствование технологии и в первую очередь операции холодной объемной штамповки заготовок. Усовершенствованная технологическая схема переходов ХОШ представлена на рис. 1 [2].

Суть предложенного совершенствования сводилась к изменению геометрических параметров промежуточных заготовок на втором и третьем переходах ХОШ. Измененные параметры (см. рис. 1) обозначены окружностями на 2 и 3 переходах, а место образования складки – на 4 и 5 переходах.

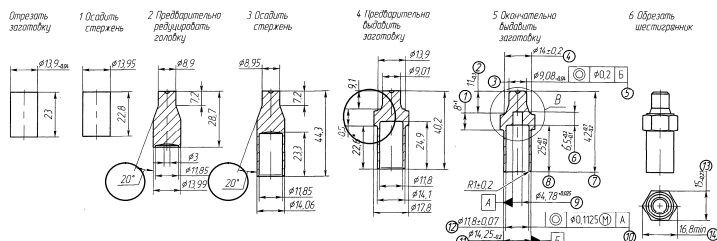


Рис. 1. Усовершенствованная схема переходов ХОШ при формообразовании заготовок наконечников тормозных шлангов

Указанное совершенствование процессов формообразования осуществлено на основе опыта и традиций, сформировавшихся на заводе при освоении подобной продукции, то есть без учета формирующихся напряженного и деформированного состояний. Таким образом, целью настоящей работы явилось компьютерное моделирование процесса формоизменения стальной заготовки при холодной объемной штамповке наконечника тормозного шланга по различным вариантам схемы ХОШ и определение пригодности анализируемых схем для серийного производства указанного изделия.

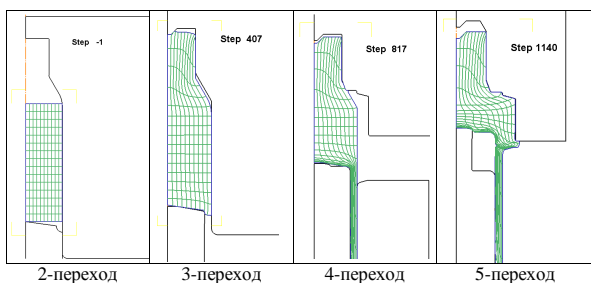


Рис. 2. Конфигурация формообразующего инструмента и обрабатываемой заготовки по базовой технологии на момент начала перехода ХОШ

Для создания модели холодного деформирования при высадке наконечника тормозного шланга использовался программный комплекс «Deform 2D», а также информация о действующем в ОАО «БелЗАН» производстве. Моделирование осуществлялось на примере изделия 2108-3506066 «Наконечник гибкого шланга к тормозу». Координатная сетка, ее трансформация, а также конфигурация формообразующего инструмента и обрабатываемой заготовки по базовой и предлагаемой схемам ХОШ представлены на рис. 2 и 3. Для поддержания постоянного размера элемента количество конечных элементов составляло 8-12 тыс. шт. в начале и конце моделирования соот-

ветственно. Также следует отметить, что на первом переходе реализуется осадка стержня, которая не представляет существенного интереса для последующего моделирования, поскольку не содержит предпосылок для образования каких-либо дефектов.

При компьютерном моделировании получены данные о трансформации координатной сетки деформируемой заготовки, формирующихся полях интенсивности напряжений и деформаций при формообразовании заготовок на каждом переходе. Анализ этой информации подтвердил, что самым проблемным оказался четвертый переход базовой схемы ХОШ, на котором возникают основные дефекты заготовок в виде складок металла в стенке формирующегося на этом этапе тонкостенного стакана. Остальные переходы базовой схемы деформации более благополучны с точки зрения качества рассматриваемых изделий и формирующихся полей напряжений и деформаций в заготовке.

Анализ причин появления указанных дефектов показал, что в соответствии с условиями деформирования в заготовке наблюдается сильный излом линий координатной сетки при оформлении тонкостенного стакана (см. рис. 2). Этот излом по условиям моделирования соответствует аналогичному характеру пластического течения реально деформируемого металла, что и приводит к образованию отмеченного выше дефекта. Область заготовки, в которой образуется дефект и его развитие, представлена на рис. 4.

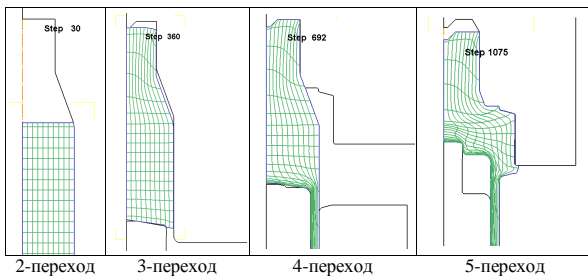


Рис. 3. Конфигурация формообразующего инструмента и обрабатываемой заготовки по предлагаемой технологии на момент начала перехода ХОШ

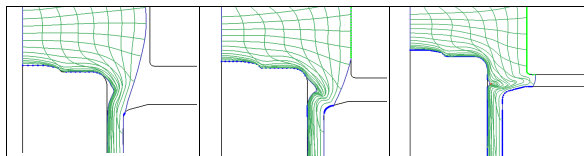


Рис. 4. Область образования дефекта заготовки «складка металла»

На рис. 5 и 6 показаны поля интенсивности напряжений и деформаций, формирующиеся в процессе реализации четвертого перехода ХОШ. Приведенные на этих рисунках данные показали, что область деформируемой заготовки, в которой образуется складка металла, характеризуется высокими значениями интенсивности напряжений и деформаций, при достижении которых с высокой степенью вероятности возможно разрывление металла, приводящее к образованию несплошностей в виде крупных пор и трещин. Данный вывод также подтверждается результатами анализа характера распределения скорости деформации в заготовке.

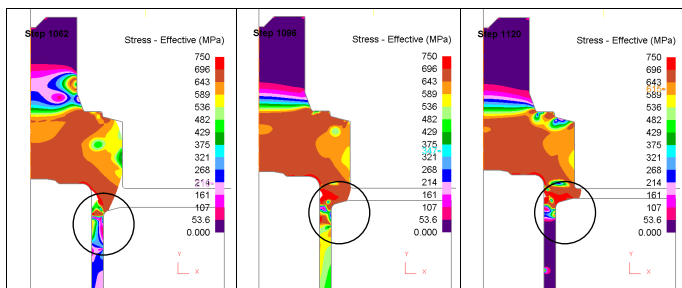


Рис. 5. Поля интенсивности напряжений, формирующиеся при реализации четвертого перехода

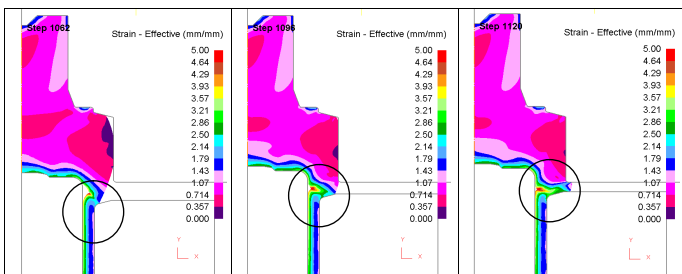


Рис. 6. Поля интенсивности деформаций, формирующиеся при реализации четвертого перехода

На рис. 7 представлены поля распределения скорости деформации в заготовке на этапах четвертого перехода ХОШ. Как видно из представленных результатов компьютерного моделирования, на всех этапах рассматриваемого перехода наблюдается существенная неравномерность скорости деформации в различ-

ных объемах заготовки, причем скорость деформации в тонкой стенке стакана значительно выше, чем в объеме металла в верхней части заготовки. При этом объем переносимого из тонкой стенки металла несколько больше, чем его отводится в верхнюю часть заготовки. Избыток металла выходит за пределы наружной поверхности заготовки, образуя складку.

Таким образом, при анализе деформационных процессов, протекающих на четвертом переходе, установлено, что именно на этом переходе имеются предпосылки для зарождения и развития дефектов в заготовке, приводящее к браку готовой продукции. Технические и технологические условия, в которых реализуется данный переход ХОШ, не приемлемы для их реализации в серийном производстве. Полученные результаты подтверждают необходимость совершенствования деформационных процессов и улучшения условий при осуществлении данного перехода ХОШ.

На рис. 8 представлена информация о протекании деформационных процессов в заготовке при реализации четвертого перехода с использованием усовершенствованной схемы ХОШ рассматриваемого изделия. Анализ представленной информации показал, что на четвертом переходе в предлагаемом исполнении не наблюдается каких-либо критических отклонений от нормального протекания процессов. Установлено, что трансформация линий координатной сетки, отражающая закономерности течения металла, не приводит к излому ее линий и образованию складок по всему объему заготовки. Линии координатной сетки, наблюдаемые на всех этапах перехода, носят плавный характер, что может свидетельствовать об отсутствии условий для зарождения дефектов в металле. Аналогичные выводы сделаны при изучении полей распределения интенсивности напряжений и деформаций. Результаты компьютерного моделирования четвертого перехода по усовершенствованной схеме ХОШ наконечников тормозных шлангов показали, что новый вариант технологии способен обеспечить бездефектное формообразование заготовки и более целесообразен для реализации в условиях серийного производства.

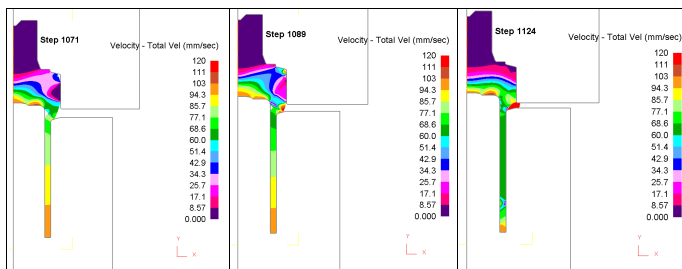


Рис. 7. Поля распределения скорости деформации в заготовке на этапах четвертого перехода ХОШ

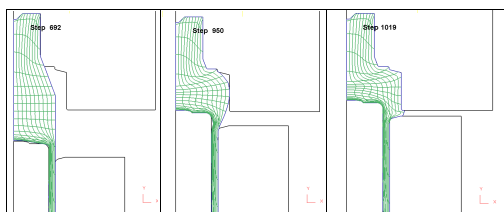


Рис. 8. Трансформация координатной сетки заготовки на этапах четвертого перехода усовершенствованной схемы ХОШ

Список литературы

1. Овчинников С.В. Прогрессивная технология изготовления наконечников тормозных шлангов методом холодной объемной штамповки // КШП ОМД. 2010. № 3. С. 9-13.
2. Пат. 2428273 РФ, МПК В21К 1/16, F16L 33/00. Способ изготовления корпуса наконечника тормозного шланга / Овчинников С.В., Майстренко В.В., Галиахметов Т.Ш. Опубл. 10.09.2011. Бюл. № 25.

Bibliography

1. Ovchinnikov S.V. The progressive technology of tip brake hoses by cold forging // Forging and stamping production. Materials Handling Pressure. 2010, №3, P. 9-13.
2. Pat. 2428273 of the Russian Federation IPC B21K 1/16, F16L 33/00. A method of making the body of a tip brake hose / Ovchinnikov S.V., Maistrenko V.V., Galiaxmetov T. Sh. Print. 10.09.2011. Part. № 25.

УДК 621.771.06:621.892

Платов С.И., Макаров А.Н., Баранов Г.Л., Дёма Р.Р., Ярославцев А.В.

СНИЖЕНИЕ ЭНЕРГОЗАТРАТ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ ЗА СЧЕТ СОЗДАНИЯ РЕЖИМА ЭЛАСТОГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ТРЕНИЯ В МЕЖВАЛКОВОМ КОНТАКТЕ. СООБЩЕНИЕ 1

В данной работе показано, что при горячей прокатке металла с использованием технологических смазок в межвалковом узле клети «кварто» реализуется эластогидродинамический режим трения. Построены зависимости, показывающие наличие данного режима в процессе прокатки для всего сортамента выпускаемой продукции в зависимости от групп энергоэффективности. Проведенные исследования связаны в первую очередь с отсутствием в источниках информации, раскрывающей суть этой проблемы.

Ключевые слова: горячая прокатка, смазочный материал, система подачи технологической смазки.

In this paper we prove that for hot-rolled metal, using lubricants, mezhvalkovom node in the cage, «quarto», sold elastohydrodynamic regime of friction. The dependences of showing the existence of the regime during the rolling process for the entire range of products, depending on the energy efficiency groups. The studies relate primarily to the lack of sources of information, revealing the essence of the problem.

Key words: hot rolling, lubricant, lubricant supply system technology.

Расширение сортамента выпускаемой продукции на станах горячей прокатки, в том числе труднодеформируемых марок сталей ($\sigma_0 > 80$ МПа), сопровождается увеличением энергосиловых параметров процесса, что отражается на высоком потреблении электроэнергии.

Одним из прогрессивных способов снижения энергосиловых параметров в технологии горячей прокатки является применение систем подачи технологической смазки (СТС).

В настоящее время на стане «2000» ОАО «ММК», в первых трех клетях чистой группы, используется

СТС, подающая жидкий, смазочный материал на поверхность опорного вала со стороны выхода металла из клети (рис. 1). Согласно ТИ 374-2010 ОАО «ММК» смазочный материал подается в постоянном объеме: верхний коллектор 0,08 л/мин, нижний коллектор 0,10 л/мин.

Экспериментально установлено, что применение жидких смазочных материалов позволяет снизить нагрузки на валу главного привода на 3–5% [1–3, 9–12].

В работе [13] приведены численные результаты снижения на 7–10% момента трения между рабочим и опорным валами $M_{тр(n)}^{p-0}$ при подаче СМ. Снижение

Таким образом, анализ результатов компьютерного моделирования установил, что усовершенствованная схема высадки наконечников тормозных шлангов является более предпочтительной при серийном производстве этих изделий, поскольку способна обеспечить бездефектное формообразование изделий с заданными формой и размерами.

$M_{тр}$ на наш взгляд, обусловлено возникновением эластогидродинамического режима трения в межвалковом контакте клетки «кварто».

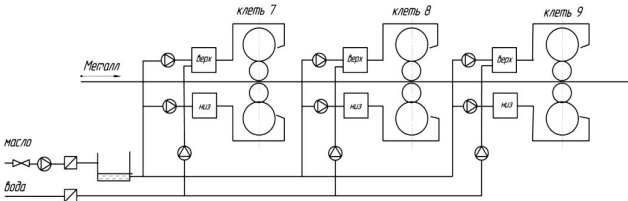


Рис. 1. Схема системы подачи технологической смазки, установленной на ШСГП 2000 ОАО «ММК»

В качестве безразмерного параметра λ характеризующего режим трения в контакте при наличии эластогидродинамического режима смазывания [4-5], принимают соотношение

$$\lambda = \frac{h_0}{\sqrt{R_{a1}^2 + R_{a2}^2}}, \quad (1)$$

где R_{a1} и R_{a2} – среднелинейное отклонение шероховатости контактирующих поверхностей в рассматриваемой точке, мкм.

В зависимости от величины λ разделяют граничный, жидкостный и эластогидродинамический режимы трения, которые лежат в пределах $1 < \lambda < 10$.

Параметры R_a определялись экспериментально, с помощью профилометра модели «TR200 Roughness Tester TIME Group Inc.».

h_0 – толщина смазочной пленки, мкм, определяется согласно формуле И.Д. Ратнера [6,7]:

$$h_0 = 3,17 \cdot (\eta_0 \cdot U_{\Sigma})^{0,75} \cdot \alpha^{0,6} \cdot \rho_{np}^{0,4} \cdot q_m(x)^{-0,15}, \quad (2)$$

где η_0 – динамическая вязкость масла при атмосферном давлении и рабочей температуре, Па·с; U_{Σ} – скорость скольжения трущихся поверхностей (в данной работе была принята скорость прокатки), м/с; α – пьезокоэффициент вязкости, Па⁻¹; ρ_{np} – приведенный радиус кривизны поверхностей трения, м; $q_m(x)$ – погонная нагрузка (давление металла на валок), определена согласно [14], Н/м.

Расчетные значения толщины слоя смазочного материала h_0 на 7-й клетке для стали 10Г2ФБЮ 8х1250 представлены на рис. 2.

Согласно ТИ 374-2010 ОАО «ММК» температура поверхности рабочего валка не должна превышать 80 град. Экспериментально определено, что количество подаваемого смазочного материала на поверхности рабочих валков (0,08–0,10 л/мин) не изменяют их тепловое состояние. Поэтому дальнейший расчет будет производиться для смазочного материала с динамической вязкостью при $T=80^{\circ}\text{C}$ $\eta_0=11,47$ Па·с. (данные получены экспериментальным путем).

Для стали 10Г2ФБЮ 8х1250 мм толщина слоя смазочного материала $h_0=6,894$ мкм, $\lambda=3,2$. Полученное значение λ доказывает наличие эластогидродинамического режима смазки, способствующего

снижению суммарного момента трения, токовой загрузки, момента двигателя и распределенной погонной нагрузки в межвалковом контакте.

Для режима эластогидродинамики коэффициент трения определяется по формуле [15]

$$f_2 = \frac{\eta \cdot U_s}{h_0 \cdot p}, \quad (3)$$

где U_s – скорость прокатки, м/с; h_0 – толщина слоя смазочного материала, мкм; p – усилие прокатки (принимаем значение погонной нагрузки); η – динамическая вязкость смазочного материала Па·с.

Численные результаты, фиксирующие снижение коэффициента и момента трения, представлены в табл. 1.

Таблица 1

Результаты расчетов момента трения между опорным и рабочим валком, силы трения и коэффициента трения для 7 клетки

Процесс прокатки	Момент трения между опорным и рабочим валками $M_{тр}^{p-o}$	Сила трения	Коэффициент трения
Без смазочного материала (1)	4,3·10 ⁶ Н·м	5,38·10 ⁶ Н	0,34
С подачей смазочного материала (2)	4,03·10 ⁶ Н·м	5,03·10 ⁶ Н	0,21

Сортамент прокатываемого металла на ШСГП 2000 ОАО «ММК» достаточно разнообразен. Для качественной оценки влияния СМ на энергосиловые параметры процесса в работе [13] была предложена классификация прокатываемого металла по геометрическим характеристикам (толщина h_i мм, ширина B_i мм) и параметру предел текучести при стандартных условиях испытаний ($\sigma_{0,2}$, МПа), объединяющая сходный прокатываемый сортамент в группы энергоэффективности.

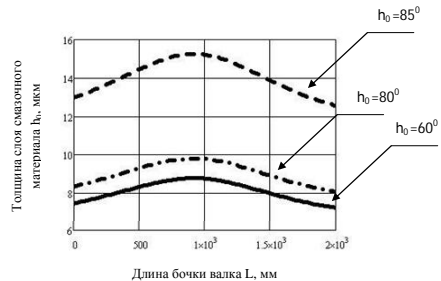


Рис. 2. Изменение толщины слоя смазочного материала в зависимости от температур по длине бочки валка для стали 09ФСБ

Расчет эластогидродинамического трения для всего прокатываемого сортамента произво­дился при помощи разработанной программы для ЭВМ: «Автоматизированный расчет расхода смазочного материала на широкополосных станах горячей прокатки», №2011610630 [8]. Результаты расчетов представлены в табл. 2.

Таблица 2

Пример расчетных значений параметров h_0 и λ для групп энергоэффективности клети №7 НШСГП 2000 ОАО «ММК»

Группа энергоэф­фективности	σ_0 , МПа	h_1 , мм	V_1 , мм	h_0	λ
1	<76	<2,0	<1000	6,711	2,752
2	76 – 82	2,1 – 4,0	1001 – 1500	6,894	2,827
3	82 – 94	4,1 – 8,0	>1500	6,853	2,81
4	94 – 102	>8,0		5,603	2,297
5	102 – 116			6,643	2,978
6	>116			5,711	2,342

Анализ эффективности применения смазочного материала в зависимости от групп энергоэф­фективности показал следующее: в установившемся режиме прокатки, для всех марок сталей, в контакте рабочий – опорный валок клети «кварто» реализуется режим эластогидродинамического трения, что способствует снижению энергосиловых параметров процесса.

Список литературы

1. Комплексная оценка и исследование эффективности применения системы подачи технологической смазки на опорные валки клети №7-9 НШСГП 2000 ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» / С.В. Дубовский, Р.Р. Дема, М.В. Харченко, А.В. Ярославцев // Производство проката. 2011. №12.
2. Эффективность процесса горячей прокатки с подачей смазочного материала между опорным и рабочим валками на непрерывном широкополосном стане горячей прокатки 2000 ОАО «ММК» / Платов С.И., Румянцев М.И., Дема Р.Р., Харченко М.В. // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2011. №4. С. 19–21.
3. Разработка технологии эксплуатации рабочих и опорных валков чистой группы стана 2000 с применением технологической смазки / И.В. Боровков, В.В. Клименко, И.В. Казаков и др. // «Совершенствование технологии в ОАО «ММК»: сб. трудов ЦТК ОАО «ММК». №15. Магнитогорск, 2011. С. 243–252.
4. Жиркин Ю.В., Надежность, эксплуатация и ремонт металлургических машин: учебник. Ч.1. Магнитогорск: МГТУ, 2005. 230 с.
5. Коднир Д.С., Жильберг Е.П., Байбородов Ю.И. Эластогидродинамический расчет деталей машин. М.: Машиностроение, 1988.
6. Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В.Т. Трение и смазки при обработке металлов давлением. Справочник. М.: Металлургия, 1982. 312 с.
7. Эмульсия и смазки при холодной прокатке / Белосевич В.П., Нетесов Н.П., Мелешко В.И., Адамский С.Д. М.: Металлургия, 1976, 416 с.

8. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ №2011610630 «Автоматизированный расчет расхода смазочного материала на широкополосных станах горячей прокатки» / Ярославцев А.В., Платов С.И., Дема Р.Р., Харченко М.В. и др.; правообладатель ГОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова».
9. Машинны и агрегаты металлургических заводов. В 3-х т. Т. 3. Машины и агрегаты для производства и отделки проката: учебник для вузов / Целиков А.И., Полухин П.И., Гребеник В.М. и др. М.: Металлургия, 1988. 680 с.
10. Грудев А.П., Зильберг Ю.В. Металлургия и коксохимия: сборник. №4. Киев: Техника, 1966. С. 57–62.
11. Коновалов Ю.В., Остапенко А.Л., Пономарев В.И. Расчет параметров листовой прокатки: справочник. М.: Металлургия, 1986. 430 с.
12. Третьяков А.В. Теория, расчёт и исследования станов холодной прокатки. М.: Металлургия, 1966. 250 с.
13. Харченко А.В. Снижение энергозатрат при широкополосной горячей прокатке на основе моделирования и выбора эффективных режимов смазывания валков: автореф. дис. ... канд. техн. наук. Магнитогорск, 2012. 20 с.
14. Коднир Д.С. Контактная гидродинамика смазки деталей машин. М.: Машиностроение, 1976. 304 с.

Bibliography

1. Comprehensive assessment and investigation of the efficiency of delivery system technology lubricant stands up rolls number 7 - 9 NSHSGP 2000 OJSC «Magnitogorsk Iron and Steel Works.» / A.S. Dubovskiy, R.R. Dema, M.V. Kharchenko, A.V. Yaroslavtsev. // Rolled №12. 2011. (Publication of peer-reviewed WAC)
2. The efficiency of the process of hot rolling with a lubricant supply between the reference and working rolls in continuous wide strip hot rolling mill in 2000 JSC «MIMK» / Platov, S.I., Mi Rummyantsev, Dema, R.R., M. Kharchenko // Bulletin of the Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov. 2011. №4. P.19–21. (Publication of peer-reviewed WAC)
3. Development of technology for the exploitation of workers and the rolls of the finishing mill in 2000 with the use of technological lubricant. Sat ICC works of JSC «MIMK» № 15 «improvement of the technology at JSC «MIMK». / J. Borovkov, V.V. Klimentko, I.V. Kazakov, et al Magnitogorsk, 2011, p. 243–252
4. Zhirkin Y., reliability, maintenance and repairs of metallurgical machines: A Textbook. Part 1. / Magnitogorsk: Bauman, 2005. 230 p.
5. Kodnir DS, Zhilnikov EP, Balborodov Y. Elastrogidrodinamicheskoy calculation of machine parts. // MS, Mechanical Engineering, 1988.
6. Grudev AP Zil'berg Y., Tiliik VT Friction and lubrication in metal forming. Handbook. // Moscow: Metallurgiya, 1982. 312 p.
7. Belosевич, VP, Netesov NP, Vi Meleshko, Adamski, SD The emulsion and lubrication in cold rolling. M.: Metallurgy 1976, 416s.
8. Certificate of state registration of a computer program number 2011610630. «Automated calculation of the flow of lubricant to broadband hot rolling mills.» Authors Yaroslavtsev AV, Platov SI, Dema, RR, M. Kharchenko and others holder GOU VPO «Magnitogorsk State Technical University. G. Nosov.»
9. Pillars, AI, PI Polukhin, VM Grebeniek and other machines and units of metallurgical plants. In 3 volumes. T. 3. Machines and installations for the production and finishing products. A textbook for university / Moscow: Metallurgy 1988. 680 p.
10. Grudev A.P. Zil'berg Y. / Metallurgy and coke. Sat Number 4. Kiev. Technika. In 1966. S. 57-62.
11. Konovalov, Y.V. A. Ostapenko, V.I. Ponomarev Calculation of the sheet rolling. / Directory. M. Metallurgy. In 1986. 430s.
12. Tretyakov AV Theory, calculation and study of cold rolling mills. Moscow: Metallurgiya, 1966. 250 s.
13. Kharchenko A.V. Reducing power consumption in broadband hot rolling, based on modeling and selection of effective modes of lubricating rollers: Abstract. thesis.... Candidate. Technical. Sciences. Magnitogorsk, 2012. 20.
14. Kodnir DS Contact hydrodynamics of lubrication of machine parts. Moscow: Mashinostroyeniye, 1976. 304 p.

УДК 621.822.6; 621.892.09

Платов С.И., Терентьев Д.В., Жиркин Ю.В., Мироненков Е.И., Мезин И.Ю.

ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА РЕЖИМОВ СМАЗЫВАНИЯ ПОДШИПНИКОВЫХ УЗЛОВ РАБОЧИХ ВАЛКОВ СТАНА 2000 ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ

Задачей исследования явилось установление вида распределения, которым описываются случайные значения ресурсов подшипников качения и нахождение их среднего ресурса. В клетях кварто чистовой группы клетей подшипники качения работают в разных условиях в зависимости от места их установки. В рамках проведения исследования были собраны сведения по ресурсам подшипников качения в зависимости от места их установки.

Ключевые слова: режимы смазывания, подшипниковые узлы.

The aim of the study was to establish the form of distribution, which describes the random values of resources bearings and finding their average life. In the stands quarto finishing stands of rolling bearings operating under different conditions depending on the location of their installation. As part of the study, data were gathered on the resources of rolling bearings, depending on where they are installed.

Key words: modes of lubrication, bearing assemblies.

Подшипники качения рабочих валков работают в жестких условиях нагружения. Усилие от противоизгиба достигает $P=1400$ кН, а частота вращения до $\omega = 40$ с⁻¹.

На чистовой группе клетей стана 2000 г.п. для смазывания подшипников качения применяется минеральное масло. В процессе эксплуатации в подшипниковые узлы проникают вода, механические примеси (окалина) и минеральное масло меняют свои свойства. Все эти факторы влияют на ресурс подшипников качения рабочих валков [1,2]. Задачей исследования явилось установление вида распределения, которым описываются случайные значения ресурсов подшипников качения и нахождение их среднего ресурса. В клетях кварто чистовой группы клетей подшипники качения работают в разных условиях в зависимости от места их установки. В рамках проведения исследования были собраны сведения по ресурсам подшипников качения в зависимости от места их установки. Статистическая обработка результатов показала, что выборки принадлежат к генеральной совокупности, описываемой распределением Вейбулла:

$$f(t) = \frac{b}{a} \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^{b-1} \cdot \exp\left[-\left(\frac{t}{a}\right)^b\right].$$

Проверка гипотезы о принадлежности к распределению Вейбулла осуществлялась по критерию «S-статистика»:

$$S = \frac{\sum_{i=(r/2)+1}^{r-1} \left[\frac{\ln t_{i+1} - \ln t_i}{M_i} \right]}{\sum_{i=1}^{r-1} \left[\frac{\ln t_{i+1} - \ln t_i}{M_i} \right]},$$

где M_i – весовой коэффициент, значение которого берется из табл.1.

Условие выполнения гипотезы:

$$S_{кр}(q, r) > S,$$

где $S_{кр}$ – критическое значение «S-статистики» (из табл.1).

Для получения оценок ресурсной характеристики «а» и параметров формы «b» использовались статистики:

$$\hat{a} = \exp\left(\sum_{i=1}^r a_i \cdot \ln t_i\right); \quad \hat{b} = \sum_{i=1}^r (c_i \cdot \ln t_i)^{-1},$$

где a_i, c_i – коэффициенты.

Статистической обработке подверглось более ста значений. Для определения среднего ресурса использовались статистика

$$\hat{T} = a \cdot \Gamma\left(1 + \frac{1}{b}\right).$$

Полученные значения среднего ресурса характеризуют его неравномерное распределение в зависимости от места установки подшипников качения. Анализ наработок показал принадлежность основной их части к распределению Вейбулла.

Средний ресурс подшипников качения как по клетям, так и по местам их расположения различен. Со стороны зафиксированной подушки подшипника качения средний ресурс ниже на 12%, чем со стороны не зафиксированной. Одной из причин данного неравномерного распределения является возникновение больших осевых усилий в результате перекоса валков при прокатке металла, направленных в сторону зафиксированной подушки.

Разность среднего ресурса подшипника качения на нижнем и верхнем рабочем валке также существенна (со стороны зафиксированной подушки 13%, с свободной стороны 9%). Здесь основной причиной выхода из строя подшипников качения являются большие контактные напряжения, возникающие на контакте ролика и беговой дорожки вследствие воздействия на подушку валка усилия от противоизгиба, достигающего 1400 кН, и различного расположения смазочных отверстий в подушках рабочих валков, а также концентрации механических примесей и влияние воды на вязкостно-температурные показатели смазочных материалов.

Более низкий ресурс нижних опор в сравнении с верхними, на первый взгляд, не имеет объяснения,

исходя из равных условий нагружения, характерных для клеток кварты.

Единственным отличием является расположение места подвода смазочного материала относительно зоны нагружения подшипников качения.

На верхней опоре смазочный материал подводится в верхнюю часть подшипника, тогда как зона его нагружения находится в нижней части, и смазочный материал перед входом в зону нагружения имеет более высокую температуру, чем входе и соответственно меньшую вязкость [3].

На нижней опоре смазочный материал также подводится в верхнюю часть подшипника качения, но непосредственно в зону нагружения, и он при более низкой температуре имеет более высокую вязкость, что, в свою очередь, оказывает влияние на величину параметра скорости \bar{U} :

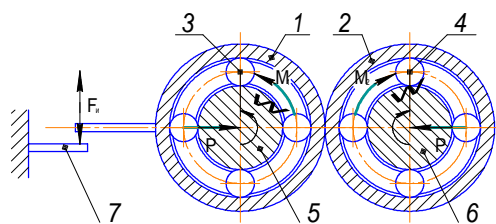
$$\bar{U} = \frac{\eta_0 \cdot U}{E' \cdot R},$$

где η_0 – вязкость смазочного материала; U – гидродинамическая скорость; E' , R – приведенные модуль упругости и радиус кривизны.

Увеличение параметра скорости ведет к перераспределению давления на контакте с возникновением пика давления.

В связи с этим необходимо понижать класс вязкости смазочного материала, для снижения параметра скорости. Но одновременно необходимо обеспечить в подшипнике качения возможность реализации режима эластогидродинамической смазки. Поэтому необходимо знать фактическую вязкость смазочного материала на контакте с учетом попадания воды и механических примесей.

С этой целью была применена экспериментальная установка, принципиальная схема которой представлена на рисунке.



Принципиальная схема установки и схема нагружения

На установке фиксировался момент сопротивления от проворачивания наружного кольца подшипника качения, температура разогрева при различных угловых скоростях на смазочных материалах с разными классами вязкости.

По величине измеренного момента сопротивления, используя методику Коднира Д.С., были рассчитаны значения вязкости и соответствующие ей температуры.

Используя разработанную экспериментальную установку, проведена серия экспериментов для создания условий нагружения подшипникового узла, которые индентичны реальным условиям нагружения под-

шипников рабочих валков стана 2000 горячей прокатки.

Замеры проводились последовательно для каждого смазочного материала на различных угловых скоростях подшипников качения.

Так как в момент пуска установки возникает высокий момент сопротивления в подшипнике качения для высоковязких смазочных материалов класса вязкости 680 и 460, осуществлялся его предварительный подогрев до 60–80°C.

Во второй серии экспериментов проводились те же самые измерения, но с постоянной подачей смазочного материала в подшипниковый узел.

В третьей серии экспериментов измерения происходили при нагрузке $P = 1,25$ кН. По окончании эксперимента для заданных угловой скорости и марки смазочного материала установка останавливалась и отключался привод на правый подшипниковый узел.

При последующем запуске измерялся момент сопротивления только одного подшипника.

По результатам измерений были получены зависимости изменения температуры подшипникового узла с течением времени для разных скоростных режимов и смазочных материалов. Интенсивность возрастания температуры в узле трения выше при угловых скоростях, характерных для 11-13 клеток. Наименьшая интенсивность возрастания температуры для этих узлов достигается на смазочных материалах класса вязкости 200 и 100.

При дополнительном введении в подшипниковый узел смазочного материала температурой 30–40°C наблюдается существенный рост момента трения и резкий рост температуры на контакте. То есть постоянное введение смазочного материала с низкой температурой способствует появлению динамических нагрузок в контактной зоне, связанных с возникновением значительной толщины масляной пленки. Возможной причиной повышенного износа подшипников на нижних рабочих валках по сравнению с верхними может являться характер их нагружения.

Полученные результаты исследований позволили разработать новую конструкцию подшипниковых и уплотнительных узлов рабочих валков стана 2000 горячей прокатки. Характерной особенностью предлагаемого узла является совместное использование специальных уплотнений и крыльчатобразных пылелагоотбойников. Предлагаемые мероприятия внедрены в условиях стана 2000 г/п ОАО «ММК».

Использование уплотнительных устройств подшипниковых узлов данной конструкции в зависимости от номера клетки позволило:

- уменьшить содержание КОН в 1,5-3,9 раза;
- сократить содержание механических примесей в 2,6-10,0 раз;
- уменьшить содержание воды в 3,5-5,7 раз;
- увеличить температуру каплепадения в 1,22-1,6 раза;
- сократить расход смазочных материалов на 7 т в месяц;
- увеличить стойкость подшипников качения рабочих валков в 1,1 раза.

Дальнейшее применение пылелагоотбойников

позволило уйти от нежелательного уплотнения подушек рабочих валков чистой группы клетей пластичным смазочным материалом, тем самым сократить его расход на 7-9 т в месяц и повысить эксплуатационные качества автоматизированных систем «масло-воздух», которые являются эффективными для создания условий реализации режима эластогидродинамической смазки.

Список литературы

1. Перель, Л.Я. Подшипники качения: Расчет, проектирование и обслуживание опор / Л.Я. Перель. М.: Машиностроение, 1983. 543 с.
2. Перель, Л.Я. Подшипники качения: Расчет, проектирование и обслуживание опор / Л.Я. Перель, А.А. Филатов. М.: Машиностроение, 1992. 608 с.

3. Влияние вязкости минеральных масел на температурный режим подшипниковых узлов рабочих валков прокатных станов / Мироенков Е.И., Жиркин Ю.В., Дудоров Е.А., Резванов С.Б. // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2006. № 1. С. 58-60.

Bibliography

1. Perel, L.Y. Bearings: Calculation, design and maintenance-tion supports / L.Y. Perel. Moscow: Mashinostroenie, 1983. 543 p.
2. Perel, L.Y. Bearings: Calculation, design and service support / L.Y. Perel, A.A. Filatov. Moscow: Mashinostroenie enie, 1992. 608 p.
3. The effect of viscosity of mineral oils in the temperature regime of bearing units of work rolls of rolling mills / Mironenko E.I., Zhirkin Y.V., Dudorov E.A., Rezanov S.B. // Vestnik MSTU named after G.I. Nosov, 2006. № 1. From 58-60.

УДК 621.771.06: 621.892

Платов С.И., Дема Р.Р., Лукьянов С.И.

РАЗРАБОТКА И ВНЕДРЕНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ОХЛАЖДЕНИЯ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ С ЦЕЛЮ ПОВЫШЕНИЯ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК НА ШИРОКОПОЛОСНОМ СТАНЕ 2000 ОАО «ММК»

В данной работе представлены результаты исследований, направленные на внедрение новой технологии охлаждения прокатных валков. Внедрение результатов позволило снизить температуру верхних рабочих валков на 6-й клетке стана 2000 ОАО «ММК» на 5–15 град (с 75–85 до 70°С), что соответствует установленным требованиям к состоянию прокатных валков.

Ключевые слова: горячая прокатка, технология прокатки, система охлаждения, рабочий валок.

This paper presents the results of studies aimed at introducing new technology of cooling rolls. Implementation of the results allowed to reduce the temperature of the upper work rolls in the second cage mill 2000 JSC «ММК» in 5–15 C (from 70 to 75–85 C), which conforms to the state rolls.

Key words: hot rolling, rolling technology, sistem cooling, work roll.

Совершенствование технологических процессов, конструкции прокатного оборудования, а также качество готового проката в значительной степени определяется тепловым режимом прокатных станов. Для обеспечения заданных параметров теплового режима современные станы оснащают мощными системами охлаждения и теплового профилирования валков и полосы.

Для непрерывной черновой группы клетей стана 2000 г.п. ОАО «ММК» произведен комплексный анализ существующей системы охлаждения рабочих валков, включающей в себя коллектор для охлаждения верхнего опорного валка (спреерного типа) и коллектор с плоскофакельными форсунками для охлаждения нижнего рабочего валка. Результаты промышленных исследований температуры рабочих валков представлены в таблице.

В результате проведенного анализа выявлен следующий недостаток: перегрев верхнего рабочего валка 6-й клетки (температура составляет 80–85°С) вследствие неправильного распределения охладителя; нижний рабочий валок 6-й клетки находится в удовлетворительном состоянии (67–70°С), что соответствует требованиям (Г)ТИ-101-П-ГЛ10-384-2009 «Подготовка, эксплуатация и учет стойкости прокатных валков стана 2000 горячей прокатки ЛПЦ-10».

С целью снижения рабочей температуры верхнего рабочего валка было предложено усовершенствовать

существующую систему охлаждения. На первом этапе предложено произвести перераспределение охладителя с коллектора охлаждения верхнего опорного валка на систему охлаждения верхнего и нижнего рабочего валка. На втором этапе спроектировать и заменить существующий коллектор охлаждения верхнего рабочего валка спреерного типа на новый коллектор с плоскофакельными конструкциями.

Температуры рабочих валков для непрерывной черновой группы клетей стана 2000 ОАО «ММК», °С

Номер клетки	Положение валка	Длина бочки валка, мм					(Г)ТИ-101-П-ГЛ10-384-2009
		0	500	1000	1500	2000	
4	Верхний рабочий	63	65	67	64	63	Соответствует
	Нижний рабочий	62	64	65	64	62	Соответствует
5	Верхний рабочий	67	68	72	70	69	Соответствует
	Нижний рабочий	69	68	71	70	68	Соответствует
6	Верхний рабочий	76	85	87	82	79	Не соответствует
	Нижний рабочий	67	68	70	69	67	Соответствует

Для проектируемой системы охлаждения поверхности рабочих валков предложено использовать плоскофакельные форсунки, обладающие высокой энергией набегания струи и большой силой воздействия струи на поверхность, разработанные фирмой «Sprain Sitem», конструкции которых представлены на рис. 1.

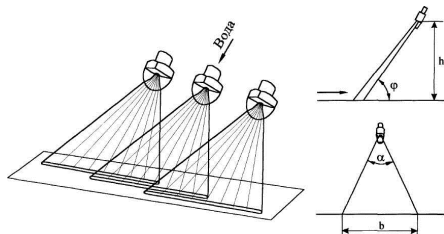


Рис. 1. Схема работы плоскофакельной форсунки

На основании разработанной математической модели [1-3] определено требуемое количество форсунок и наиболее рациональное место расположения коллектора новой конструкции в клетке. Относительно существующего проектного положения, разрабатываемой коллектор новой конструкции смещен вниз на 200 мм, в сторону оси прокатки на 70 мм, установлен угол наклона форсунок к оси валка 15° , а самого коллектора по отношению к оси прокатки 50° . Конструкция коллектора представлена на рис. 2.

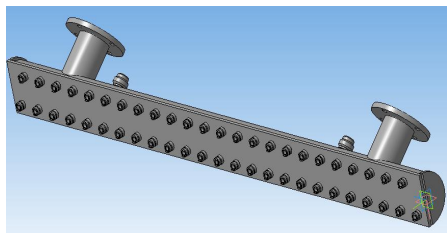


Рис. 2. Разработанная конструкция коллектора усовершенствованной системы охлаждения с 48 форсунками

Испытания и оценка эффективности применения усовершенствованной системы охлаждения прокатных валков на 6-й клетке стана производились путем

замера температуры верхнего рабочего и опорного валков переносным бесконтактным пирометром Time Ti 213EL (точность измерения $+1\%$, или $+1^\circ\text{C}$).

В ходе проведения промышленных испытаний было произведено полное отключение коллектора для охлаждения верхнего опорного валка, а весь объем охладителя перераспределен в систему охлаждения верхнего и нижнего рабочего валка.

Внедрение усовершенствованной системы охлаждения рабочих валков для 6-й клетки стана 2000 г.п. ОАО «ММК» позволило снизить температуру верхних рабочих валков на 5–15 град (с 75–85 до 70°C , при межперевальном периоде 8000–10500 т) и на 2–6 град (с 72–76 до 70°C , при межперевальном периоде 11000–23000 т), что соответствует требованиям (Г)ТИ-101-П-ГЛ10-384-2009.

Отмечено снижение перепада температуры по длине бочки верхнего рабочего валка с 25–38 до 18– 25°C , что привело к снижению уровня термонапряжений в контактном слое.

Закреплено снижение температуры нижнего рабочего валка на $2\text{--}3^\circ\text{C}$ которая составляет 65– 68°C , что соответствует требованиям (Г)ТИ-101-П-ГЛ10-384-2009.

Температура верхнего опорного и нижнего опорного валка не изменилась (составляет 41– 44°C), что соответствует требованиям (Г)ТИ-101-П-ГЛ10-384-2009.

Список литературы

1. Дема Р.Р., Зубарева М.В. Исследование теплового состояния прокатных валков черновой группы клетей стана 2000 г.п. ОАО «ММК» // Процессы и оборудование металлургического производства: межрегион. сб. науч. тр. / под ред. Платова С.И. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2009. Вып. 8. С. 282–288.
2. Исследование теплового состояния прокатных валков с целью улучшения температурных условий их эксплуатации / Платов С.И., Дема Р.Р., Зубарева М.В., Ячиков И.М. // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: сб. науч. тр. / под ред. В.М. Салганика. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2011. С. 25–30.
3. Определение теплового состояния прокатного валка при охлаждении водовоздушными струями. Свидетельство о государственной регистрации программы ЭВМ №2011610977 от 26.01.2011 г. / Платов С.И., Ячиков И.М., Мазнин Д.Н., Зубарева М.В.

Bibliography

1. Dema R.R., Zubarev M.V. Issledovanie thermal state of the rolls of roughing mill stands of construction 2000 JSC «MМК» Processes and equipment of metallurgical production: Mezregion. Sat researcher. Tr. / Ed. Platov S.I. No. 8. Magnitogorsk: GOU VPO «Baumann», 2009. From. 282–288.
2. Issledovanie thermal state of the rolls in order to improve the thermal conditions of their operation / Platov S.I., Dema R.R., Zubarev M.V., Yachikov I.M. // Modeling and development of metal forming: Sat. researcher. Tr. / Ed. V.M. Salganik. Magnitogorsk: GOU VPO «Baumann», 2011. P. 25–30.
3. Opredelenie thermal state of the rolling roll cooling water-air jets. Certificate of state registration of computer programs № 2011610977 from 26.01.2011 / Platov S.I., Yachikov I.M., Maznin D.N., Zubarev M.V.

УДК 621.771.06: 621.892

Амиров Р.Н., Дёма Р.Р., Лукьянов С.И., Ярославцев А.В., Мартынова У.Д.

ПРИМЕНЕНИЕ НЕЙРОННЫХ СЕТЕЙ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ КЛЕТЕЙ ЧИСТОВОЙ ГРУППЫ НШСГП 2000 ОАО «ММК»

В данной работе представлены применения нейросетевых технологий для прогнозирования энергосиловых параметров процесса горячей прокатки, благодаря процессу корректировки весов модели позволяет существенно снизить ошибку прогноза. Полученные нейронные модели для прогнозирования силы тока на клетях № 7–12 чистовой группы позволяют аналитически исследовать оптимальный с точки зрения энергоэффективности режим прокатки при варьировании основных параметров.

Ключевые слова: горячая прокатка, энергоэффективность, нейросетевая модель, инструмент, рабочий валок.

This paper presents the application of neural network technology to predict the energy-power parameters of the hot rolling process by adjusting the weights model, can significantly reduce the forecast error. The resulting neural model for predicting the current strength in the crates number 7–12 crates finishing will study analytically the optimum from the standpoint of energy efficiency regime of rolling, by varying key parameters.

Key words: hot rolling, energy efficiency, neural network model, a tool, a working cylinder.

Наиболее востребованной продукцией ОАО «ММК», безусловно, является горячекатаная сталь. Для поддержания лидирующей позиции среди предприятий черной металлургии и конкурентоспособности продукции ОАО «ММК» необходимо, с одной стороны, обеспечить высокое качество проката и увеличивать производительность станов, а с другой стороны, добиться снижения себестоимости выпускаемой продукции.

Прогрессивным способом повышения эффективности горячей прокатки является применение технологической смазки. Смазочный материал уже долгое время является важным компонентом в продлении ресурса и срока службы прокатных валков, а также снижения энергосиловых параметров.

Одним из перспективных направлений исследования процесса горячей прокатки является разработка адекватной и достаточно точной модели, которая позволила бы на основе теоретических данных о прокатываемом сорimente прогнозировать энергосиловые параметры горячей прокатки на НШСГП 2000 как при использовании смазочного материала, так и без него. Построение подобной модели способно открыть новые возможности для исследования процесса проката, его оптимизации и повышения энергоэффективности.

В качестве модели для прогнозирования энергосиловых параметров процесса горячей прокатки на НШСГП «2000» были рассмотрены модели, в основе которых лежат нейронные сети. По сравнению с линейными методами статистики нейросети позволяют эффективно строить нелинейные зависимости, более точно описывающие наборы данных. Еще одним важным преимуществом нейронных сетей является их возможность работы при наличии большого числа неинформативных, шумовых входных сигналов, что значительно упрощает предварительный анализ данных по выявлению аномальных значений [1]. В ходе проведенного исследования было рассмотрено два вида нейросетевых моделей: *частные нейросетевые*

модели, обученные по отдельным клетям чистовой группы независимо друг от друга, и *общие нейросетевые модели*, обученные одновременно на данных всех клетей чистовой группы.

Для построения моделей была проведена обработка большого массива имеющихся статистических данных, в котором были собраны значения силы тока (I , А), давления (P , МН*10⁻²), окружной скорости валков (V_p , об/м), относительного обжатия в клетях (ϵ , %) при работающей и выключенной системе технологической смазки для различных марок стали, прокатываемых в различное время по клетям чистовой группы.

Основной проблемой при использовании нейросетевых моделей является отсутствие четких рекомендаций и процедур выбора той или иной архитектуры сети. Выбор наилучшей модели возможен путем построения большого числа нейронных сетей и выбор той, которая обеспечивает минимизацию ошибок прогноза. Были рассмотрены различные архитектуры нейронных сетей, а также различные передаточные функции и режимы обучения.

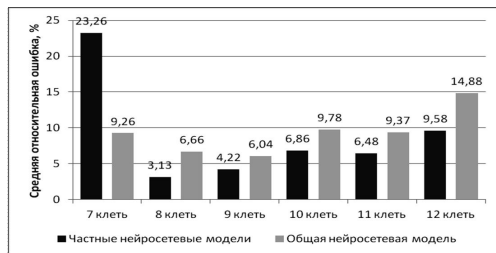
Архитектуры частных нейронных сетей, показавших наилучшую прогностическую точность на примере построения прогнозной модели для клетки №7 чистовой группы ШСГП 2000 ОАО «ММК», представлены в **таблице**. Средняя точность прогнозирования для данных моделей составляет 76-77%. Однако, наименьшая вероятность возникновения критических ошибок была достигнута при прогнозировании с использованием частной нейросетевой модели №1 (23,3%).

Средняя точность прогнозирования на основе общей нейросетевой модели составляет 90,67%. При этом минимизацию суммы квадратов отклонений и максимально достижимого отклонения обеспечивает нейронная сеть, состоящая из одного входного слоя, включающего 10 нейронов, трех скрытых слоев (7, 5 и 3 нейрона) и одного выходного нейрона, с сигмоидальной активизирующей функцией с параметром крутизны $a = 1,3$.

Построение частной нейросетевой модели прогнозирования энергосиловых параметров проката на примере клетки №7 ШСГП 2000 ОАО «ММК»

Параметр	Нейронная сеть №1	Нейронная сеть №2	Нейронная сеть №3
Архитектура сети	Скрытые слои: 1 – 4 нейрона 2 – 2 нейрона	Скрытые слои: 1 – 4 нейрона	Скрытые слои: 1 – 4 нейрона 2 – 2 нейрона
Используемая активационная функция	Сигмоида: $y = \frac{1}{1 + e^{-ax}}$ a = 1,5	Сигмоида: $y = \frac{1}{1 + e^{-ax}}$ a = 1,7	Гипертангенс: $y = \frac{e^{ax} - e^{-ax}}{e^{ax} + e^{-ax}}$ a = 1
Режим обучения	«обучение по шагам»	«обучение по шагам»	«обучение по шагам»
Степень распознавания тестового множества	100%	83,61%	100%
Степень распознавания обучающего множества	99,48%	99,66%	99,66%
Средняя относительная ошибка	23,74%	23,44%	23,26%
Максимальная относительная ошибка	71,38%	54,01%	65,29%

Сравнение качества и точности прогнозирования на основе рассмотренных подходов было произведено с использованием 4-х показателей: средняя относительная ошибка; максимальная относительная ошибка; вероятность возникновения больших ошибок, свыше 35%; вероятность возникновения критических ошибок, 50%. На рисунке представлена гистограмма распределения средних относительных ошибок частных и общей нейросетевых моделей для клеток чистой группы ШСГП 2000 ОАО «ММК».



Средние относительные ошибки моделей

Наименьшие средние относительные ошибки для клеток №8–12 показали частные нейросетевые модели. Кроме того, вероятность возникновения критических ошибок для данных моделей минимальна. Однако применение частной нейросетевой модели для прогнозирования энергосиловых параметров первой клетки чистой группы является нецелесообразным. При прогнозировании значений «силы тока» для клетки №7 наиболее точные результаты демонстрирует общая нейросетевая модель.

Таким образом, применение нейросетевых технологий для прогнозирования энергосиловых параметров процесса горячей прокатки, благодаря процессу корректировки весов модели, позволяет существенно снизить ошибку прогноза. Полученные нейронные модели для прогнозирования силы тока на клетях №7–12 клетях чистой группы позволяют аналитически исследовать оптимальный с точки зрения энергоэффективности режим прокатки при варьировании основных параметров.

Список литературы

1. Рутковская Д., Пилиньский М., Рутковский Л. Нейронные сети, генетические алгоритмы и нечеткие системы: пер. с польск. И.Д. Рудинского. М.: Горячая линия – Телеком, 2006. 452 с. ил.
2. Эффективность процесса горячей прокатки с подачей смазочного материала между опорным и рабочим валиками на непрерывном широкополосном стане горячей прокатки 2000 ОАО «ММК» / М.В. Харченко, С.И. Платов, М.И. Румянцев, Р.Р. Дема // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2011. №4. С.19–21.
3. Комплексная оценка и исследование эффективности системы подачи технологической смазки в клетях №7–9 непрерывного широкополосного стана горячей прокатки 2000 ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» / М.В. Харченко, С.В. Дубовский, Р.Р. Дема, А.В. Ярославцев // Производство проката. 2011. №12. С. 6–8.
4. Определение параметров, воздействующих на эффективность работы системы подачи технологической смазки непрерывных широкополосных станов горячей прокатки / М.В. Харченко, М.И. Румянцев, Р.Р. Дема // Металлургические процессы и оборудование. 2012. №1. С. 12–17.

Bibliography

1. Rutkovskaya D., Pilinskiy M., Rutkowski L. Neural networks, genetic algorithms and fuzzy systems: Trans. from Polish. ID Rudinsky Moscow Hot Line – Telecom, 2006. 452 p., Ill.
2. The effectiveness of the process of hot rolling supply of lubricant between the reference and working rolls on a continuous wide strip hot rolling mill in 2000 JSC «MМК» / M.V. Kharchenko, S. Platov, M.I. Rumyantsev, R.R. Dema Journal of the Magnitogorsk State Technical University. G. Nosov. 2011. № 4. p.19–21.
3. Comprehensive assessment and investigation of the effectiveness of the delivery process lubricants in the stands № 7–9 continuous wide hot strip mill in 2000 OJSC «Magnitogorsk Iron and Steel Works» / M.V. Kharchenko, S. Dubovskiy, R.R. Dema, A. Yaroslavtsev. Scientific and technical journal Rolled. 2011. №12. p. 6–8.
4. Determination of the parameters affecting the efficiency of the delivery system of continuous broadband technology lubrication hot rolling mills. / M.V. Kharchenko, M.I. Rumyantsev, R.R. Dema. Scientific, technical and production journal Metallurgical processes and equipment. (Ukraine). In 2012. № 1. P. 12–17.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Амиров Руслан Низамиевич – аспирант ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет имени Г.И. Носова». Тел.: 8 (3519) 29-84-80. E-mail: ruslan246@mail.ru.

Баранов Георгий Леонидович – д-р техн. наук, проф. Уральского федерального университета им. Первого президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург.

Барышников Михаил Павлович – канд. техн. наук, доц. кафедры машиностроительных и металлургических технологий ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.: (3519) 29-84-81. E-mail: arcosmag@mail.ru.

Белокопытов Василий Иванович – канд. техн. наук, доц. кафедры «Обработка металлов давлением» ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», г. Красноярск. Направление исследований: обработка давлением порошковых металлургических материалов. Тел.: (391) 294-23-28. E-mail: VBelokopytov@sfu-kras.ru.

Беляев Сергей Владимирович – д-р техн. наук, доц., зав. кафедрой «Литейное производство» Института цветных металлов и материаловедения ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», г. Красноярск. Направление исследований: теория и технология совмещенных процессов литья и обработки металлов давлением. Тел.: 8(391) 213-36-21. E-mail: 244812@mail.ru.

Бобылев Андрей Викторович – канд. техн. наук, доц. кафедры «Технология машиностроения, станки и инструмент» Южно-Уральского государственного университета, г. Челябинск. Направление исследований: формообразован. криволинейных элементов из тонкостенных труб. Тел.: (3513) 66-53-28 (доб. 2121). E-mail: bavylatoust@mail.ru.

Васильев Кирилл Павлович – аспирант кафедры открытой разработки месторождений полезных ископаемых ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.: (3519)298466. E-mail: werty71@mail.ru.

Герасимов Василий Яковлевич – д-р техн. наук, проф. кафедры теоретической механики и сопротивления материалов. ФГБОУ ВПО «Курганский государственный университет». Тел.: (3522)469044. E-mail: rector@kgu.kurgan.ru.

Герасимова Ольга Васильевна – канд. техн. наук, доц. кафедры экологии и безопасности жизнедеятельности ФГБОУ ВПО «Курганский государственный университет». Тел. 46-90-44. E-mail: rector@kgu.kurgan.ru.

Гмызина Наталья Викторовна – канд. техн. наук, ст. преп. кафедры обогащения полезных ископаемых ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.: (3519) 298555. E-mail: magtu_оп@mail.ru.

Гояк Сергей Алексеевич – докт. техн. наук, профессор, зав. кафедрой «Теплогазоснабжение, вентиляция и водоснабжение, водоотведение» Федерального Государственного Бюджетного Образовательного Учреждения Высшего Профессионального Образования «Магнитогорский Государственный Технический Университет им. Г.И. Носова». Тел. (3519) 29-85-08. E-mail: sgavv@mail.ru.

Губанов Иван Юрьевич – ст. преп. кафедры «Обработка металлов давлением» Института цветных металлов и материаловедения ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», г. Красноярск. Направление исследований: моделирование совмещенных и комбинированных процессов обработки металлов давлением.

Гун Геннадий Семенович – д-р техн. наук, профессор, советник ректора ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». E-mail: goun@magtu.ru.

Дема Роман Рафаэлевич – канд. техн. наук, доц. кафедры «Машины и технологии обработки давлением» ФГБОУ ВПО «МГТУ им. Г.И. Носова». Тел. (3519) 29-84-36. E-mail: demarr78@mail.ru.

Дербин Игорь Петрович – д-р техн. наук, проф. кафедры «Технология машиностроения, станки и инструмент» ФГБОУ ВПО «Южно-Уральский государственный университет» г. Челябинск. Направление исследований: математическое и компьютерное моделирование точности обработки отверстий. Тел.: (3513) 66-53-28. E-mail: derigr@gmail.com.

Довженко Николай Николаевич – д-р техн. наук, профессор кафедры обработки металлов давлением, директор института нефти и газа ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», г. Красноярск. Направление исследований: теория и технология процессов обработки металлов давлением. Тел.: (8391) 293-78-46. E-mail: n.dovzhenko@bk.ru.

Долгий Дмитрий Константинович – аспирант кафедры машиностроительных и металлургических технологий ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.: (3519) 29-84-81. E-mail: cold.dima@inbox.ru

Жиркин Юрий Васильевич – канд. техн. наук, проф. кафедры «Механическое оборудование металлургических заводов» ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел. (3519) 29-85-07.

Жумашев Калкаман Жумашевич – д-р техн. наук, зав. лабораторией «Физико-химия комплексного использования конденсированных отходов». Химико-металлургический институт им. Ж.Абишева. Респ. Казахстан, г. Караганда. Направление исследований: цветная металлургия. Тел.: 8 (7212) 43-19-73. E-mail: innovacvua_zh@mail.ru.

Завалишин Александр Николаевич – д-р техн. наук, проф. кафедры материаловедения и термообработки металлов ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.: 29-85-67. E-mail: zaval1313@mail.ru.

Казakov Александр Сергеевич – канд. техн. наук, ведущий специалист лаборатории непрерывной разливки стали ОАО «ММК». Тел.8(3519)25-45-52. E-mail: kazakov.as@mnmk.ru.

Каменева Анна Львовна – канд. техн. наук, доц. кафедры «Технология, конструирование и автоматизация в специальном машиностроении» ФГБОУ ВПО «Пермский национальный исследовательский политехнический университет». E-mail: kameneva@pstu.ru.

Караваев Дмитрий Михайлович – инженер кафедры «Конструирование машин и сопротивление материалов». ФГБОУ ВПО «Пермский национальный исследовательский политехнический университет». E-mail: knscm@yandex.ru.

Катренов Бауыржан Боранбаевич – мл. науч. сотрудник лаборатории «Физико-химия комплексного использования конденсированных отходов», Химико-металлургический институт им. Ж. Абишева. Респ. Казахстан, г. Караганда. Тел.: 8 (7212) 43-19-73. E-mail: baur-8-3@mail.ru

Ким Василий Анатольевич – д-р техн. наук, проф., зав. лабораторией «Металлургия чугуна и топлива» Химико-металлургического института им. Ж. Абишева, респ. Казахстан. Направление исследований: металлургия черных и цветных металлов.

Козлов Александр Васильевич – канд. техн. наук, доц., зав. кафедрой «Технология машиностроения, станки и инструмент» Южно-Уральского государственного университета, г. Челябинск. Направление исследований: формообразование криволинейных элементов из тонкостенных труб. Тел.: (3513) 66-53-28 (доб. 2122). E-mail: kozlov@zb-susu.ru.

Копцев Валерий Владимирович – канд. техн. наук, доц. кафедры «Теплотехнические и энергетические системы» ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный университет им. Г.И. Носова». Направления исследований: теория высокоскоростного горения газообразного топлива, математическое моделирование разнообразных физических процессов. Тел. (3519) 22-34-78. E-mail: koptsev2002@mail.ru

Корнилов Сергей Николаевич – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой промышленного транспорта ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.: (3519)298534. E-mail: kornilov_sn@mail.ru.

Коробова Нелли Леонидовна – д-р техн. наук, канд. биол. наук, проф. ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Направление исследований: биомониторинг среды обитания. Тел: 8 (3519) 29-84-62.

Корчунов Алексей Георгиевич – д-р техн. наук, доц., зав. кафедрой механического оборудования металлургических заводов ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.: (3519) 29-84-51. E-mail: agkorchnunov@mail.ru.

Корягин Юрий Дмитриевич – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой физического металловедения и физики твердого тела, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Направление исследований: комплексное легирование и упрочнение сталей и легких сплавов. Тел. (351)2679013. E-mail: main@physmet.susu.ac.ru.

Крутикова Ирина Александровна – ведущий инженер управления главного металлурга ОАО «Уралмашзавод», аспирант ОАО «УИМ», г. Екатеринбург. Тел: (343)327-18-97. E-mail: I.Krutikova@uralmash.ru.

Куликов Андрей Анатольевич – главный металлург ЗАО «Технология-М», г. Челябинск. Направление исследований: производство отливок из конструкционных и специальных сплавов. Тел. (351)2398059. E-mail: kulikov69@list.ru.

Кутлубаев Ильдар Мухаметович – д-р техн. наук, проф. кафедры «Горные машины и транспортно-технологические комплексы» ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Направление исследований: геотехнология и устойчивость техногенных горнотехнических сооружений. Тел: (3519)298534. E-mail: ptmf74@mail.ru.

Лапшов Рашид Талгатович – канд. техн. наук, доцент кафедры «Технологии, сертификация и сервис автомобилей» ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». E-mail: tssa@magtu.ru.

Лукьянов Сергей Иванович – д-р техн. наук, проф. кафедры электроники и микроэлектроники, проректор по инновационным технологиям и инвестициям ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Направление исследований: электропривод, диагностирование, машинное обучение. Тел.: 8 (3519) 22-13-97. E-mail: ntc@magtu.ru.

Майстренко Виктор Владимирович – кафедра «Машиностроительные и металлургические технологии» ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», соискатель. E-mail: tssa@magtu.ru.

Макаров Александр Николаевич – д-р техн. наук, профессор кафедры «Горные машины и транспортно-технологические комплексы» ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел: (3519)298534.

Малеко Евгений Михайлович – канд. физ.-мат. наук, доц. кафедры математики ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Направление исследований: спектральная теория операторов. E-mail: emaleko@rambler.ru.

Мартьянова Ульяна Дмитриевна – студентка ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический уни-

верситет имени Г.И. Носова».

Маслов Игорь Юрьевич – аспирант кафедры «Обработка металлов давлением» Института цветных металлов и материаловедения ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», г. Красноярск. Направление исследований: моделирование совмещенных и комбинированных процессов обработки металлов давлением.

Мезин Игорь Юрьевич – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой «Технологии, сертификация и сервис автомобилей» ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел. 8(3519)29-84-31. E-mail: mezinily1@mail.ru.

Мельников Иван Тимофеевич – канд. техн. наук, доц. кафедры открытой разработки месторождений полезных ископаемых ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Направление исследований: безопасность и экологичность гидротехнических сооружений горно-металлургического комплекса. Тел. (8-3519) 29-85-56. E-mail: Starmell@mail.ru.

Мельников Илья Иванович – канд. экон. наук, ст. преп., ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», вед. специалист ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат». Тел. (8-3519) 26-75-07. E-mail: werty71@mail.ru.

Мирзаев Джалал Аминович – д-р физ.-мат. наук, проф. кафедры физического металловедения и физики твердого тела, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Направление исследований: теория фазовых превращений в сплавах железа. Тел. (351)2679013. E-mail: mirzaev@physmet.susu.ac.ru.

Мироценков Евгений Иванович – канд. техн. наук, доцент кафедры «Механическое оборудование металлургических заводов» ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел. (3519) 29-85-07.

Митасов Владимир Сергеевич – аспирант кафедры обработки металлов давлением ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». E-mail: v.s.mitasov@gmail.com.

Моисеев Владимир Олегович – аспирант каф. автоматизированного электропривода и мехатроники ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». E-mail: iskar@mail.ru.

Мошукнов Владимир Викторович – аспирант кафедры металлургии черных металлов ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.8(3519)29-84-49. E-mail: mcm@magtu.ru.

Насонов Валдим Вячеславович – инженер лаборатории холодного проката ОАО «ММК». E-mail: Nasonov.vv@mnmk.ru.

Новиков Роман Олегович – студент Воронежского государственного технического университета. E-mail: Tat120675@yandex.ru

Носов Валентин Дмитриевич – заместитель генерального директора ОАО «Златоустовский машиностроительный завод». Направление исследований: технология обработки и сборки сложных высокоточных изделий. Тел. (3513) 63-95-84. E-mail: info@zlatmash.ru.

Огарков Николай Николаевич – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой технологии машиностроения ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.: 8 (3519) 29-84-69. E-mail: mgtu@magtu.ru.

Омельченко Евгений Яковлевич – канд. техн. наук, доц. кафедры автоматизированного электропривода и мехатроники ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел. 8(3519) 29-68-40, 29-85-29. E-mail: momentum2@yandex.ru.

Панфилова Людмила Михайловна – канд. техн. наук, гл. науч. сотр. ОАО «УИМ». Направление исследований: создание конструкционных материалов, энерго- и ресурсосберегающих, экологических чистых технологий производства.

г. Екатеринбург. Тел: (343)375-68-21. E-mail: lmpan@mail.ru.

Парышев Дмитрий Николаевич – генеральный директор ЗАО «Курганстальмост». Тел.(3522) 410050. E-mail: contact@kurganstalmltd.ru.

Пашева Татьяна Владимировна – канд. физ.-мат. наук, доц. кафедры ВМФММ ВГУ Воронежского государственного технического университета. E-mail: Tat120675@yandex.ru

Перчаткин Андрей Владимирович – нач. отдела сертификации и качества Калужского научно-производственного электрометаллургического завода. E-mail: aperchatk@gmail.ru.

Платов Сергей Иосифович – д-р техн. наук, проф., первый проректор ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел. (3519) 29-84-05, E-mail: psipsi@mail.ru.

Пузанкова Евгения Александровна – канд. физ.-мат. наук, доц. кафедры математики ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Направление исследований: спектральная теория операторов. E-mail: janny70@mail.ru.

Пыталев Иван Алексеевич – канд. техн. наук, доцент кафедры промышленного транспорта ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел: (3519)29-85-16. E-mail: vehicle@list.ru.

Руднева Ирина Геннадьевна – канд. физ.-мат. наук, доцент кафедры физики и химии Военного авиационного инженерного университета (г. Воронеж). E-mail: irrudneva@mail.ru

Руминцев Михаил Игоревич – канд. техн. наук, проф. кафедры обработки металлов давлением ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». E-mail: mihigrum@rambler.ru.

Садьков Василий Халимович – канд. техн. наук, ассистент кафедры промышленного транспорта ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел: 8(3519)298552.

Серова Анна Андреевна – аспирант кафедры промышленной экологии и БЖД ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». E-mail: anet28061989@rambler.ru.

Сидельников Сергей Борисович – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой «Обработка металлов давлением» Института цветных металлов и материаловедения ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», г. Красноярск. Направление исследований: теория и технология совмещенных и комбинированных процессов обработки металлов давлением. Тел.: 8(391) 213-35-50. E-mail: sbs270359@yandex.ru

Смирнов Леонид Андреевич – академик РАН, генеральный директор ОАО «УИМ», г. Екатеринбург. Тел:(343)374-14-33. E-mail: uim@ural.ru.

Сошина Татьяна Олеговна – зав. лабораторией «Общетехнические дисциплины (сопротивление материалов, детали машин, теория механизмов и машин, основы проектирования и конструирования, строительные материалы)». Филиал ФГБОУ ВПО «Пермский национальный исследовательский политехнический университет», г. Лысьва. E-mail: soshtanya@rambler.ru.

Столяров Александр Михайлович – д-р техн. наук, проф. кафедры металлургии черных металлов ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.8(3519)29-84-49. E-mail: mcm@magtu.ru.

Суров Александр Иванович – ведущий специалист группы мониторинга безопасности гидротехнических сооружений ГОП ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат». Тел. (8-3519) 24-72-24. E-mail: surov@mmk.ru.

Сушко Татьяна Ивановна – канд. техн. наук, доц. кафедры ФХТЛП Воронежского государственного технического университета. E-mail: Tane2020102010@mail.ru

Сычков Александр Борисович – д-р техн. наук, проф. кафедры материаловедения и термообработки металлов ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». E-mail: absychkov@mail.ru.

Терентьев Дмитрий Вячеславович – канд. техн. наук, доц. кафедры «Машины и технологии обработки давлением» ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск, Тел. (3519) 29-84-92. E-mail: ktterentyev@mail.ru.

Тудупов Олег Николаевич – д-р техн. наук, проф. кафедры обработки металлов давлением ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел.: (3519) 29-85-25. E-mail: o.tudupov@mail.ru.

Ульева Гульнара Анатольевна – ст. преп. кафедры металлургии и материаловедения Карагандинского государственного индустриального университета. Направление исследований: металлургия черных и цветных металлов. E-mail: granatik73@mail.ru.

Филатов Владимир Викторович – д-р ист. наук, проф., зав. кафедрой истории и социологии, декан факультета экономики и права ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Тел. (3519) 29-85-35. E-mail: v. philatov@mail.ru.

Хозей Александр Борисович – аспирант кафедры горных машин и транспортно-технологических комплексов ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». E-mail: khوزهy@gmail.com.

Чернищев Вячеслав Дмитриевич – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой промышленной экологии и БЖД ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», заслуженный работник высшей школы РФ. Направление исследований: очистка промышленных газов, пылеулавливание и пылеподавление, переработка техногенных продуктов и отходов металлургического производства с целью извлечения ценных компонентов. Тел: 8(3519) 29-85-15. E-mail: eco_safe@magtu.ru

Чижевский Владимир Брониславович – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой обогащения полезных ископаемых ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Тел.: (3519) 29-85-55. E-mail: magtu_opi@mail.ru.

Чурсина Наталья Владимировна – ассистент кафедры математики ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». Направление исследований: спектральная теория операторов. E-mail: chursina-1985@mail.ru.

Шавакулева Ольга Петровна – канд. техн. наук, доц. кафедры обогащения полезных ископаемых ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Тел.: (3519) 298555. E-mail: magtu_opi@mail.ru.

Шевцов Николай Сергеевич – аспирант кафедры открытой разработки месторождений полезных ископаемых ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова. Тел.: 8(3519)298466. E-mail: shevcov.nikolay@gmail.com;

Шеметова Елена Сергеевна – аспирант кафедры технологии машиностроения ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». E-mail: hellensh88@list.ru.

Шеркунов Виктор Георгиевич – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой «Машины и технологии обработки материалов давлением» Южно-Уральского государственного университета, г. Челябинск. Направление исследований: обработка давлением сплошных и композиционных материалов. Тел.: (351) 267-92-24. E-mail: mitomd@susu.ru.

Шубин Игорь Геннадьевич – канд. техн. наук, заместитель декана факультета технологий и качества ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова». E-mail: Shubin64@mail.ru.

Ярославцев Алексей Викторович – аспирант ФГБОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет имени Г.И. Носова». Тел.: 8 (3519) 29 84 80. E-mail: alexmgn1@yandex.ru.

THE INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Amirov Ruslan Nizamievich – postgraduate student «Magnitogorsk state technical university named G.I. Nosov». Phone: 8 (3519) 29-85-25. E-mail: ruslan246@mail.ru.

Baranov Georgy Leonidovich – Ph.D., Professor, Southern Federal University. The first Russian President Boris Yeltsin, the city of Ekaterinburg.

Baryshnikov Michail Pavlovich – the associate professor, candidate of science (technology), associate professor of Machine-building and Metallurgical Technologies Department FSBEI HPE «Magnitogorsk state technical university named after G.I. Nosov». Phone: (3519) 29-84-81. E-mail: arcosmag@mail.ru.

Belokopytov Vasily Ivanovich – Cand. Sc. Engineering, Associate Professor Department «Metal Forming» (OMD) of the Federal State Educational Institution of Higher Learning «Siberian Federal University», Krasnoyarsk. Research: shaping of powdered metal materials. Phone: (391) 294-23-28. E-mail: VBelokopytov@sfu-kras.ru.

Belyaev Sergey Vladimirovich – Doctor of Technical Science, head of the Department «Foundry engineering», Institute of Non-Ferrous Metals and Materials Science, FSEI HPE «Siberian Federal University, Krasnoyarsk. Research fields: theory and technology of the process of combine rolling and extrusion from the aluminium alloys. Phone: 8(391) 213-36-21.

Boylev Andrey Viktorovich – the candidate of engineering science, senior lecturer of «Machine-building technology, machines and instruments» department South Ural State University. The area of scientific interest – forming curved elements in tubes with thin walls. Phone: (3513) 66-53-28 (2121). E-mail: bavzlatoust@mail.ru.

Cherchintsev Vyacheslav Dmitrievich – Doctor of Technical Sciences, professor, head of Industrial Ecology and Life Safety, Director of the department of industrial ecology and life safety of SIE (State Educational Institute) HPE (Higher Professional Education) «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Areas of research: purification of industrial gases, dust suppression and dust extraction and processing technogenic products and metallurgical wastes to recover valuable components. Phone: 8 (3519) 29-85-15. E-mail: eco_safe@magtu.ru.

Chursina Natalia Vladimirovna – the assistant cathedra of mathematic, Magnitogorsk state technical university it, G.I. Nosov. The area of scientific interest: the spectral theory of operators. E-mail: chursina-1985@mail.ru.

Chyzhevsky Vladimir Bronislavovich – doctor of technical science, the professor Department of ore dressing, FCBEI HVT «Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosova». Phone: 8(3519)298555. E-mail: magtu_opi@mail.ru.

Dema Roman Rafayalevich – candidate of science, «Magnitogorsk state technical university named G.I. Nosov». Phone: 8 (3519) 29 84 36. E-mail: demarr78@mail.ru

Deryabin Igor Petrovich – doctor of technical sciences, professor of department of «Technology of mechanical engineering, machinery and tools» South Ural State University. The direction of research: mathematical and computer modeling of precision bores. Phone: (3513) 66-53-28 Fax: (3153) 63-44-03. E-mail: derigp@gmail.com.

Dolgy Dmitriy Konstantinovic – the graduate student, Machine-building and Metallurgical Technologies Department FSBEI HPE «Magnitogorsk state technical university named after G.I. Nosov». Phone: (3519) 29-84-81. E-mail: cold.dima@inbox.ru.

Dovzhenko Nikolay Nikolayevich – D.Sc., director of Institute of Petroleum and Natural Gas Engineering, FSEI HPE «Siberian Federal University», Professor of the Department of pressure treatment of metals, Krasnoyarsk. Phone: (8391) 293-78-46. E-mail: n.dovzhenko@bk.ru.

Filatov Vladimir Vladimirovich – Dr. Sci. History, Professor, Head of the Department of History and Sociology, Dean of the Faculty of Economics and Law FSBEI HPE «Magnitogorsk state technical university after G.I. Nosov». Tel. (3519) 29-85-35. E-mail: v.philatov@mail.ru.

Gerashimov Vasily Yakovlevich – Doctor of Engineering Science, professor of Department «Theoretical mechanics and resistance of metals» of Kurgan State University. Phone: (3522) 469044. E-mail: rector@kgu.kurgan.ru.

Gerashimova Olga Vasilievna – Candidate of technical sciences, Associate Professor of the department of ecology and life safety «Kurgan State University». Phone: (3522) 469044. E-mail: rector@kgu.kurgan.ru.

Gnyzina Natalian Vladimirovna – candidate of technical science, senior lecturer Department of ore dressing, FCBEI HVT «Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosova». Phone: 8(3519)298555. E-mail: magtu_opi@mail.ru.

Golyak Sergey Alexandrovich – Dr. Tech. Sci., the professor, the Chief of the Chair «Heat- Gas-supply, Ventilation and Water-supply, Sewerage» of the Federal State Education Institution of the Higher Professional Education (FSEI HPE) «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone (3519) 29 85 08. E-mail: sgavv@mail.ru.

Gubanov Ivan Yuryevich – senior lecturer of the Department of pressure treatment of metals at the Institute of Nonferrous Metals and Materials Science FSEI HPE «Siberian Federal University», Krasnoyarsk. Research fields: theory and technology of the process of combine rolling and extrusion from the aluminium alloys.

Gun Gennady Semenovich – Dr. of Sc., prof., advisor of the rector at the State Educational Institution of the Higher Professional Education «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». E-mail: goun@magtu.ru.

Jaroslavtsev Alexey Viktorovich – postgraduate student «Magnitogorsk state technical university named G.I. Nosov». Phone: 8 (3519) 29-84-80. E-mail: alexmgn01@yandex.ru.

Kameneva Anna Lvovna – Candidate of technical sciences, Assistant professor of «Technology, design and automation in a special machine-building» Federal State budget institution of higher education «National Research Perm Polytechnic University». E-mail: kameneva@pstu.ru.

Karavaev Dmitry Mihaylovich – The engineer of the department «Design of Machines and Strength of Materials» Federal State budget institution of higher education «National Research Perm Polytechnic University». E-mail: kmcm@yandex.ru.

Katrenov Bauyrzhan Boranbaevich – junior research engineer of laboratory «Physics-chemistry of the complex use condensed waste», Chemical-Metallurgical institute named after Zh. Abishev. Karaganda, Republic of Kazakhstan. Phone: 8 (7212) 43-19-73. E-mail: baur-8-3@mail.ru.

Kazakov Alexander Sergeevich – candidate of technical science, senior expert of the Continuous Steel Casting Laboratory, Central Laboratory, OJSC «Magnitogorsk Iron and Steel Works». Phone: 8(3519)25-32-87. E-mail: kazakov.as@mmk.ru.

Khozey Alexander Borisovich – postgraduate student of the department «Mining machines and transport-technological complexes» Technical University of Magnitogorsk G.I. Nosov. Areas of research: machines, units and processes (metallurgical engineering). E-mail: khozey@gmail.com.

Kim Vasily Anatolievich – Dr. Tech. Sci., the professor, Head of the Laboratory «Metallurgy of iron and fuel» Chemical and Metallurgical Institute of Abisheva J. (Karaganda). Direction of research: ferrous and nonferrous metals.

Koptsev Valery Vladimirovich – candidate of technical science, associate prof. of the department thermal technical and power system of SEI HPE «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov», the main directions of research: the theory of high-speed combustion of gaseous fuels, mathematical modeling of various physical processes. Phone: 8(3519) 22-34-78. E-mail: Koptsev2002@mail.ru.

Korchunov Aleksei Georgievich – the associate professor, doctor of science (technology), head of the Metallurgical Plants Mechanical Equipment Department, FSBEI HPE «Magnitogorsk state technical university named after G.I. Nosov». Phone: (3519) 29-84-51. E-mail: agkorchunov@mail.ru.

Kornilov Sergey Nikolayevich – Dr. Tech. Sci., the professor, head of the department of industrial transport of the FSEI HPE «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone: (3519)298534. E-mail: kornilov_sn@mail.ru.

Korobova Nellie Leonidovna – Doctor of Technical Sciences, Candidate of Biological Sciences, Professor, Magnitogorsk State Technical University. The direction of research: environmental biomonitoring habitat. Phone: 8 (3519) 29-84-62

Koryagin Yuri Dmitrievich – doctor of engineering science, professor, head of the Physical Metallurgy and Solid State Physics department, South Ural State University. Area of scientific interest: combined alloying and strengthening of steels and light alloys. Phone: (351)2679013. E-mail: main@physmet.susu.ac.ru.

Kozlov Aleksandr Vasiljevich – the candidate of engineering science, senior lecturer, the head of «Machine-building technology, machines and instruments» department South Ural State University. Areas of research: forming curved elements in tubes with thin walls. Phone: (3513) 66-53-28 (2122). E-mail: kozlov@zb-susu.ru.

Krutikova Irina Aleksandrovna – a leading engineer of the main metallurgist department of JSC «Uralmashplant», a post-graduate student of JSC «Ural Institute of Metal», Ekaterinburg. Phone: (343)327-18-97. E-mail: I.Krutikova@uralmash.ru.

Kulikov Andrey Anatolievich – chief metallurgist, JSC «Tekhnologia-M». Area of interest: manufacture of cast products from structural and special alloys. Phone: (351)2398059. E-mail: kulikov69@list.ru.

Kutubaev Ildar Muchametovich – Doctor of technical sciences, professor of the department «Mining machine and transport-technology complex» SEA (State Education Institution) HPE (Higher Professional Education) «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone: (8-3519) 29-85-74. E-mail: ptmr74@mail.ru.

Latypov Rashid Talgatovich – Candidate of technical sciences, Associate Professor of the department of technologies, certification and automobile's service of State Educational Institution of the Higher Professional Education «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». E-mail: tsa@magtu.ru.

Luksyanov Sergei Ivanovich – PhD, Professor, «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone: 8 (3519) 22 13 97. E-mail: ntc@magtu.ru.

Makarov Alexander Nikolayevich – Dr. Tech. Sci., the professor of Mining Machinery and transport-technological complexes of the FSEI HPE «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Areas of research: machines, units and processes (metallurgical engineering). Phone: (3519)298552.

Maleko Evgenie Mihajlovich – The candidate of physical and mathematical sciences, the senior lecturer cathedra of mathematic, Magnitogorsk state technical university it. G.I. Nosov. The area of scientific interest: the spectral theory of operators. E-mail: emaleko@rambler.ru;

Martynova Juliana Dmitrievna – a student, «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov».

Maslov Igor Yuryevich – post-graduate student of the Department of pressure treatment of metals at the Institute of Non-ferrous Metals and Materials Science FSEI HPE «Siberian Federal University, Krasnoyarsk. Research fields: theory and technology of the process of combine rolling and extrusion from the aluminium alloys.

Maystrenko Victor Vladimirovich – department «MMT» of State Educational Institution of the Higher Professional Education «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». E-mail: tssa@magtu.ru.

Melnikov Ilya Ivanovich – Candidate of economics, senior lecturer, FSEI HPE «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov», 455000, Magnitogorsk, Lenin's 38 prospectus, Phone: (3519) 298466. E-mail: werty71@mail.ru.

Melnikov Ivan Timofeevich – Candidate of technical sciences, assistant professor of the department «Open working exploitation of mineral» SEA (State Education Institution) HPE (Higher Professional Education) «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone: (8-3519) 29-85-56. E-mail: Starmell@mail.ru.

Mezin Igor Yuryevich – Dr. of technical sciences, professor, head of the department «Technologies, certification and automobile's service» of State Educational Institution of the Higher Professional Education «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Tel.: +7(3519)29-84-31. E-mail: mezinii@mail.ru.

Mironenkov Evgeniy Ivfnjvich – candidate of science, «Magnitogorsk state technical university named G.I. Nosov», Magnitogorsk. Phone: (3519) 29-85-07.

Mirzaev Dzhahal Aminulovich – doctor of physical and mathematical science, professor of the Physical Metallurgy and Solid State Physics department, South Ural State University. Area of scientific interest: theory of phase transformations in ferrous alloys. Phone: (351)2679013. E-mail: mirzaev@physmet.susu.ac.ru.

Mitasov Vladimir Sergeevich – Postgraduate student of metal forming department FCBEI HVT «Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosova». E-mail: v.s.mitasov@gmail.com.

Moiseev Vladimir Olegovich – a post-graduate student of automatic electric drive, power electronics, control systems of Magnitogorsk State Technical University name of G.I. Nosov. E-mail: iskar@mail.ru.

Moshkunov Vladimir Victorovich – the post-graduate student of chair of metallurgy of ferrous metals (City educational institution, higher vocational training), FCBEI HVT «Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosova». Telephone number: 8(3519)29-84-49. E-mail: mcm@magtu.ru

Nasonov Vadim Vyacheslavovich – Engineer of laboratory of cold rolling, OJSC «Magnitogorsk Iron and Steel Works». E-mail: Nasonov.vv@mmk.ru.

Nosov Valentin Dmitrievich – deputy general director JSC «Zlatoust machine building plant» The direction of research: the technology of processing and assembly of complex high-precision products. Phone: (3513) 63-95-84. E-mail: info@zlatmash.ru.

Novikov Roman Oledovich – a Student of Voronezh State Technical University. E-mail: Tat120675@yandex.ru

Ogarkov Nikolai Nikolaevich – doctor of technical sciences, Professor, head of the Department of manufacturing engineering «Magnitogorsk State Technical University. G.I. Nosova». Phone: 8 (3519) 29-84-69. E-mail: mgtu@magtu.ru.

Omelchenko Evgenie Yakovlevich – candidate of the technical sciences, associate professor of Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosova. Scientific interests: automatic electric drive, power electronics, control systems. Phone: 8(3519) 29-68-40, 29-85-29 E-mail: momentum2@yandex.ru.

Panfilova Lyudmila Mihajlovna – a candidate of the technical sciences, the principal scientific employee of JSC «Ural Institute of Metals». Direction of researches: a creation of constructional materials, energy- and resource-saving, ecologically safe «know-how». Ekaterinburg. Phone: (343)375-68-21. E-mail: lmpan@mail.ru.

Paryshev Dmitry Nicolaevich – General Director of CJSC «Kurganstalmost» Phone: (3522) 410050. E-mail: contact@kurganstalmost.ru

Pashanova Tatyana Vladimirovna – Ph.D in Physics and Mathematics, assistant professor, associated professor of cathedra «Higher Mathematics and Physical and Mathematical Modeling» of Voronezh State Technical University. E-mail: Tat120675@yandex.ru.

Perchatkin Andrei Vladimirovich – Head of the Department of Certification and Quality of the Kaluga scientific and industrial electrometallurgical plant. E-mail: aperchat@gmail.ru.

Platov Sergey Iosifovich – doctor of technical science, professor, «Magnitogorsk state technical university named G.I. Nosov». Phone: 8 (3519) 29-84-36. E-mail: psipsi@mail.ru

Pusankova Evgeni Alexandrovna – The candidate of physical and mathematical sciences, the senior lecturer cathedra of mathematic, Magnitogorsk state technical university it. G.I. Nosov. The area of scientific interest: the spectral theory of operators. E-mail: janny70@mail.ru.

Pytalev Ivan Alekseevich – Cand. Tech. Sci., the senior lecturer of the department of industrial transport of the FSEI HPE «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone: (3519)298516. E-mail: vehicle@list.ru.

Rudneva Irina Gennadevna – Ph.D in Physics and Mathematics, assistant professor, associated professor of cathedra «Physics and Chemistry» of Military Aviation Engineering University (Voronezh). E-mail: irrudneva@mail.ru.

Rumyantsev Mihail Igorevich – Candidate of technical science, professor of metal forming department FCBEI HVT «Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosova». E-mail: mthigrum@rambler.ru.

Sadykov Vasili Halimovich – cand. tech. sci., the senior lecturer of the department of industrial transport of the FSEI HPE «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone: (3519)298552.

Serova Anna Andreevna – post-graduate training department of Industrial Ecology and Life Safety, Magnitogorsk State Technical University. E-mail: anet28061989@rambler.ru.

Shavakyleva Olga Petrovna – candidate of technical science, lecturer of faculty Department of ore dressing, FCBEI HVT «Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosova». Phone: 8(3519)298555. E-mail: magtu_opi@mail.ru.

Shemetova Elena Sergeevna – assistant of the department of «Technology Engineering» State Educational Institution of Higher Professional Education «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». E-mail: helensh88@list.ru.

Sherkunov Viktor Georgievich – the doctor of engineering science, professor, the head of «Machines and Technologies of Handling Materials by Pressure» department South Ural State University. The area of scientific interest : handling of solid and composite materials by rolling, pressing, dragging. Phone: (351) 267-92-24. E-mail: mitomd@susu.ru.

Shevtsov Nikolay Sergeevich – post-graduate of the department of open mining of deposits of minerals of the FSEI HPE «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone: (3519) 29-84-66. E-mail: shevtsov.nikolay@gmail.com.

Shubin Igor Gennadievich – Candidate of technical science, vice-dean of technological faculty FCBEI HVT «Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosova». E-mail: Shubin64@mail.ru.

Sidelnikov Sergey Borisovich – Doctor of Technical Science, head of the Department of pressure treatment of metals at the Institute of Nonferrous Metals and Materials Science FSEI HPE «Siberian Federal University», Krasnoyarsk. Research fields: theory and technology of the process of combine rolling and extrusion from the aluminium alloys. Phone: 8(391) 213-35-50. E-mail: sbs270359@yandex.ru

Smirnov Leonid Andreevich – an academician of the RAS, the general director of JSC «Ural Institute of Metal», Ekaterinburg. Phone: (343)374-14-33. E-mail: uim@ural.ru.

Soshina Tatiana Olegovna – Head of the Laboratory «General Engineering disciplines (strength of materials, machine parts, the theory of mechanisms and machines, principles of design and construction, building materials)». Branch of Federal State budget institution of higher education «National Research Perm Polytechnic University», Lysva. E-mail: soshtanya@rambler.ru.

Stolyarov Alexander Mihajlovich – doctor of technical science, professor, the professor of chair of metallurgy of ferrous metals (City educational institution, higher vocational training), FCBEI HVT «Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosova». Phone: 8(3519)29-84-49. E-mail: mcm@magtu.ru.

Surov Alecsandr Ivanovich – Leading specialist of hydro technical constructions security monitoring group of MCE (Mountain Concentration Company) OJSC (Open Joint Stock Company) of JSC «Magnitogorsk Iron and Steel Company». Phone: (8-3519) 24-72-24; E-mail: surov@mmk.ru.

Sushko Tatyana Ivanovna – Ph.D., assistant professor, associated professor of cathedra «Physics and Chemistry of foundry processes» of Voronezh State Technical University. E-mail: Tane2020102010@mail.ru

Sychkov Aleksandr Borisovich – Doctor of Engineering, Associate Professor of the Department of Material Science and Thermal Metal Treatment of SEI HPE «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone: 8(3519)298567. E-mail: absychkov@mail.ru.

Terentyev Dmitry Vyacheslavovich - candidate of science, «Magnitogorsk state technical university named G.I. Nosov», Magnitogorsk. Phone: (3519) 29-84-92. E-mail: knterentyev@mail.ru.

Tulupov Oleg Nikolaevich – doctor of technical sciences, professor of «Metal forming» department of SEI HPT «Magnitogorsk State Technical University. G.I. Nosova». Phone: 29-85-25. E-mail: o.tulupov@mail.ru.

Ulyeva Gulnara Anatolievna – senior lecturer «Metallurgy and Materials», Karaganda State Industrial University (c. Temirtau). Direction of research: ferrous and nonferrous metals. E-mail: granatik73@mail.ru.

Vasiliev Kirill Pavlovich – post-graduate of the department of open mining of deposits of minerals of the FSEI HPE «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone: (3519) 298466. E-mail: werty71@mail.ru.

Zavalishchin Aleksandr Nikolaevich – Doctor of Engineering, Associate Professor of the Department of Material Science and Thermal Metal Treatment of SEI HPE «Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov». Phone: 8(3519)298567. E-mail: zavall1313@mail.ru.

Zhirkin Yuriy Vasilyevich – candidate of science, professor, «Magnitogorsk state technical university named G.I. Nosov», Magnitogorsk. Phone: (3519) 29-85-07.

Zhumashev Kalkaman Zhumashevich – doctor of technical science, chief of laboratory «Physics-chemistry of the complex use condensed waste», Chemical-Metallurgical institute named after Zh. Abishev. Karaganda, Republic of Kazakhstan. Phone: 8 (7212) 43-19-73. E-mail: innovaciya_zh@mail.ru.

УВАЖАЕМЫЕ КОЛЛЕГИ!

Мы приглашаем Вас к участию в нашем журнале в качестве авторов, рекламодателей и читателей. Журнал формируется по разделам, отражающим основные направления научной деятельности ученых МГТУ, в частности:

- РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ.
- МЕТАЛЛУРГИЯ ЧЕРНЫХ, ЦВЕТНЫХ И РЕДКИХ МЕТАЛЛОВ.
- ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ.
- ЛИТЕЙНОЕ ПРОИЗВОДСТВО
- ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ.
- МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ.
- СТАНДАРТИЗАЦИЯ, СЕРТИФИКАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ.
- МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ.
- НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ И ОБОРУДОВАНИЕ.
- ЭНЕРГЕТИКА МЕТАЛЛУРГИИ, ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ.
- УПРАВЛЕНИЕ, АВТОМАТИЗАЦИЯ И ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МЕТАЛЛУРГИИ.
- СТРОИТЕЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ И СТРОИТЕЛЬНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МЕТАЛЛУРГИИ.
- ЭКОЛОГИЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОЙ ОТРАСЛИ.
- Экономика, управление и рынок продукции.
- СТРАТЕГИЯ РАЗВИТИЯ, ПОДГОТОВКА И ОБУЧЕНИЕ СПЕЦИАЛИСТОВ.
- ИНФОРМАЦИЯ И ДР.

Раздел «Новые исследования» или «Краткие сообщения» предназначен для оперативной публикации работ преимущественно аспирантов. В журнал входят учебно-методический и библиографический разделы.

Общее количество разделов и их объем может варьироваться от номера к номеру.

ТРЕБОВАНИЯ К СТАТЬЯМ, ПРИНИМАЕМЫМ К ПУБЛИКАЦИИ

I. Рекомендуемый объем статьи – не более 6–8 стр.

К статье прилагаются:

- 1) экспертное заключение о возможности опубликования;
- 2) рецензия;
- 3) сведения об авторах (на английском и русском языках): фамилия, имя, отчество, ученая степень, звание и должность, полное название учреждения, направление исследований, контактный телефон и E-mail каждого автора (всё перечислить в одном абзаце);
- 4) аннотацию на английском и русском языках (аннотация должна содержать актуальность, постановку проблемы и пути решения проблемы; необходимо избегать лишних деталей и конкретных цифр; количество слов – 50-100);
- 5) список литературы на английском и русском языках;
- 6) ключевые слова на английском и русском языках.

II. Текст статьи, сведения об авторах, реферат, список литературы и ключевые слова представляются на электронном носителе в виде файла, созданного средствами **Microsoft Word 2003**, и распечаткой на стандартных листах бумаги формата А4.

При наборе статьи в **Microsoft Word 2003** рекомендуются следующие установки:

- 1) **шрифт** – **Times New Roman**, размер – 14 пт, межстрочный интервал – одинарный, перенос слов – автоматический;
- 2) при вставке **формул** использовать встроенный редактор формул **Microsoft Equation** со стандартными установками;
- 3) **рисунки и фотографии**, вставленные в документ, должны быть четко выполнены, допускать перемещение в тексте и возможность изменения размеров (толщины линий и размеры обозначений должны обеспечивать четкость при уменьшении рисунка до рациональных размеров). Рисунки предоставлять в виде распечатки на стандартных листах бумаги формата А4 и отдельным файлом в формате *.TIF, *.JPG, с разрешением **300 dpi**, B&W – для черно-белых иллюстраций, Grayscale – для полутонов, максимальный размер рисунка с подписью – 150×235 мм. В тексте статьи должны быть подписанные надписи в местах размещения рисунков. Например:

Рис. 4. Расчётная зависимость $\gamma(t)=I_n/I_{n0}$ от времени и удалённости КЗ от выводов асинхронного двигателя

Внимание! Публикация статей является бесплатной. Преимущество опубликования представляется авторам и учреждениям, оформившим подписку на журнал.

Статьи проходят обязательное научное рецензирование.

Редакция оставляет за собой право отклонять статьи, не отвечающие указанным требованиям.

По вопросам публикации статей обращаться: 455000, г. Магнитогорск, пр. Ленина, 38. Магнитогорский государственный технический университет, Редколлегия журнала «Вестник МГТУ» М. Чукину.

Телефоны: (3519) 29-85-26, 22-14-93.

E-mail: rio_mgtu@ru; vestnik@magtu.ru (с указанием темы сообщения «Вестник МГТУ»).