

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ

ИЗВЕСТИЯ

ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ

12

Издается с января 1958 г. ежемесячно

2012

Главный редактор:

Ю.С. ЮСФИН

Заместитель главного редактора:

С.П. МОЧАЛОВ

Ответственный секретарь:

А.Г. ГЛЕБОВ

Заместитель ответственного секретаря:

Н.П. ОЛЕНДАРЕНКО

Члены редакционной коллегии:

М.В. АСТАХОВ

Г.В. АШИХМИН

В.Д. БЕЛОВ

Е.П. ВОЛЫНКИНА

С.М. ГОРБАТЮК

ГУОИ ТАНГ (Китай)

К.В. ГРИГОРОВИЧ, редактор раздела

«Ресурсосбережение в черной металлургии»

В.Е. ГРОМОВ

А.В. ДУБ, редактор раздела

«Инжиниринг в черной металлургии»

Р. КАВАЛЛА

В.М. КОЛОКОЛЬЦЕВ

К.Л. КОСЫРЕВ, редактор раздела

«Металлургические технологии»

В.В. КУРНОСОВ

С.С. ЛАЗУТКИН

Л.П. МЫШЛЯЕВ, редактор раздела

«Информационные технологии

и автоматизация в черной металлургии»

С.А. НИКУЛИН

Г.С. ПОДГОРОДЕЦКИЙ

Л.А. ПОЛУЛЯХ

Е.В. ПРОТОПОПОВ

Л.М. СИМОНЯН, редактор раздела

«Рациональное природопользование

в черной металлургии»

С.В. СОЛОДОВ

Н.А. СПИРИН

М.В. ТЕМЛЯНЦЕВ

М.Р. ФИЛОНОВ, редактор раздела

«Материаловедение и нанотехнологии»

М.О. ШПАЙДЕЛЬ (Швейцария)

А.Б. ЮРЬЕВ

Настоящий номер журнала подготовлен к печати
Сибирским государственным индустриальным университетом

Адреса редакции:

119049, Москва, Ленинский пр-т, д. 4

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»,
тел./факс (499) 236-14-27;

654007, Новокузнецк, 7, Кемеровской обл., ул. Кирова, д. 42

Сибирский государственный индустриальный университет, тел. (3843) 74-86-28

Журнал представлен в сети INTERNET на сервере «Металлургическая отрасль России» (www.rusmet.ru)

по адресам: <http://www.rusmet.ru/izvuzchermet>

E-mail: ferrous@misis.ru

http://www.sibsiu.ru/Divisions_RedJizVz.shtml

E-mail: redjizvz@sibsiu.ru

И.В. Ноздрин, Л.С. Ширяева, В.В. Руднева

Сибирский государственный индустриальный университет

ПЛАЗМЕННЫЙ СИНТЕЗ И ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКАЯ АТТЕСТАЦИЯ НАНОКАРБИДА ХРОМА

Высший по содержанию углерода карбид Cr_3C_2 (износо- и коррозионностойкий, твердый, химически инертный материал) востребован в современных технике и технологиях для изготовления защитных покрытий металлов и керметов, в качестве компонентов и легирующих добавок безвольфрамовых твердых сплавов. Анализ современного состояния отечественного и мирового производства и применения карбида хрома показывает, что можно выделить три группы способов получения карбида хрома Cr_3C_2 с точки зрения агрегатного состояния сырья и основных областей применения: карботермическое восстановление оксида хрома в насыпном или компактированном виде в неокислительной атмосфере (азоте, водороде, вакууме, инертном газе); карботермическое восстановление оксида хрома в расплаве; карботермическое восстановление оксида хрома в газовой фазе. Вещество Cr_3C_2 , полученное способами первой группы, применяется в порошковой металлургии в технологии керметов, второй группы – для напыления и наплавки защитных покрытий, третьей группы – в наноматериалах. Дальнейшие перспективы применения карбида хрома связаны с производством его в наносостоянии, т.е. нанокарбида хрома. Разработанная и освоенная в 80-х годах в рамках комплексной научно-технической программы государственного значения «Сибирь» под руководством академика РАН М.Ф. Жукова и профессора Г.В. Галевского технология плазмометаллургического синтеза относится к третьей группе способов получения карбида хрома и реализуется с использованием трехструйного прямооточного плазменного реактора мощностью до 50 кВт и азота в качестве плазмообразующего газа. Реализация предлагаемой плазмометаллургической технологии в полной мере делает ее экологически безопасной, обеспечивающей получение нанокарбида хрома, близкого по составу к стехиометрическому, в виде нанопорошков с размером частиц 30 – 70 нм и возможность выделения в товарном виде нанодисперсного пиролитического углерода и продукта улавливания цианистого водорода – технического цианида натрия. Наряду с достоинствами в рассматриваемой технологии имеются такие недостатки, как техническая и экономическая нецелесообразность использования в качестве карбидизатора пропан-бутановой смеси, требующей для переработки

сложной по составу и генерации азотно-аммиачно-водородной плазмы, а также лабораторный уровень реализации.

Целью настоящей работы является создание научных и технологических основ плазменного синтеза карбида хрома, а также его физико-химическая аттестация, для достижения которой ставились и решались следующие задачи: проведение анализа современного состояния производства и применения карбида хрома Cr_3C_2 ; определение характеристик трехструйного плазменного реактора; модельно-математическое исследование взаимодействия сырьевого и плазменного потоков; прогнозирование основных технологических показателей плазмометаллургического производства карбида хрома на основе результатов моделирования и выбор оптимального технологического варианта; реализация плазмометаллургической технологии производства карбида хрома, его физико-химическая аттестация и определение технико-экономических показателей.

В настоящее время в Сибирском государственном индустриальном университете (СибГИУ) накоплен значительный опыт, обобщенный в работах [1 – 3], исследования и эксплуатации трехструйного прямооточного плазменного реактора с работающими на азоте электродуговыми плазмотронами и применения его для синтеза тугоплавких карбидов, боридов, их композиций. Показано, что оптимальной следует считать конструкцию реактора с равномерным расположением плазмотронов по окружности, с углом наклона плазменных струй к оси реактора 30 – 45° и тепловой защитой интенсивно охлаждаемых стенок, обеспечивающую оптимальный режим работы камеры смешения, высокую равномерность радиального распределения температуры и скорости при минимальных потерях тепловой энергии. Однако описанные в работах [1 – 3] результаты получены для лабораторного плазменного реактора мощностью 30 – 50 кВт, не содержат проектно-технологических предложений и рекомендаций по выходу на промышленный уровень, а также полной информации о его теплотехнических и технологических характеристиках.

Для определения промышленного уровня мощности трехструйного реактора проведено его теплотехническое обследование в диапазоне мощности 80 – 250 кВт, включающее определение теплового КПД плазмотро-

нов, достигаемой удельной энтальпии плазменного потока на входе в реактор, массового расхода генерируемого в этих условиях плазмообразующего газа. Установлено, что сочетание теплового КПД, требуемой удельной энтальпии плазмообразующего газа и его массового расхода, близкое к оптимальному, достигается при мощности реактора 150 кВт. Дальнейшее повышение уровня мощности нецелесообразно, поскольку при возможном конструктивном выборе плазмотронов не обеспечивается требуемая удельная энтальпия плазменного потока. Для трехструйного реактора с внутренним каналом диам. 0,054 м и мощностью 150 кВт среднемассовая температура плазменного потока на длине 12 калибров изменяется в пределах 5500 – 2650 К для нефутерованного канала и 5500 – 3200 К при теплоизоляции его цилиндром из диоксида циркония толщиной 0,005 м; при этом температура внутренней поверхности изменяется в пределах 800 – 350 и 1900 – 850 К соответственно. Удельная электрическая мощность достигает 1214 МВт/м³, что значительно превышает этот показатель (обычно около 0,2 МВт/м³) для традиционного электротермического оборудования. Расчетный ресурс работы электродов составляет для медного анода 4700, вольфрамового катода 111 ч. Прогнозируемое загрязнение карбида хрома продуктами эрозии электродов не превышает 0,00010 % меди и 0,00002 % вольфрама. По совокупности характеристик трехструйный плазменный реактор мощностью 150 кВт может быть отнесен к высокоэффективному, надежно работающему современному электротермическому оборудованию.

Модельно-математическое исследование взаимодействия сырьевого и плазменного потоков включало проведение термодинамического и кинетического анализов. В связи с использованием в процессах синтеза в качестве хромсодержащего сырья – хрома, оксида Cr₂O₃ и трихлорида CrCl₃, углеводородного сырья – метана и плазмообразующего газа – азота объектами исследования являлись системы С – Н – N, Cr – О – С – Н – N, Cr – Cl – С – Н – N, Cr – С – Н – N.

Термодинамический анализ процессов синтеза проведен с целью прогнозирования оптимальных параметров получения карбида хрома (соотношения компонентов и температуры), определения для квазиравновесных условий, исключающих присутствие конденсированного углерода, показателей (степени превращения сырья в карбид, составов газообразных и конденсированных продуктов) процесса, оценки вклада в процессы карбидообразования газофазных реакций, обеспечивающих в условиях плазменных технологий эффективную переработку дисперсного сырья. Необходимые для анализа составы газообразных и конденсированных продуктов рассчитывались «константным» методом, основанном на совместном решении уравнений закона действующих масс, материального баланса, суммарного числа молей газовой смеси, существования конденсированной фазы, закона Дальтона с исполь-

зованием программы компьютерного моделирования высокотемпературных сложных химических равновесий «PLASMA» (ИХТТИМ СО РАН), имеющей встроенную базу данных продуктов взаимодействия для оксидо-, боридо-, карбидо- и нитридообразующих систем [4]. При расчетах рассматривалась область температур 1000 – 6000 К при общем давлении в системе 0,1 МПа. Термодинамический анализ выбранных технологических вариантов показал, что в системах Cr – О – С – Н – N и Cr – С – Н – N 100 %-ый выход карбида хрома возможен при стехиометрических соотношениях Cr:C и C:H и температуре 2000 – 2200 К. В системе Cr – С – Cl – Н – N 100 %-ый выход карбида хрома достигается при стехиометрическом соотношении Cr:C, 3-х кратном избытке водорода и температуре 2000 – 2200 К. Образование карбида хрома происходит с участием конденсированного хрома и циановодорода по механизму «пар – расплав – кристалл», что позволяет предположить возможность достижения его высокого выхода в реальных условиях синтеза.

Многовариантное модельно-математическое исследование макрокинетических параметров испарения дисперсного хромсодержащего сырья проведено с использованием усовершенствованной математической модели взаимодействия плазменного и сырьевого потоков А.Л. Моссе – И.С. Букова – Г.В. Галевского, основанной на совместном решении уравнений движения частиц сырья, межкомпонентного теплообмена и теплообмена плазменного потока со стенками реактора и учитывающей влияние на интенсивность теплообмена дисперсного сырья и искусственной теплоизоляции канала [5].

Для взаимодействия дисперсного хромсодержащего сырья с высоконагретым потоком газа в плазменном реакторе рассчитана степень испарения сырья для синтеза карбида хрома в зависимости от энергетических параметров реактора, крупности, скорости ввода в плазменный поток и массовой расходной концентрации. При подводимой к реактору мощности 75 кВт 100 %-ая степень испарения для частиц хрома крупностью 10 – 30 мкм при массовой расходной концентрации 0,14 – 0,12 кг порошка хрома/кг газа-теплоносителя. Для оксида хрома (III) и хлорида хрома (III) эти показатели составляют соответственно 5 – 20 мкм и 0,14 – 0,10 кг/кг, 30 – 70 мкм и 0,16 – 0,14 кг/кг. На основании полученных результатов выбраны сырьевые материалы для синтеза карбида хрома.

Результаты модельно-математического исследования позволили спрогнозировать технологические показатели плазмометаллургического производства карбида хрома для различного вида хромсодержащего сырья и выбрать оптимальный технологический вариант (см. таблицу). При расчете показателей учитывались потери сырья в реакторе в количестве 4 % и потери продуктов синтеза в системе улавливания в количестве 5 %. Можно видеть, что оптимальным технологическим вариантом является карбидизация хрома природным газом.

Прогнозируемые технологические показатели плазмотехнологического производства карбида хрома

Показатели процесса	Технологические варианты		
	Карбидизация хрома метаном	Восстановление Cr ₂ O ₃ метаном	Восстановление CrCl ₃ метаном
Степень превращения сырья	0,95	0,95	0,95
Выход карбида хрома, %	92,0	90,0	91,8
Производительность по карбиду хром, кг/ч	3,42	2,79	1,69
Интенсивность производства, кг/(ч·м ³)	1368	1116	676
Расход хромсодержащего сырья, кг/кг	0,9	1,3	2,76
Расход газа-теплоносителя, кг/кг	9,47	11,6	19,7
Расход метана, кг/кг	0,175	0,58	0,18
Расход эл. энергии, кВт·ч /кг	65,79	80,65	133,14

Технологические исследования проводились в условиях НПФ «Полимет» на базе промышленного плазмотехнологического комплекса мощностью 150 кВт, подробно описанного в работе [6] и включающего трехструйный прямоточный плазменный реактор, системы электро-, газо-, водоснабжения, дозирования шихтовых материалов и улавливания продуктов синтеза.

Для генерации плазменного потока в реакторе используются три электродуговых подогревателя (плазмотрона) ЭДП-104А мощностью до 50 кВт каждый, установленные в камере смешения под углом 30° к оси реактора. Камера смешения соединена с секционированным водоохлаждаемым каналом, имеющим внутренний диам. 0,064 м. Для снижения радиального градиента температуры в пристеночной зоне реактор футерован цилиндрическими вставками из диоксида циркония с толщиной стенки 0,005 м и наружным диам. 0,064 м, уменьшающими диаметр его канала до 0,054 м. Изменение длины реактора и подача в плазменный поток холодного газа (азота) через закалочное кольцо, устанавливаемое на выходе из реактора, позволяют проводить закалку продуктов синтеза в различных температурных зонах. Подача высокодисперсного сырья в камеру смешения осуществляется с помощью водоохлаждаемой фуры.

Электропитание промышленного плазменного реактора осуществляется от тиристорного преобразовательного агрегата серии АТП-750/600. Для дозирования порошкообразного сырья применяется дозатор смешанного электромеханического и газовихревого типа периодического действия со съёмным цилиндром – приемником порошкообразного сырья. Система улавливания продуктов синтеза включает осадительную камеру, где улавливается до 10 % нанопорошка и температура технологических газов снижается до 873 К, и два работающих поочередно рукавных фильтра, улавливающих до 85 % нанопорошков.

В качестве плазмообразующего газа использовался азот технической чистоты с содержанием кислорода до 0,5 % (объемн.), хромсодержащего сырья – хром металлический марки ПХ-1М (ТУ 14-1-1474 – 75, изм.), кар-

бидизатора – природный газ с содержанием метана до 94 % (объемн.) (остальное – этан, пропан, бутан).

Технологические исследования проводились с привлечением метода планируемого эксперимента, что позволило найти зависимости содержания в продуктах синтеза близкого по составу к карбиду карбонитрида хрома и сопутствующих ему примесей от определяющих факторов в виде следующих уравнений:

$$[Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2] = 66,12 + 0,03T_0 - 0,42C_{H_2} - 0,14C_{NH_3} - 0,00002T_3C_{NH_3}; \quad (1)$$

$$[Cr_{своб}] = 147,95 - 0,027T_0 - 0,34C_{H_2} - 1,37C_{NH_3} - 0,00003T_0C_{NH_3}; \quad (2)$$

$$[C_{своб}] = -150,30 - 0,002T_0 + 1,3C_{H_2} + 13,5C_{NH_3} - 0,00008T_0C_{NH_3} + 0,0002T_3C_{H_2}; \quad (3)$$

$$[Cr_2O_3] = 41,80 - 0,0069T_0 - 0,208C_{CH_4} + 0,00004T_0C_{CH_4}; \quad (4)$$

$$[N_{связ}] = 1,74 + 0,001T_0 - 0,012C_{H_2} - 0,03C_{NH_3} - 0,00001T_3C_{NH_3}, \quad (5)$$

где $[Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2]$, $[Cr_{своб}]$, $[C_{своб}]$, $[Cr_2O_3]$ и $[N_{связ}]$ – содержание, % (по массе), в продуктах синтеза карбонитрида, свободных хрома и углерода, оксида хрома (III) и связанного азота; T_0 и T_3 – начальная температура плазменного потока и температура закалки, К; C_{CH_4} – количество углеводорода от стехиометрически необходимого для карбидизации хрома, %; C_{H_2} – концентрация водорода в плазмообразующем газе, % (объемн.); C_{NH_3} – количество атомарного азота в плазмообразующем газе, $N(NH_3)/C(CH_4)$, % от стехиометрического.

При этом средний размер формирующихся в плазменном потоке частиц карбида хрома, рассчитанный по величине удельной поверхности, пропорционален среднемассовой температуре потока в степени –2,96:

$$\bar{d} = (726 \pm 35,1) T^{(-2,96 \pm 0,436)}. \quad (6)$$

Оптимальные значения технологических факторов и допустимые пределы их изменения, а также основные характеристики синтезируемого при этих условиях карбонитрида хрома, полученные при пятикратном дублировании опытов, приведены ниже:

Параметры синтеза и характеристики карбонитрида хрома	Значение
Состав газа-теплоносителя, % (объемн.):	
– азот	100
Состав карбидизатора, % (объемн.):	
– метан	93,6
– этан	3,0
– пропан	2,2
– бутан	1,2
Состав хромосодержащего сырья, % (по массе):	
– хром металлический	99,3
Крупность хромосодержащего сырья, мкм	–10
Производительность по сырью, кг/ч	3,11
Количество карбидизатора, %, от стехиометрического	120 – 140
Начальная температура плазменного потока, К	н.м. 5400
Температура закалки, К	2000 – 2200
Фазовый состав	$Cr_3(C_{0,80}N_{0,20})_2$
Химический состав, % (по массе):	
– $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$	91,8 – 93,45
– хром свободный	2,10 – 1,80
– углерод свободный	1,30 – 1,10
– оксид хрома (III)*	4,00 – 3,00
– летучие	0,80 – 0,60
Выход карбонитрида хрома, % (по массе)	92,0
Удельная поверхность, м ² /кг	32 000 – 37 000
Размер** частиц, нм	30 – 35
Форма частиц	шаровидная
Окисленность нанопорошка карбонитрида хрома*** × 10 ⁷ , кг O ₂ /м ²	2,56
Производительность, кг/ч	3,42
Интенсивность, кг/(ч·м ³)	1368

Примечание. *, **, *** – значения, рассчитанные по содержанию кислорода, по величине удельной поверхности, после выдержки на воздухе в течение 24 ч.

Для комплексной физико-химической аттестации продуктов синтеза методами рентгеновского и химического анализов исследовались кристаллическая решетка, фазовый и химический составы, а методами просвечивающей (ПЭМ) и растровой (РЭМ) электронной микроскопии – дисперсность и морфология частиц. Установлено, что продуктом плазменного синтеза является тройное соединение – карбонитрид хрома. Рентгенограмма соединения $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ приведена на рис. 1. Это вещество идентифицировано как ромбический карбонитрид с кристаллической структурой,

отличающейся от структуры карбида наличием октаэдрических структурных элементов, внутри которых расположены атомы азота. В исследуемом диапазоне изменения параметров синтеза состав карбонитрида хрома практически не меняется и в пределах точности анализа и расчета соответствует соединению $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$. Содержание в продуктах синтеза нанокарбонитрида хрома составляет 91,8 – 93,5 % (по массе). Микрофотографии нанокарбонитрида хрома приведены на рис. 2 и 3 соответственно. Нанопорошок карбонитрида хрома представлен агрегатами шарообразной или близкой к ней формы размером от 600 до 150 нм, образованными сообществом глобулярных частиц достаточно широкого размерного диапазона – от 20 до 80 нм, число которых в агрегате зависит от его крупности. Наноуровень и морфология частиц позволяют рассматривать их как продукты науглероживания микрокапель хрома, образующихся при объемной конденсации его паров, жидкокапельной коалесценции и кристаллизации, а присутствие в исследуемых объектах агрегатов различного объема указывает на высокую вероятность дальнейшего укрупнения наночастиц при понижении температуры путем их коагуляции.

Кристаллическая структура карбонитрида хрома неустойчива и при низкотемпературном (1073 – 1273 К) обжиге в инертной среде или азоте в присутствии свободного углерода перестраивается в карбидную предельного состава Cr_3C_2 . Переход карбонитрида хрома Cr_3C_2 , слабо выраженный при температуре 1073 К, полностью завершается при 1273 К в течение 0,5 ч. Условия превращения карбонитрида хрома в карбид Cr_3C_2 и его основные характеристики приведены ниже:

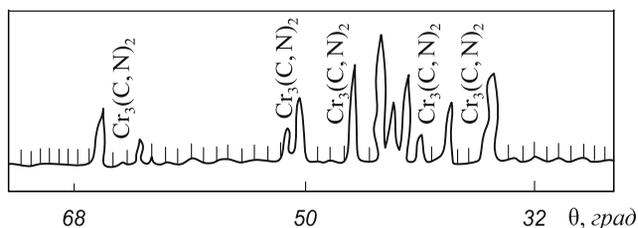


Рис. 1. Фрагмент рентгеновской дифрактограммы нанокарбонитрида хрома



Рис. 2. Микрофотография нанокарбонитрида хрома (ПЭМ)

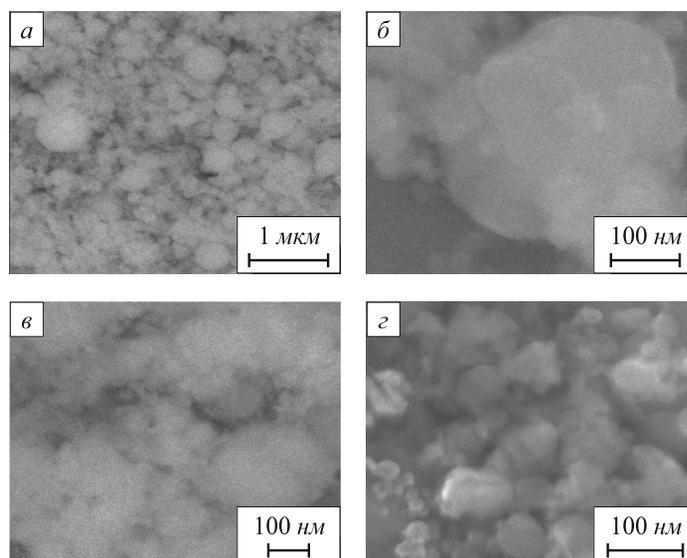


Рис. 3. Микрофотографии нанокарбонида хрома (РЭМ):
a – внешний вид; *b* – морфологическая картина агрегата; *в* – ансамбль частиц и агрегатов; *г* – отдельные частицы

Условия получения и характеристики карбида Cr ₃ C ₂	Значение
Химический состав карбонида, % (по массе):	
– Cr ₃ (C _{0,8} N _{0,2}) ₂	92,70
– хром свободный	1,50
– углерод свободный	2,60
– оксид хрома (III)	2,80
– летучие	0,40
Размер частиц, нм	33
Форма частиц	шаровидная
Тип электротермической установки для обжига карбонида	электродпечь сопротивления трубчатая СУОЛ-0.25.1/12/11
Среда для проведения обжига карбонида	аргон, азот
Температура обжига, К	1273
Продолжительность обжига, ч	0,5
Химический состав карбида хрома, % (по массе):	
– Cr ₃ C ₂	94,90
– хром свободный	1,54
– углерод свободный	0,21
– азот общий	0,47
– оксид хрома (III)	2,88
Выход карбида хрома, % (по массе)	93,0
Удельная поверхность, м ² /кг	10 000 – 12 000
Размер частиц, нм	92 – 98
Форма частиц	дендритная
Окисленность нанопорошка карбида хрома ×10 ⁷ , кг O ₂ /м ²	0,91

Можно видеть, что переходу карбонида в карбид соответствует уменьшение содержания в исследуемом образце азота и свободного углерода, причем содержание свободного углерода снизилось с 2,60 до 0,21 % (по массе). По-видимому, при переходе карбонида

в карбид свободный углерод диффундирует в образующийся дефектный по углероду карбид. Определение параметров кристаллической решетки образующегося карбида хрома, проведенное на образцах, полученных при различной (1073 – 1273 К) температуре обжига в области углов отражения $\theta = 23 - 33^\circ$, показало, что они соответствуют параметрам решетки карбида хрома стехиометрического состава: $a = 0,2831 \pm 0,0002$ нм, $b = 0,5531 \pm 0,0003$ нм, $c = 1,1462 \pm 0,0005$ нм. Переход карбонида в карбид сопровождается укрупнением порошка и изменением формы частиц: средний размер увеличивается почти в 3 раза (с 30 – 35 до 92 – 98 нм), а карбидные частицы имеют преимущественно дендритную форму (рис. 4). Такой характер изменения морфологии обусловлен известной способностью тугоплавких металлоподобных соединений в наносостоянии к твердофазной коалесценции (первичной рекристаллизации) внутри агрегатов при относительно низкотемпературном нагреве – 0,4 – 0,6 от температуры плавления.

Оценка экономической эффективности плазмометаллургического производства нанокарбида хрома показывает, что при объеме производства 3,7 т

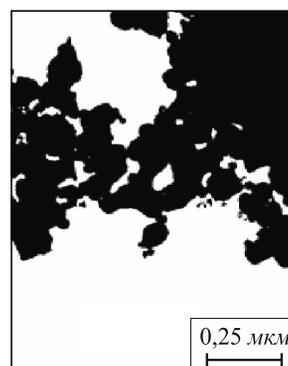


Рис. 4. Микрофотография нанокарбида хрома (ПЭМ)

нанокарбида хрома в год (в расчете на один реактор) и себестоимости 2869 тыс. руб/т отпускная цена составляет 220 долл. США/кг, что свидетельствует о его конкурентоспособности на мировом рынке нанопорошковых материалов. В настоящее время ведущими зарубежными производителями нанопорошков карбидов, среди которых научно-производственные фирмы «Nanostructured & Amorphous Materials. Inc.» (США), «Tokyo Tekko Co» (Япония), «Hefei Nanotechnology & Development ltd. Co» (Китай), «Neomat Co» (Латвия), «Plasma Chem GmbH» (Германия), установлен диапазон цен на нанопорошки карбидов в пределах 400 – 2000 долл. США/кг. Срок окупаемости капиталовложений составляет 1,5 года, что подтверждает экономическую и технологическую целесообразность организации производства нанокарбида хрома. При этом одной из наиболее предпочтительных сфер применения этого соединения является технология композиционно-го электроосаждения защитных покрытий [7].

Выводы. На основании проведенных модельно-математических и технологических исследований определены оптимальные значения параметров синтеза нанокарбида хрома и его физико-химические характеристики. Установлено, что при карбидизации порошка хрома метаном в условиях плазменного потока азота в области температур 5400 – 2000 К может быть получен нанокарбонитрид хрома состава $Cr_3(C_{0,8}N_{0,2})_2$ с нестабильной кристаллической структурой, перестраивающейся в карбидную при обжиге в инертной среде или азоте при температуре 1073 – 1273 К. Исследованы

фазовый и химический составы, дисперсность, морфология и окисленность продуктов синтеза. Определены такие основные технико-экономические показатели предлагаемой технологии, как производительность, интенсивность, себестоимость, отпускная цена.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Гидродинамические и теплотехнические характеристики трехструйного прямоточного реактора для высокотемпературного синтеза тонкодисперсных материалов / Г.В. Галевский, М.Ф. Жуков, А.А. Корнилов и др. – Новосибирск: ИТФ СО АН СССР, 1990. – 40 с.
2. Руднева В.В. // Вестник РАЕН: Проблемы развития металлургии в России. 2006. Т. 6. № 3. С. 18 – 30.
3. Галевский Г.В., Руднева В.В., Полях О.А. Технология плазмометаллургического производства наноматериалов. Т. 1. Основы проектирования плазмометаллургических реакторов и процессов. – М.: Флинта: Наука, 2008. – 228 с.
4. Ноздрин И.В., Галевский Г.В., Руднева В.В. – В кн.: Труды 3-й Всероссийской научно-практической конференции. – Новокузнецк: изд. СибГИУ, 2011. С. 60 – 64.
5. Ноздрин И.В., Ширяева Л.С., Терентьева М.А. – В кн.: Материалы VIII Всероссийской научно-практической конференции. – Новокузнецк: изд. СибГИУ, 2011. С. 464 – 467.
6. Руднева В.В., Юркова Е.К. Наноматериалы и нанотехнологии в производстве карбида кремния / Доп. том. Плазменный синтез и компактирование нанокарбида кремния. – Новокузнецк: изд. СибГИУ, 2011. – 241 с.
7. Полях О.А., Руднева В.В. Плазмометаллургическое производство карбида кремния для композиционного никелирования и хромирования. – М.: Флинта: Наука, 2006. – 188 с.

© 2012 г. И.В. Ноздрин, Л.С. Ширяева, В.В. Руднева
Поступила 9 апреля 2012 г.

УДК 669.141.247.2:669.181.422

*А.М. Амдур, А.Е. Пелевин, М. Лхамсурэн,
А.Л. Разницина, А.А. Мушкетов*

Уральский государственный горный университет

ВЛИЯНИЕ СТЕПЕНИ ОБОГАЩЕНИЯ ЖЕЛЕЗОРУДНОГО КОНЦЕНТРАТА НА ПАРАМЕТРЫ ЕГО МЕТАЛЛИЗАЦИИ*

Производство металлизированного сырья в мире из-за его известных преимуществ продолжает расти. При этом опережающими темпами развиваются технологии металлизации (SL/RN, Tisco и др.), использующие в качестве восстановителя уголь. Их доля в мировом производстве превысила 23 %. Как правило, для получения металлизированного сырья используют богатые концентраты из магнетитовых руд. Необходимо изучить, как влияет степень обогащения концентрата на скорость восстановления железа.

Обогащению подвергались железистые кварциты Сутарского месторождения (Россия) с общим содержанием железа в руде $Fe_t = 31 \%$, характеризующиеся весьма тонкой рудной вкрапленностью, и железные руды Тамирского месторождения с величиной $Fe_t = 41 \%$, которое является крупнейшим в Монголии. Для обогащения использованы как стандартные схемы при разной степени измельчения готового продукта, так и схема с доводкой рядового концентрата.

К основным технологиям повышения качества железных концентратов (получения суперконцентратов) относятся следующие: 1 – доизмельчение и магнитное обогащение; 2 – обратная катионная флотация; 3 – сепарация.

* Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (международный контракт № 11-08-92207-Монг_а).

рация в переменных магнитных полях; 4 – разделение по крупности с использованием тонкого грохочения.

В настоящей работе использована технология с применением сепарации в переменном магнитном поле. Железные концентраты с массовой долей железа 63 – 67 % получены в лабораторных условиях по схеме со стадийным измельчением и магнитной сепарацией с выделением хвостов после каждой операции измельчения продукта. Измельчение в мельнице выполнено в три стадии. Полученные продукты подвергались обесшламливанию и мокрой магнитной сепарации (два приема, напряженность магнитного поля $B = 0,12$ Тл, частота $f = 200$ Гц). При увеличении тонины помола концентрата в нем повышается массовая доля железа и снижается массовая доля диоксида кремния. Схема обогащения приведена на рис. 1.

Железный концентрат с массовой долей железа 69,5 % получен путем дообогащения концентрата с величиной $Fe_t = 67$ %.

Схема дообогащения (рис. 1) включала измельчение, обесшламливание и сепарацию в бегущем маг-

нитном поле (два приема, $B = 0,14$ Тл, $f = 200$ Гц). Использован сепаратор с бегущим магнитным полем из постоянных магнитов (сплава Nd – Fe – В) собственной конструкции. В нем вращается магнитная система внутри барабана (неподвижного или вращающегося с меньшими оборотами). При этом повышается частота смены полярностей магнитного поля, что приводит к вращению и разрушению магнитных флокул и прядей, а также высвобождению из них запутавшихся немагнитных частиц и, как следствие, к повышению качества концентрата [1].

Разработанная технология обогащения позволила получить концентраты с высоким содержанием железа, характеристики которых после обогащения представлены ниже:

Концентрат	Массовая доля, %		Доля, %, фракции –0,045 мм
	Fe	SiO ₂	
1	63,07	8,18	87,0
2	65,00	7,48	91,3
3	67,00	5,34	97,1
4	69,50	2,47	99,8

Железные концентраты прошли обогащение магнитным методом, поэтому они представлены в основном сильномагнитным магнетитом. С увеличением массовой доли железа в исходном концентрате массовая доля магнетита в железосодержащей части обогащенного продукта возрастает и стремится к 100 %.

Кроме магнетита, в исследованных концентратах содержатся сростки магнетита с кварцем, гематит и амфиболы (в основном гронерит). Несмотря на низкие магнитные свойства, эти вещества в незначительном количестве попадают в магнетитовый концентрат вследствие механического захвата их магнетитовыми флокулами.

Массовая доля железа в магнетите составляет 71,7 – 72,4 % и близка к стехиометрическому значению. Гематит содержит в среднем 98 % Fe₂O₃.

Гронерит относится к группе моноклинных амфиболов с повышенной (22,67 %) массовой долей железа. Содержание диоксида кремния в гронерите исследуемой руды составляет 54,58 %.

Полученные материалы использованы для изучения влияния содержания железа Fe_t в концентратах на параметры его восстановления.

Образцы для опытов готовили в виде брикетов размером 21 × 6 мм прессованием смеси концентрата (крупность приведена выше), угля крупностью менее 0,1 мм и 5 % (по массе) бентонита как связующего крупностью –0,02 мм. В качестве восстановителя использовали бурый уголь Шарынгольского месторождения (Монголия), содержащий 77,07 % углерода, 7,67 % золы, 36,88 % летучих компонентов. Ранее было установлено, что этот уголь является эффективным вос-

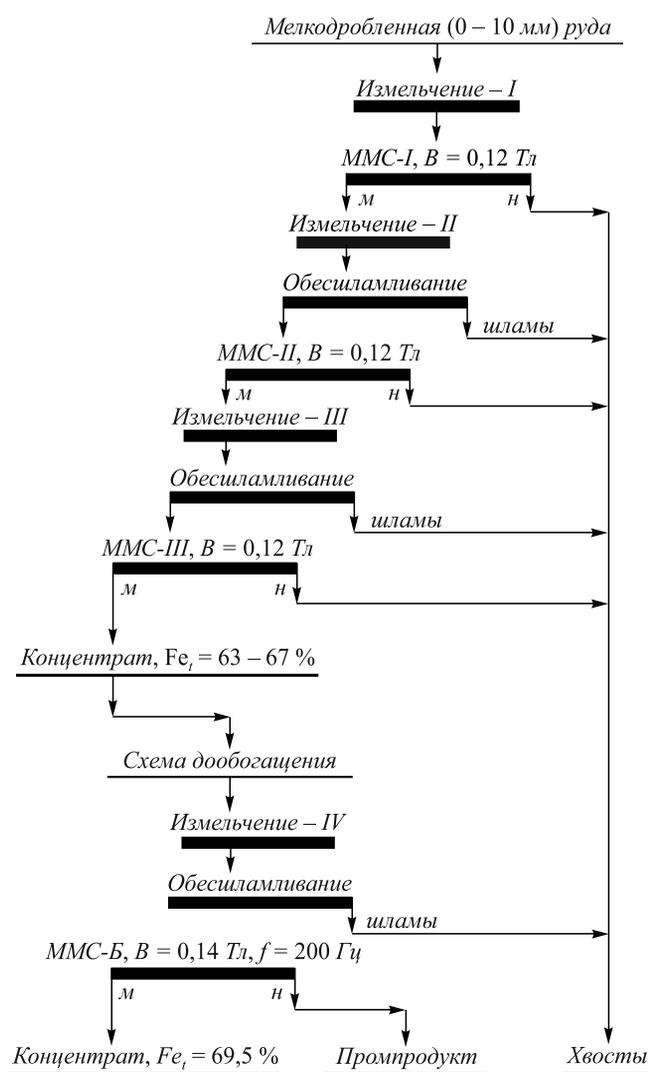


Рис. 1. Схема обогащения руд для получения суперконцентратов



Рис. 2. Восстановление сутарского концентрата бурым углем:
 ◇ и □ – при температуре 1000 и 1100 °C

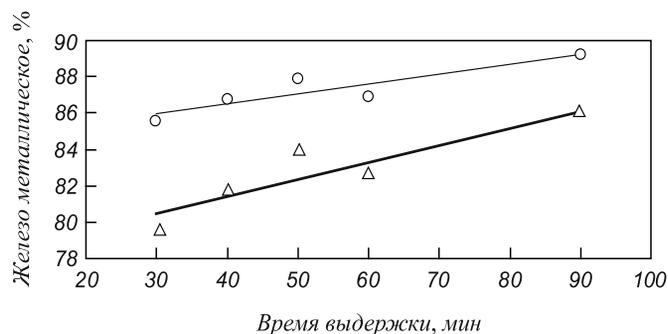


Рис. 3. Восстановление тамирского концентрата бурым углем:
 ○ и △ – исходное содержание железа 63,43 и 66,65 %

становителем [2]. Количество углерода в брикете равнялось стехиометрически необходимому для полного восстановления оксидов железа. Плотность образцов составляла около 2300 кг/м³. Для удаления влаги образцы прокачивали 2 ч при температуре 120 °C. Восстановительный обжиг нескольких образцов одновременно осуществляли в печи сопротивления, оборудованной регулятором температуры.

В результате восстановления углем получено губчатое железо со степенью металлизации, превышающей 92 %, и содержанием FeO в диапазоне 7,84 – 11,31 %. Количество железа Fe_t в продукте после металлизации концентрата с исходным содержанием Fe_t = 69,5 % при температуре 1100 °C без использования бентонита как связующего составляет 92 %. Это соответствует значениям, полученным для металлизированного сырья из лебединских суперконцентратов. Таким образом, показана возможность получения губчатого железа восстановлением концентратов углем, которое по своему составу отвечает принятым в мире требованиям к его использованию в качестве шихты в дуговых сталеплавильных печах.

Проведен корреляционный и регрессионный анализ первичных экспериментальных данных в координатах убыль массы – содержание железа в концентрате при различных температурах. Для представления результатов выбрали линейный вид полинома. Установлено, что коэффициент детерминации больше 0,9, что говорит о весьма сильной связи в соответствии со шкалой Чеддока между фактором и функцией. Стандартная ошибка предсказания составила ±1,2 %. Максимальная ошибка предсказания изменения массы после восстановления в диапазоне температур 900 – 1100 °C составляет 3,8 % при доверительной вероятности 95 %. Таким образом, установлено, что убыль массы и соответственно количество металлического железа растет с увеличением содержания железа в исходном

концентрате Fe_t по линейному закону и увеличивается с ростом температуры и времени процесса. Это подтверждается данными химического анализа, представленными на рис. 2 и 3, которые следует аппроксимировать линейными уравнениями. Для концентратов Сутарского месторождения

$$[Fe_m] = 2,3484[Fe_t] - 74,199 \text{ при температуре } 1000 \text{ } ^\circ\text{C};$$

$$[Fe_m] = 1,3587[Fe_t] - 3,2889 \text{ при температуре } 1100 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Выявленная зависимость связана с тем, что увеличение содержания железа в концентрате после обогащения сопровождается снижением в нем количества слабомагнитных железосодержащих силикатов, которые трудно восстанавливаемы. В суперконцентрате (Fe_t = 69,50 %), как показано выше, практически все железо находится в виде хорошо восстанавливаемого магнетита. Кроме того, обогащение методами магнитной сепарации сопровождается ростом его реакционной поверхности, что приводит к увеличению скорости восстановления.

Выводы. Показана возможность получения магнетитовых суперконцентратов с использованием сепарации в бегущем магнитном поле из железистых кварцитов с весьма тонкой рудной вкрапленностью. Экспериментально установлено, что с увеличением содержания железа в исследуемом материале скорость его восстановления углем растет.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пелевин А.Е. // Обогащение руд. 2007. № 3. С. 10 – 15.
2. Амдур А.М., Мунхтуул Л., Благин Д.В., Разницина А.Л. // Известия Академии наук Монголии. 2010. № 2. С. 41 – 48.

© 2012 г. А.М. Амдур, А.Е. Пелевин,
 М. Лхамсүрэн, А.Л. Разницина, А.А. Мушкетов
 Поступила 13 марта 2012 г.

*О.И. Нохрина¹, И.Д. Рожихина¹, О.Ю. Кичигина¹,
Ю.В. Горюшкина¹, А.П. Родзевич²*

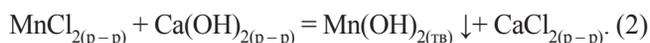
¹ Сибирский государственный индустриальный университет

² Юргинский технологический институт (филиал) Томского политехнического университета

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ИЗВЛЕЧЕНИЯ МАРГАНЦА И НИКЕЛЯ ИЗ ПОЛИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО МАРГАНЕЦСОДЕРЖАЩЕГО СЫРЬЯ ПРИ ЕГО ВЫЩЕЛАЧИВАНИИ ХЛОРИДНЫМИ РАСТВОРАМИ

Запасы марганца месторождений России представлены бедными, преимущественно карбонатными и высокофосфористыми рудами, не пригодными для выплавки даже рядовых марганцевых сплавов. Механическими способами, относящимися к наиболее дешевым, понизить содержание фосфора в рудах не удается, так как он, как правило, представлен сложными соединениями с марганцем [1]. В настоящее время из всех известных способов дефосфорации марганцевых руд в промышленных условиях освоено только электрометаллургический.

Для руд России, особенно карбонатных, перспективным и универсальным является кальций-хлоридный способ, представляющий собой автоклавное выщелачивание карбонатной марганцевой руды раствором хлорида кальция при температуре 493 – 513 К [2]. Суть этого способа описывается следующими обменными реакциями:



На первой стадии тонко размолотая руда обрабатывается при температуре 493 – 513 К насыщенным раствором хлорида кальция. На второй стадии раствор после отделения осадка обрабатывается известковым молоком. Для получения концентрата выпавший во второй реакции осадок прокаливают.

К достоинствам способа относятся, во-первых то, что в ходе выщелачивания марганца расходуется только один реагент – недефицитное известковое молоко, а хлорид кальция регенерируется, во-вторых, вредные

примеси, в частности, соединения фосфора, кремния, серы, присутствующие в марганцевой руде, не растворяются в насыщенном растворе хлорида кальция. Поэтому такая сложная операция, как очистка раствора от вредных примесей, не требуется. Однако при использовании этого способа из природных минералов с хлоридом кальция интенсивно реагирует только карбонат марганца. Другие природные минералы, например, часто встречающиеся в оксидных рудах оксиды MnO_2 и Mn_2O_3 , силикаты MnSiO_3 и Mn_2SiO_4 , с хлоридом кальция не реагируют.

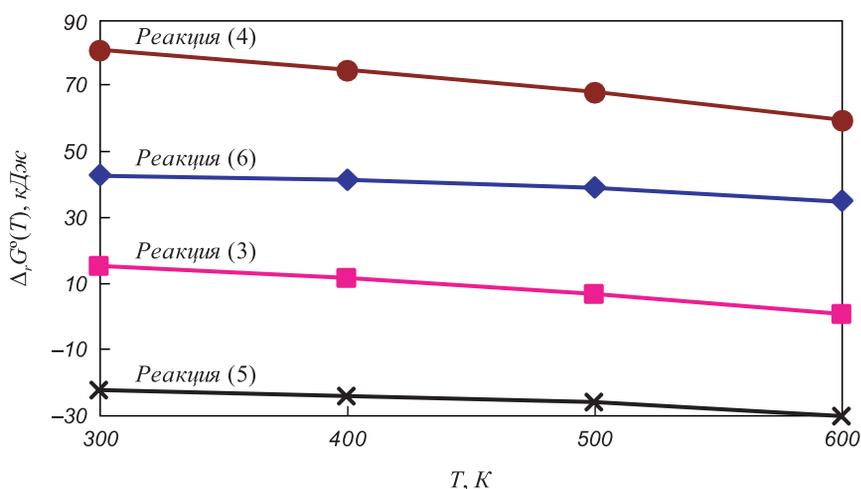
Авторами [3 – 5] были разработаны технологические схемы кальций-хлоридного обогащения с добавлением в растворитель хлорида железа (II), позволяющие получать высококачественные марганцевые концентраты из руд и железомарганцевых конкреций (ЖМК) различного химического и минерального состава, а также отвального шлака и пыли производства марганцевых сплавов. Извлечение марганца в концентрат составляет 93 – 94 %; полученный концентрат содержит 59 – 64 % Mn, 0,02 – 0,50 % Fe_2O_3 , 0,5 – 1,0 % SiO_2 , 0,004 – 0,009 % P, следы S, 3 – 4 % CaO, 3 – 5 % CaCl_2 .

Известно, что железомарганцевые конкреции Тихого океана и Финского залива в своем составе имеют никель, кобальт и другие примеси цветных металлов; так, содержание никеля составляет около 0,5 %, кобальта до 0,27 %. Эти металлы при кальций-хлоридном обогащении остаются в «хвостах», в то время как никель является одним из важных легирующих элементов. В настоящее время на границе Кемеровской области и Алтайского края были обнаружены месторождения марганцевых руд, содержащих примеси цветных металлов. Химический состав этих руд приведен в табл. 1 [5].

Таблица 1

Химический состав марганцевых руд и ЖМК

Месторождение	Химический состав, % (по массе)											
	Mn	Fe _(общ)	SiO ₂	Al ₂ O ₃	P	S	CaO	MgO	BaO	Ni	Co	Cu
Сугул	20,4	2,0	50,6	6,96	0,039	< 0,1	0,75	0,77	0,1	0,5	3,0	0,7
Чумай	48,8	3,0	17,5	5,90	0,225	< 0,1	Н. о.	0,68	0,07	0,5	3,0	0,2
ЖМК	15,17	16,2	13,74	3,6	0,255	< 0,1	2,6	2,01	Н. о.	0,46	0,27	0,22

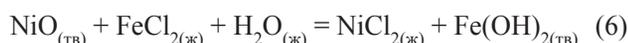
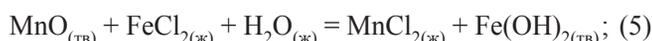
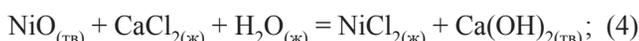
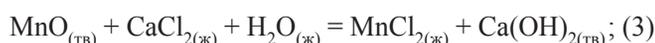


Зависимость стандартных энергий Гиббса реакций (3) – (6) от температуры

Из представленных данных следует, что руды месторождения Сугул бедные, так как содержание марганца в них не превышает 20 %, руды месторождения Чумай имеют достаточно высокое содержание марганца, но при этом и концентрация фосфора достаточно высока. Поэтому руды этих месторождений, так же как и ЖМК, не могут быть использованы для выплавки стандартных марганцевых сплавов без предварительного обогащения.

Настоящая работа посвящена термодинамической оценке взаимодействия оксидов марганца и никеля (как в чистом виде, так и в смеси) с хлоридными растворами и экспериментальным исследованиям этого же взаимодействия в лабораторных условиях.

Для реакций выщелачивания



в стандартных состояниях рассчитывали энергии Гиббса ($\Delta_r G^\circ$) и константы равновесия (K) в интервале температур 300 – 600 К по справочным данным [6 – 9]. За стандартное состояние MnO , NiO , Ca(OH)_2 , Fe(OH)_2 принимали состояния чистых твердых компонентов при температуре реакции; для CaCl_2 , FeCl_2 , MnCl_2 , NiCl_2 , H_2O – состояния чистых жидких компонентов при температуре реакции. Результаты расчета стандартных энергий Гиббса реакций (3) – (6) приведены на рисунке.

Из анализа результатов расчета следует, что процессы взаимодействия оксида никеля с растворами CaCl_2 и FeCl_2 – термодинамически маловероятны ($\Delta_r G^\circ_{(4)} \gg 0$; $\Delta_r G^\circ_{(6)} \gg 0$). Реакция взаимодействия оксида марганца (II) с раствором хлорида кальция является термодинамически обратимой при 500 – 600 К ($\Delta_r G^\circ_{(3)} \approx 0$;

$K_{(3)} \approx 1$). Равновесие реакции взаимодействия оксида MnO с раствором FeCl_2 сдвинуто в сторону образования продуктов реакции во всем интервале температур ($\Delta_r G^\circ_{(5)} \ll 0$; $K_{(5)} \gg 1$).

При совместном выщелачивании оксидов NiO и MnO хлоридными растворами из полиметаллических руд существенное влияние на результат может оказать образование в растворе комплексных соединений, что является особенностью химического поведения переходных $3d$ -элементов. Анализ справочных данных [8] (табл. 2) подтверждает высокую вероятность образова-

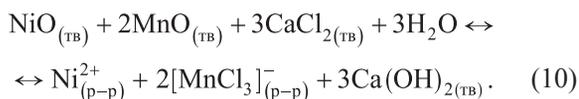
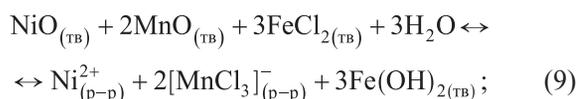
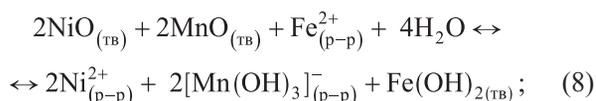
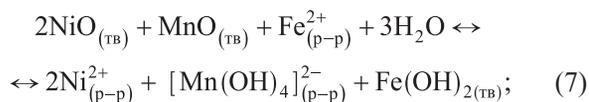
Т а б л и ц а 2

Ионы в растворах и стандартные энергии Гиббса образования

Ион в растворе	$\Delta_f G^\circ(298,15)$, кДж/моль	Примечание
NiOH^+	-221,33	Стандартное состояние, гипотетически недиссоциированные
NiCl^+	-178,70	
FeOH^+	-277,692	
FeOH^{2+}	-229,37	
Fe(OH)_2^+	-452,3	
$\text{Fe}_2(\text{OH})_2^{4+}$	-467,27	
FeCl^{2+}	-147,72	
FeCl_2^+	-279,95	Раствор, стандартное состояние
FeCl_4^-	-525,10	
MnO_4^-	-445,51	
MnO_4^{2-}	-499,15	
MnO_4^{3-}	-471,54	
Mn(OH)^+	-405,85	Раствор, стандартное состояние, гипотетически недиссоциированные
Mn(OH)^{2+}	-312,13	
Mn(OH)_3^-	-747,47	
Mn(OH)_4^{2-}	-894,12	
MnCl^+	-396,86	
MnCl_3^-	-629,11	

ния гидроксо- и хлорокомплексов для Mn, Cu, Co и в меньшей степени для Fe, но для Ni образование таких комплексов не характерно.

Используя справочные данные [8, 9], провели оценку термодинамической вероятности протекания ионо-молекулярных реакций в стандартных состояниях:



За стандартное состояние MnO , NiO , $\text{Ca}(\text{OH})_2$, $\text{Fe}(\text{OH})_2$, CaCl_2 , FeCl_2 принимали состояния чистых твердых компонентов при температуре реакции; для H_2O – состояние чистой жидкой воды при температуре реакции. Стандартное состояние для ионов Fe^{2+} , Ni^{2+} , $[\text{MnCl}_3]^-$, $[\text{Mn}(\text{OH})_4]^{2-}$, $[\text{Mn}(\text{OH})_3]^-$ – состояние гипотетически идеального (совершенного) раствора с моляльностью, равной единице, при этом комплексные ионы гипотетически считаются недиссоциированными.

В результате расчета были получены следующие изменения энергии Гиббса: $\Delta_r G^\circ(298,15) = 112,20$ кДж для реакции (7), $\Delta_r G^\circ(298,15) = 111,89$ кДж для реакции (8), $\Delta_r G^\circ(298,15) = -185,98$ кДж для реакции (9), $\Delta_r G^\circ(298,15) = -98,36$ кДж для реакции (10).

Анализируя полученные значения $\Delta_r G^\circ$, видим, что процесс совместного растворения в хлоридных растворах оксидов никеля и марганца с образованием хлорокомплексов (реакции (9) и (10)) является термодинамически высоковероятным при температуре 298,15 К. Учитывая, что изменения энтропии при реакциях с конденсированными веществами не бывают значительными по величине, то и при повышении температуры до 600 К знак стандартной энергии Гиббса реакций (9) и (10) не изменится, значит сохраняется вероятность протекания этих реакций. Таким образом, возможно образование в хлоридных водных растворах комплексных солей типа $\text{Ni}[\text{MnCl}_3]_2$ с донорно-акцепторными химическими связями, что способствует повышению растворения оксида никеля при выщелачивании его из полиметаллического марганецсодержащего сырья.

Исследования процессов растворения химически чистых оксидов марганца и никеля, а также полиметаллического сырья, химический состав которого приведен в табл. 1, осуществляли в лабораторных условиях по следующей методике: в автоклав объемом 75 см³ загру-

жали исследуемый материал и обрабатывали насыщенным раствором хлорида кальция (для приготовления которого использовали технический хлорид кальция, содержащий около 96,6 % CaCl_2) в объеме 50 – 65 см³ при соотношении Т:Ж = 1:9. Выщелачивание проводили при температуре 493 К в течение 3 ч.

При использовании в качестве растворителя хлорида железа (II), концентрация которого в водном растворе составляла 18 %, выщелачивание проводили при температуре 493 К в течение 3 ч. Указанные параметры выщелачивания являются наиболее оптимальными и установлены нами в результате лабораторных исследований.

Автоклав закрывали, помещали в сушильный шкаф, оборудованный рамкой для вращения, затем температуру в камере поднимали до заданной величины. Продолжительность выдержки отсчитывали с момента достижения заданной температуры.

После окончания опыта автоклавы извлекали из камеры и охлаждали примерно до 353 – 363 К, далее раствор отфильтровывали, остаток промывали и сушили при 373 К. Извлечение марганца и никеля оценивали по результатам химического анализа фильтрата и осадка. Результаты исследований представлены в табл. 3, откуда следует, что химически чистые оксиды MnO и NiO в насыщенном растворе хлорида кальция практически не растворяются, в то время как при использовании хлорида железа марганец переходит в раствор практически полностью, но извлечение никеля при этом не превышает 1 %. Невысокое извлечение никеля в раствор из химически чистого $\text{NiO}_{(тв)}$ подтверждают результаты термодинамических расчетов.

Результаты выщелачивания никеля из полиметаллического марганецсодержащего сырья водными растворами хлорида кальция и хлорида железа показали, что при использовании хлорида кальция извлечение марганца достигает 20,3 %, а никеля 10,1 %. Это подтверждает результаты термодинамической оценки

Т а б л и ц а 3

Степень извлечения марганца и никеля при выщелачивании растворами CaCl_2 и FeCl_2

Исследуемый материал	Условия опыта		Извлечение, %	
	T, К	τ, ч	Mn	Ni
$\text{NiO}_{(тв)} + \text{CaCl}_{2(р-р)}$	483	3,0	–	5,0
$\text{MnO}_{(тв)} + \text{CaCl}_{2(р-р)}$	488	3,0	3,7	–
$\text{NiO}_{(тв)} + \text{FeCl}_{2(р-р)}$	483	3,0	–	1,0
$\text{MnO}_{(тв)} + \text{FeCl}_{2(р-р)}$	493	3,0	99,2	–
ПМС + $\text{CaCl}_{2(р-р)}$	483	3,0	20,3	10,1
ПМС + $\text{FeCl}_{2(р-р)}$	483	3,0	90,2	99,1

П р и м е ч а н и е. ПМС – полиметаллическое марганецсодержащее сырье.

вероятности протекания реакций выщелачивания никеля из марганецсодержащего материала. Очевидно, что протекание реакций с комплексообразованием изменяет механизм растворения твердых оксидов в водных хлоридных растворах и может способствовать более глубокому извлечению никеля из полиметаллического минерального сырья.

Преимуществом использования в качестве растворителя хлорида железа (II) при выщелачивании никеля и марганца из полиметаллического марганецсодержащего сырья является получение высоких показателей извлечения не только никеля (до 99,1 %), но и марганца (до 90,2 %).

Выводы. Использование при комплексном обогащении марганцевой руды хлорида кальция в качестве растворителя по данным термодинамических расчетов мало эффективно для рассматриваемых оксидов. Равновесие реакции растворения оксида марганца хлоридом железа (II) сдвинуто вправо, это означает, что реакция даже при низких температурах (300 К) протекает достаточно полно. Образование гидроксо- и хлорокомплексов в хлоридных растворах наиболее вероятно при растворении марганца, кобальта и меди, при растворении железа их образование менее вероятно, а при растворении никеля образование этих комплексов маловероятно. Термодинамически высоковероятным является процесс совместного растворения в хлоридных водных растворах оксидов никеля и марганца с образованием хлорокомплексов марганца. Возможно образование в хлоридных водных растворах комплексных солей типа $Ni[MnCl_3]_2$ с донорно-акцепторными химическими свя-

зями, чем можно объяснить повышенное растворение оксида никеля при выщелачивании комплексного марганецсодержащего сырья по сравнению с аналогичным процессом для чистого оксида никеля. Наиболее эффективным растворителем для совместного выщелачивания оксидов марганца и никеля является раствор хлорида железа (II).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Гасик М.И., Лякишев Н.П., Емлин Б.И. Теория и технология производства ферросплавов. – М.: Металлургия, 1988. – 783 с.
2. Шамовский Л.Н. – В кн.: Исследования по прикладной химии. – М.: Изд. АН СССР, 1955. С. 39 – 49.
3. Рожихина И.Д. // Металлы Евразии. 2006. № 1. С. 34 – 36.
4. Прошунин И.Е. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2008. № 8. С. 21 – 23.
5. Рожихина И.Д. // Сталь. 2008. № 8. С. 63, 64.
6. Термодинамические свойства индивидуальных веществ: Справочник. Т. 1. Кн. 2 / Под ред. В.П. Глушко, Л.В. Гурвича и др. – М.: Наука, 1978. – 310 с.; Т. 3. Кн. 2. 1981. – 395 с.
7. Рузинов Л.П., Гуляницкий Б.С. Равновесные превращения металлургических реакций. – М.: Металлургия, 1975. – 416 с.
8. Термические константы веществ: Справочник. / Под ред. В.П. Глушко, В.А. Медведева и др. – М.: Наука, 1973. Вып.6. – 350 с; 1974. Вып. 7. – 341 с.
9. Киргинцев А.Н., Трушников Л.Н., Лаврентьева В.Г. Растворимость неорганических веществ в воде: Справочник. – Л.: Химия, 1972. – 100 с.

© 2012 г. О.И. Нохрина, И.Д. Рожихина,
О.Ю. Кичигина, Ю.В. Горюшкина,
А.П. Родзевич
Поступила 2 мая 2012 г.

УДК 669.18.046

В.В. Стулов

Институт машиноведения и металлургии Дальневосточного отделения РАН (г. Комсомольск-на-Амуре)

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОХЛАЖДЕНИЯ КРИСТАЛЛИЗАТОРА МАШИНЫ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК

В настоящей работе сделана попытка выполнить конструктивный расчет кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) с учетом имеющихся экспериментальных данных и определить температуры стенок, теплоносителя и охлаждающей среды, расход охлаждающей среды, подобрать новый материал для стенок кристаллизатора.

На рисунке приведена схема охлаждения стенки кристаллизатора. Технологический процесс получения заготовок в кристаллизаторе с новой системой охлаждения осуществляется следующим образом. После заливки в кристаллизатор жидкого металла происходит его охлаждение и кристаллизация. Выделяющееся

в процессе кристаллизации металла тепло передается стенкам кристаллизатора, нагревает теплоноситель в каналах стенок, который кипит и испаряется. Образующийся при кипении теплоносителя пар поступает в зону охлаждения, где находится конденсатор пара. После достижения стенками и паром заданных температур, контролируемых по показаниям термомпар, включается подача охлаждающей среды в пространство между наружной стенкой конденсатора и кожухом. В результате охлаждения конденсатора выделяется тепло конденсации пара, которое отводится охлаждающей средой. Температура охлаждающей среды на входе и выходе из кожуха контролируется по показаниям термомпар.

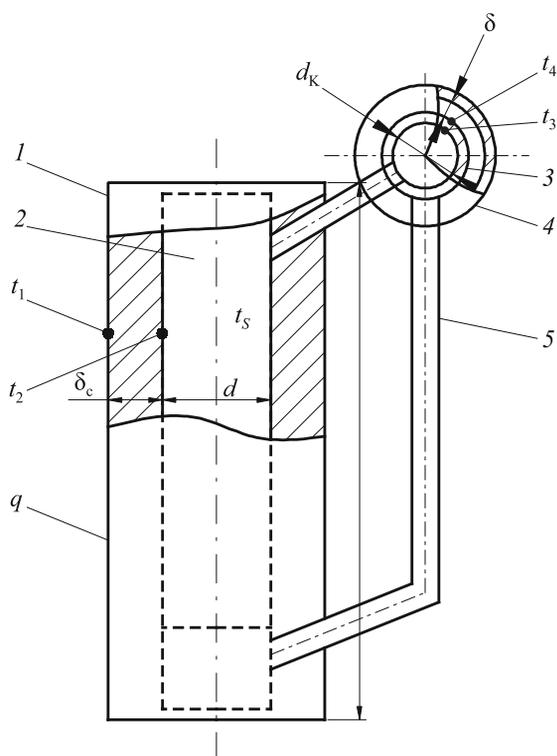


Схема охлаждения стенки кристаллизатора:

1 – стенка кристаллизатора; 2 – охлаждаемый канал; 3 – конденсатор; 4 – кожух; 5 – конденсатопровод

Образующийся в конденсаторе в процессе охлаждения пара конденсат по конденсатопроводу возвращается в охлаждаемые каналы стенок кристаллизатора.

Цель настоящей работы – расчет охлаждения широкой стенки кристаллизатора, выполненной в виде тепловой трубы, при разливке стали с использованием результатов физического моделирования.

В настоящей работе используются обозначения: q – плотность теплового потока в широкую стенку кристаллизатора, Вт/м²; Q – тепловой поток, отводимый охлаждающей средой с наружной поверхности конденсатора, Вт; λ_c и $\lambda_{кд}$ – коэффициент теплопроводности материала стенки кристаллизатора и стенки конденсатора, Вт/(м·К); α_k и $\alpha_{кд}$ – коэффициент теплоотдачи при кипении и конденсации теплоносителя в каналах стенок кристаллизатора, Вт/(м²·К); $\alpha_{кв}$ – коэффициент теплоотдачи при конвективном течении охлаждающей среды в зазоре между стенкой конденсатора и кожуха, Вт/(м²·К); c_b – удельная теплоемкость охлаждающей среды, Дж/(кг·К); \dot{m}_b – массовый секундный расход охлаждающей среды, кг/с; δ_c и $\delta_{кд}$ – толщина стенки кристаллизатора и конденсатора, м; $F_{кд}$ – площадь неробренной поверхности конденсатора, м²; t_1 и t_2 – температура рабочей поверхности стенки кристаллизатора и поверхности охлаждаемого канала; t_s – температура насыщения теплоносителя в каналах стенки; t_3 и t_4 – температура внутренней и наружной поверхности стенки конденсатора; \bar{t}_b – средняя температура охлаждающей среды в зазоре между стенкой конденсатора

и кожуха; M – масштаб моделирования. Индексы «м» и «н» соответствуют параметрам модели и природы.

Исходные данные.

Кристаллизатор размерами $a \times b \times H = 0,42 \times 0,14 \times 0,8$ м. Площадь F поверхности теплообмена одной широкой стенки составляет 0,294 м², диаметр охлаждаемого канала $d_n = 0,06$ м. Средняя плотность теплового потока (тепловая нагрузка) – 1,1 МВт/м². Средний тепловой поток, отводимый одной широкой стенкой, составляет 323 кВт. Число каналов в стенке – 7 шт, площадь поперечного сечения канала – 0,00283 м².

Стенка кристаллизатора выполнена из стали 40 ХН [1]: при $t = 230$ °С коэффициент теплопроводности λ находится в пределах 41,0 – 43,5 Вт/(м·К); толщина δ_c составляет 0,01 м; стенка конденсатора выполнена из стали марки 20 [1], $\lambda_{кд} = 46$ Вт/(м·К).

Параметры теплоносителей приведены в работе [1].

Диаметр барабана конденсатора $D_{кд}$ составляет 0,18 м; толщина $\delta_{кд}$ стенки 0,01 м; длина $L_{кд} = 1,0$ м; площадь $F_{кд}$ неробренной поверхности составляет 0,396 м²; толщина δ зазора прохода воды – 0,005 м; площадь F_b кольцевой поверхности прохода воды в зазоре – $28,26 \cdot 10^{-4}$ м².

При тепловом конструктивном расчете кристаллизатора МНЛЗ без указания поверхностей теплообмена используются основные уравнения теплообмена

$$q = \lambda_c(t_1 - t_2)/\delta_c; \quad (1)$$

$$q = \alpha_k(t_2 - t_s); \quad (2)$$

$$q = \alpha_{кд}(t_s - t_3); \quad (3)$$

$$q = \lambda_{кд}(t_3 - t_4)/\delta_{кд}; \quad (4)$$

$$Q = \alpha_{кв}(t_4 - \bar{t}_b) F_{кд}; \quad (5)$$

$$Q = c_b \dot{m}_b(t_{b2} - t_{b1}). \quad (6)$$

Уравнение, описывающее теплообмен при конвективном течении охлаждающей среды в кожухе конденсатора, взято из работы [1], коэффициенты теплоотдачи при кипении и конденсации теплоносителя определяются по формулам из работ [1, 2].

Рассмотрим охлаждение одной широкой стенки кристаллизатора. При $q = 1,1$ МВт/м² и $F = 0,294$ м² тепловой поток Q_1 в стенку от разливаемой стали составляет 323 кВт. Средняя плотность теплового потока на поверхности канала при площади поверхности каналов 0,396 м² составляет 0,816 МВт/м².

При $\Delta t_b = 50$ °С, $t_{b2} = 70$ °С получаем $\dot{m}_b = 3,91$ кг/с. Значение $\alpha_{кв} = 8574$ Вт/(м²·К) обеспечивается при скорости воды $\omega_b = 1,39$ м/с. Далее при $\alpha_{кд} = 90$ кВт/(м²·К), $\alpha_{кн} = 33,1$ кВт/(м²·К) определяем значения температур: $t_3 = 335$ °С, $t_s = 345$ °С, $t_2 = 370$ °С, $t_1 = 569$ °С. На модели значение $\alpha_{км}$ составляет 11,74 кВт/(м²·К).

В работе [1] приводится соотношение масштаба тепловой мощности, передаваемой тепловой трубой: $M_Q = Q_n/Q_m = m_p m_l^{3,5}$, здесь $m_p = \rho_n/\rho_m$ – масштаб плотностей теплоносителей; $m_l = R_n/R_m$ – масштаб геометрических размеров (радиусов труб). В приведенном соотношении M_Q не учтен масштаб M_α коэффициентов теплоотдачи при кипении теплоносителей в каналах стенок. После подстановки в соотношение M_Q исходных данных ($\rho_n = 1280 \text{ кг/м}^3$; $\rho_m = 887 \text{ кг/м}^3$; $R_n = 0,03 \text{ м}$; $R_m = 0,02 \text{ м}$; $Q_m = 646 \text{ Вт}$) получаем, что для натуральных условий $Q_n \geq 40,89 \text{ кВт}$. Действительное значение передаваемого теплового потока больше $40,89 \text{ кВт}$, что объясняется ошибкой в задании на модели теплового потока Q_m .

Выводы. Выполненные расчеты охлаждения новой конструкции стенок кристаллизатора с использованием тепловых труб, согласованные с результатами

физического моделирования охлаждения, позволяют сделать заключение о возможности их использования для высокоэффективного охлаждения кристаллизаторов машин непрерывного литья заготовок. Изменение геометрических размеров элементов конструкции (увеличение диаметра и длины конденсатора пара), а также параметров охлаждающей среды позволяет повысить эффективность передачи тепла в устройстве.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Аметистов Е.В., Григорьев В.А., Емцев Б.Т. Тепло- и массообмен. Теплотехнический эксперимент. Справочник. – М.: Энергоиздат, 1982. – 512 с.
2. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. – М.: Атомиздат, 1979. – 416 с.

© 2012 г. В.В. Стулов
Поступила 14 февраля 2012 г.

УДК 669.046.536.2

И.Л. Гоник, Н.А. Новицкий, А.Г. Тюпина

Волгоградский государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕРМОДИНАМИКИ МЕТАЛЛИЗАЦИИ ОКСИДОУГЛЕРОДНОГО БРИКЕТА В УСЛОВИЯХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЖИГА

Применение металлизированного сырья в металлургическом производстве в значительной степени повышает производительность металлургического агрегата. В доменном производстве при степени металлизации шихты 50 – 60 % каждые 10 % металлизации обеспечивают снижение расхода кокса на 4 – 6 % и прирост производительности на 5 – 7 % [1]. Процесс металлизации представляется весьма перспективным, поскольку в рассматриваемом случае могут быть использованы традиционные шихтовые материалы, а эффективность их использования достаточно высока.

При использовании частично восстановленной шихты в сталеплавильном производстве необходима ее максимальная степень металлизации и использование чистых по вредным примесям компонентов, богатых железом. В качестве такой шихты могут быть использованы оксидоуглеродные брикеты, приготовленные из железосодержащих отходов металлургического производства. При обжиге такой шихты важна степень металлизации – отношение содержания металлического железа к общему количеству железа в шихте.

В настоящее время все большее количество предприятий черной металлургии проявляют интерес к брикетированной шихте из отходов металлургического производства. Немаловажную роль в этом сыграло появление в последние годы на российском рынке

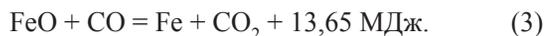
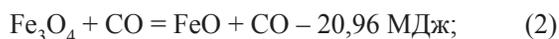
высокотехнологичного оборудования, позволяющего получать окускованный шихтовой материал с большей эффективностью. Наиболее целесообразно совместное брикетирование железосодержащих отходов (состоящих преимущественно из оксидов железа) и восстановителя. Этот принцип использован при получении оксидоуглеродных брикетов (ОУБ). После предварительной металлизации содержание железа в таких брикетах достигает 75 – 85 %, при этом значительно сокращается время плавки при использовании металлизированного сырья [2].

Однако несмотря на проявляемый интерес к новому виду шихтовых материалов процессы, протекающие в разработанных ОУБ при их нагреве, требуют дополнительных исследований.

Были проведены исследования термодинамики процесса восстановления железа в брикете при обжиге с целью металлизации. В качестве железосодержащего компонента в оксидоуглеродных брикетах использовалась прокатная окалина ОАО «Волгоградский металлургический завод «Красный октябрь»», состоящая преимущественно из вюститита и гематита, химический состав которой следующий: 72,49 % Fe_{общ}; 56,3 % FeO; 41,0 % Fe₂O₃; 0,009 % P; 0,008 % S.

Процесс металлизации оксидоуглеродных брикетов протекает в соответствии с теорией ступенчатого вос-

становления железа, которая представлена следующими реакциями:



В качестве вещества-восстановителя в ОУБ использовали бой графитовых электродов дуговых сталеплавильных печей, зольность которого не превышала 13 %. Состав исследуемых оксидоуглеродных брикетов следующий: 20 – 25 % боя графитовых электродов, 72 – 75 % прокатной окалины и 3 – 5 % связующего вещества [3]. В качестве специального связующего вещества использовали многокомпонентную систему $\text{SiO}_2 - \text{Na}_2\text{O} - \text{CaO} - \text{Al}_2\text{O}_3$ на силикатной основе. Она плавится при температуре 750 °С и обеспечивает герметизацию брикета, предотвращает его газообмен с атмосферой печи до температуры 1450 °С, до момента его расплавления.

Исследования, проведенные ранее, показали [4], что ключевым восстановителем в рассматриваемом процессе является монооксид углерода, образующийся при окислении углеродсодержащего компонента (электродного боя):



Преимущественное образование монооксида углерода вместо его диоксида объясняется следующими причинами: ОУБ имеет определенную пористость, количество кислорода в порах брикета ограничено. В процессе обжига происходит оплавление связующего, в результате чего наблюдается «герметизация» пор в брикете, таким образом, в ходе реакции (4) участвует только определенное количество кислорода воздуха в порах брикета, так как приток кислорода извне ограничен.

Ограниченное количество O_2 в рассматриваемой системе приводит к избытку газа-восстановителя, что обеспечивает полноту протекания процессов восстановления.

Рассмотрение термодинамики реакций (1) – (4), протекающих при обжиге брикетов, позволяет получить их качественную и количественную оценку. Был проведен анализ изменения основных термодинамических характеристик: энтальпии, энтропии, энергии Гиббса при различной температуре печи во время восстановительного обжига.

Обжиг ОУБ проводили в условиях изотермического нагрева в печи сопротивления типа СНОЛ. Максимальная температура обжига составляла 1250 °С, время выдержки – 90 мин.

В результате анализа процессов, протекающих в ОУБ при обжиге, с учетом реакций (1) – (3) расчетным путем были получены суммарные термодинамические кривые, представленные на рис. 1.

Характер изменения термодинамических характеристик был также подтвержден результатами, полученными

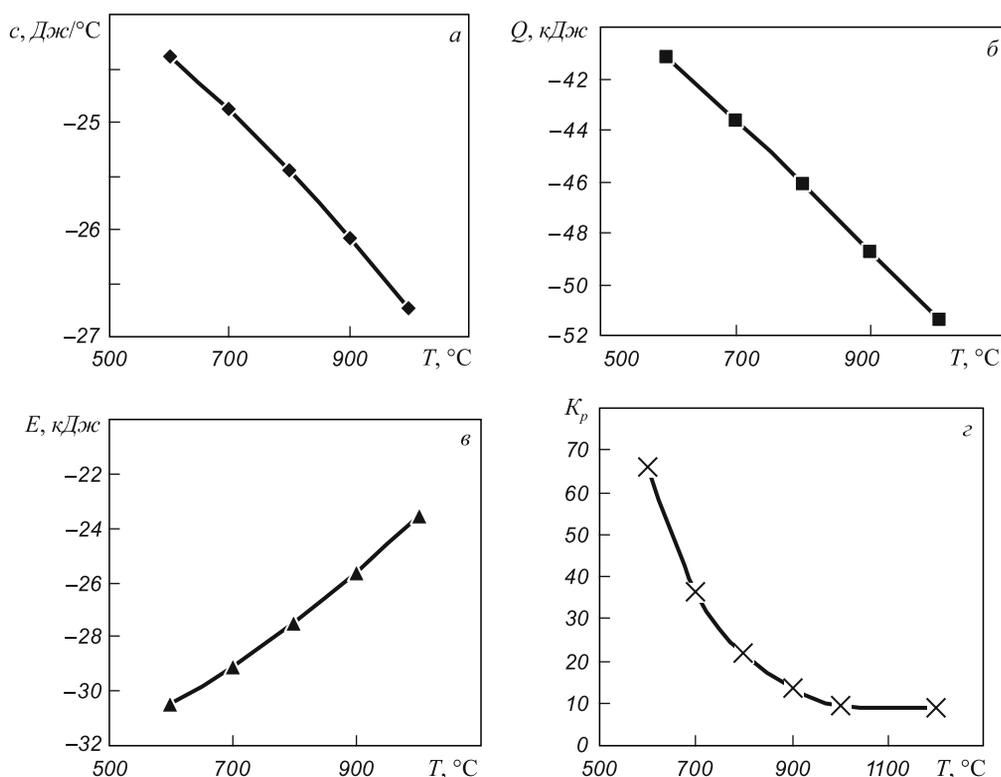


Рис. 1. График зависимости теплоемкости c (а), изменения теплового эффекта Q (б), изменения свободной энергии E (в) и константы равновесия K_p (г) от температуры

ми при обработке данных с помощью программного пакета HSC Chemistry, предназначенного для проведения расчетов химического равновесия, а также моделирования различных технологических процессов.

В соответствии с результатами расчетов реакции (1) – (3) протекают в прямом направлении. Уменьшение теплоемкости c (рис. 1, *a*) при увеличении температуры свидетельствует об уменьшении количества оксидов в системе и увеличении количества восстановленного железа.

Значения свободной энергии E на всем исследуемом интервале меньше нуля, что свидетельствует о возможности самопроизвольного протекания процессов восстановления в прямом направлении. Зависимость константы K_p равновесия от температуры T (рис. 1, *z*) устанавливается уравнением изобары Вант-Гоффа:

$$\frac{d \ln K_p}{dT} = \frac{\Delta H^\circ}{RT^2}. \quad (5)$$

Поскольку для исследуемого процесса на всем интервале температур $\Delta H_T^\circ < 0$, то $\frac{d \ln K_p}{dT} < 0$, следовательно, с увеличением температуры значения константы равновесия уменьшаются, о чем свидетельствует полученная зависимость.

Результаты анализа термодинамических кривых подтверждают справедливость полученной дериватограммы нагрева брикета до температуры 1100 °С в атмосфере аргона (чтобы исключить взаимодействие углерода брикетов с атмосферой печи). Дериватограмма представлена на рис. 2, из которого видно, что график 1 зависимости температуры печи от времени плавно повышается, а скорость изменения температуры образцов описывается кривой 2 с максимумом в области температур печи 400 – 500 °С. Это свидетельствует о преобладании в образцах на первом этапе экзотермических процессов (окисление углерода за счет кислорода воздуха в порах). Затем скорость нагрева плавно понижается за счет преобладания эндотермических процессов – разложения карбонатов и взаимодействия углерода с его диоксидом газовой фазы в пузырьках и порах брикета [4].

График 3 зависимости изменения массы образца при нагреве уменьшается за счет образования и выделения газовой фазы. Поскольку процесс газообразования и газовой выделения носит ярко выраженный нестационарный характер, то кривые 3 и 2 пульсируют около некоторых усредненных линий. В области температур до

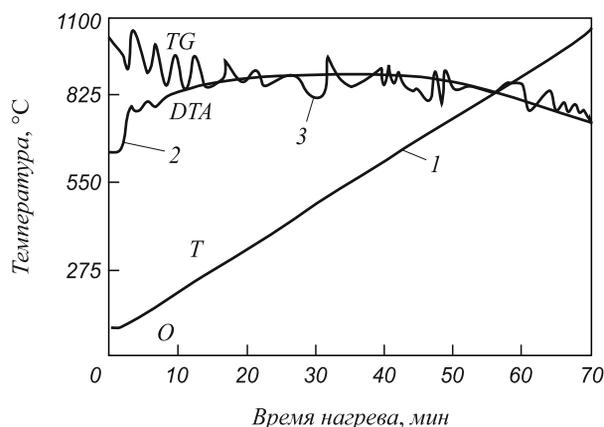


Рис. 2. Дериватограмма нагрева брикета до температуры 1100 °С в атмосфере аргона:
1, 2 и 3 – зависимости температуры нагрева, скорости изменения температуры и изменения массы образца от времени соответственно

400 – 500 °С это связано с окислением углерода кислородом воздуха в порах брикетов, в области температур 500 – 900 °С – с разложением карбонатов, а при более высоких температурах – с началом прямого восстановления оксидов железа углеродом. Нагрев образца брикета до 1100 °С позволяет четко выделить температуру начала восстановления по резкому наклону кривой 3 при температуре 950 °С.

Выводы. Рассчитанные значения изменения свободной энергии в интервале температур 500 – 1100 °С меньше нуля, что свидетельствует о самопроизвольном протекании восстановительного процесса на всем интервале температур. В условиях обжига восстановление железа в брикете в температурном интервале 500 – 900 °С происходит преимущественно косвенным путем в связи с интенсивным образованием монооксида углерода и созданием восстановительной атмосферы внутри брикета.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Шульц Л.А. Элементы безотходной технологии в металлургии. – М.: Металлургия, 1991. – 174 с.
2. Гоник И.Л. // Металлург. 2011. № 6. С. 36 – 38.
3. Пат. 2083681 РФ. Брикет для производства чугуна и стали / Е.Е. Агеев, Ю.А. Бондарев, Ю.А. Булгаков и др. // Изобретения. 1997. № 19.
4. Агеев Е.Е. // Сталь. 1999. № 3. С. 16 – 19.
5. Кудрин В.А. Теория и технология производства стали. – М.: Мир, 2003. – 528 с.

© 2012 г. И.Л. Гоник, Н.А. Новицкий, А.Г. Тюпина
Поступила 12 апреля 2012 г.

Я.Д. Василев, Д.Н. Самокиш

Национальная металлургическая академия Украины (г. Днепропетровск)

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ НАТЯЖЕНИЯ НА МОЩНОСТЬ ПРОЦЕССА ХОЛОДНОЙ ПОЛОСОВОЙ ПРОКАТКИ

В работах [1, 2] было теоретически установлено, что при холодной прокатке с натяжением отношение $W_{с.н}/W_c$, где $W_{с.н}$ и W_c – суммарная мощность при прокатке с натяжением и без натяжения, рассчитанные с учетом влияния упругих деформаций валков и полосы; всегда меньше единицы. Это означает, что холодная прокатка с натяжением является энергетически более выгодным процессом, чем без него. Исходя из этого и учитывая большую энергоемкость процесса холодной прокатки особую актуальность приобретает получение количественных данных о влиянии натяжения на мощность при холодной прокатке, наличие которых необходимо для определения возможного уменьшения потребляемой мощности путем совершенствования и оптимизации режимов натяжения на действующих станках холодной полосовой прокатки. Этой цели посвящена настоящая работа.

Данные об относительном уменьшении мощности при холодной прокатке с натяжением получали моделированием, используя выражение [2]

$$\frac{W_{с.н}}{W_c} = \left\{ \frac{P_{ср.с.н}}{P_{ср.с}} \frac{\Psi_{с.н}}{\Psi_c} \left(\frac{l_{с.н}}{l_c} \right)^2 + \frac{Rh_0}{2P_{ср.с}\Psi_c l_c^2} \times \right. \\ \left. \times [q_0\varepsilon + S_{с.н}(1-\varepsilon)(q_1 - q_0)] \right\} \frac{(1 + S_c)}{(1 + S_{с.н})}, \quad (1)$$

где $P_{ср.с.н}$, $\Psi_{с.н}$, $l_{с.н}$, $S_{с.н}$, $P_{ср.с}$, Ψ_c , l_c , S_c – среднее контактное нормальное напряжение, коэффициент, характеризующий положение точки приложения равнодействующей контактных сил (коэффициент плеча момента), длина очага деформации, опережение при прокатке с натяжением и без натяжения, рассчитанные с учетом влияния упругих деформаций валков и полосы; R , h_0 и ε – радиус рабочих валков, толщина полосы на входе в очаг деформации и частное относительное обжатие полосы; q_0 и q_1 – заднее и переднее удельные натяжения.

Выражение (1) получено при $V_{1н} = V_1$, где $V_{1н}$ и V_1 – скорость полосы на выходе из очага деформации при прокатке с натяжением и без натяжения.

Моделировали условия холодной прокатки полос отожженной ($\varepsilon_{np} = 0$) и предварительно упрочненной ($\varepsilon_{np} > 0$) стали марки 08кп с натяжением и без натяжения. Упрочнение рассматриваемого материала описывали уравнением $\sigma_{те} = 230 + 34,6(100\varepsilon_2)^{0,6}$, где ε_2 – суммарное

относительное обжатие полосы при холодной прокатке, доли ед. Принимали следующие исходные данные: $h_0 = 0,25; 0,50; 1,0; 2,0$ мм; $\varepsilon = 0,01; 0,10; 0,30; 0,40$; $\varepsilon_{np} = 0; 0,50; 0,75; 0,90$; $R = 100; 200; 250; 300$ мм; $f = 0,04; 0,06; 0,08; 0,12$; $q_0/\beta\sigma_{т0} = 0; 0,1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5$; $q_1/\beta\sigma_{т1} = 0; 0,1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5$. Расчет параметров процесса холодной прокатки производили по методике, представленной в работах [3, 4], разработанной на кафедре обработки металлов давлением Национальной металлургической академии Украины (г. Днепропетровск). Методика учитывает влияние химического состава и упрочнения материала полосы, температурно-скоростных условий деформации, коэффициента трения, натяжения, асимметричности эпюр контактных нормальных напряжений, упругих деформаций валков и полосы, отличается высокой надежностью и удовлетворительной точностью, подтвержденной результатами многочисленных лабораторных, промышленных и сопоставительных исследований. Это позволило получить точные и надежные расчетные данные о количественном влиянии натяжения на параметры, включая мощность процесса холодной полосовой прокатки. В основу принятой методики положены следующие формулы (модели) для определения [1, 3, 4]:

– длины очага деформации

$$l_{с.н} = x_1 + a + \sqrt{R\Delta h + (x_1 + a)^2}, \quad (2)$$

где

$$a = 0,5\theta_{в}P_{ср.с.н}R(1-2\eta) \left[\frac{2(1-\eta)}{\eta(2-\eta)} + \frac{2\eta}{1-\eta^2} - \frac{1}{\eta(1-\eta)} \right]; \quad (3)$$

$$x_1 = x_{1н} + 6\theta_{в}P_{ср.с}R \left[\frac{\left(1 - \frac{x_{1н}}{l_c}\right) \left(2\eta - 1 + \frac{x_{1н}}{l_c}\right)}{\eta \left(2 - 2\frac{x_{1н}}{l_c} - \eta\right)} + \frac{\frac{x_{1н}}{l_c} \left(2 - 2\eta - \frac{x_{1н}}{l_c}\right) \left(1 - 2\frac{x_{1н}}{l_c} - \eta\right)}{(1-\eta)^3} + \frac{1 - \eta - \frac{x_{1н}}{l_c}}{2\eta(1-\eta)} \right]; \quad (4)$$

$$\eta = 1 - \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - \frac{x_1}{l_c}; \quad (5)$$

$$\frac{x_{1п}}{l_c} = \frac{1}{1 + \sqrt{1 + \left(\frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon}\right) \frac{E_{п}}{1,15\sigma_{т1}\xi_1}}}, \quad (6)$$

– среднего напряжения текучести

$$\sigma_{т\text{ ср}} = \sigma_{т\text{ исх}} k_{\varepsilon\text{ ср}} k_{u\text{ ср}} k_{t\text{ ср}}, \quad (7)$$

– среднего контактного нормального напряжения

$$P_{\text{ср.с.н}} = \frac{1,15}{2(1 - v_{п}^2)} \left[\sigma_{т0}\xi_0 \left(\frac{x_{0п}}{l_c} \right) + \sigma_{т1}\xi_1 \left(\frac{x_{1п}}{l_c} \right) \right] + \frac{1,15\sigma_{т\text{ ср}}\xi_{\text{ср}}}{1 - v_{п}^2} \left[1 + \frac{f l_{\text{с.н}}}{3h_{\text{ср}}} (1 + 0,5\varepsilon) \left(\frac{l_{\text{в}}}{l_c} \right) \right] \left(\frac{l_{\text{в}}}{l_c} \right), \quad (8)$$

– нейтрального угла и опережения

$$\frac{\gamma_c}{\alpha_c} = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{(\Delta h + \Delta_{1п}) \left(2 - 3 \frac{x_{1п}}{l_c} \right)}{4 f l_{\text{с.н}} \left(1 - \frac{x_{1п}}{l_c} \right)^2} \right] - \frac{q_0 h_0 - q_1 h_1}{4 f P_{\text{ср.с.н}} l_{\text{с.н}}} - \frac{x_1}{l_c}; \quad (9)$$

$$S_{\text{сн}} = \frac{\left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{1п}}{l_c} \right)^2}{\left(1 - \frac{x_{1п}}{l_c} \right)^2} \frac{\Delta h + \Delta_{1п}}{h_1} - \frac{\Delta_{1п}}{h_1}, \quad (10)$$

– силы, момента и мощности прокатки

$$P_{\text{с.н}} = p_{\text{ср.с.н}} l_{\text{с.н}} b; \quad (11)$$

$$M_{\text{с.н}} = 2P_{\text{с.н}} \psi_{\text{с.н}} l_{\text{с.н}} + R(h_0 q_0 - h_1 q_1) b; \quad (12)$$

$$W_{\text{с.н}} = M_{\text{с.н}} \omega_{п}, \quad (13)$$

– коэффициента, характеризующего положение точки равнодействующей при холодной прокатке

$$\psi_{\text{с.н}} = \frac{1}{6} \left[\frac{p_0}{p_{\text{ср.с.н}}} \left(1 - \frac{\gamma}{\alpha_c} - \frac{x_1}{l_c} \right) \left(1 - \frac{x_{1п}}{l_c} \right) - \frac{p_1}{p_{\text{ср.с.н}}} \left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c} \right) + 2 \left(1 + \frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_{1п}}{l_c} - 2 \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0п}}{l_c} \right) \right]; \quad (14)$$

$$p_0 = \frac{1,15\sigma_{т0}\xi_0}{1 - v_{п}^2}; \quad (15)$$

$$p_1 = \frac{1,15\sigma_{т1}\xi_1}{1 - v_{п}^2}; \quad (16)$$

здесь $x_{0п}$, $x_{1п}$ — протяженность участков контакта полосы с валком, определяемая упругими сжатием и вос-

становлением полосы; $l_{\text{в}}$, $\theta_{\text{в}}$ и $\omega_{п}$ — длина пластичного контакта полосы с валком ($l_{\text{в}} = l_c - x_{0п} - x_{1п}$), упругая постоянная материала рабочих валков и угловая скорость при прокатке с натяжением; h_0 , h_1 и Δh — толщина полосы на входе, на выходе из очага деформации и абсолютное обжатие полосы при прокатке; $v_{п}$ и $E_{п}$ — коэффициент Пуассона и модуль упругости материала полосы; f , b и $\Delta_{1п}$ — коэффициент трения при прокатке, ширина и упругое восстановление полосы; γ_c и α_c — нейтральный угол и угол контакта полосы с валками, подсчитанные с учетом влияния упругих деформаций валков и полосы; p_0 и p_1 — нормальные напряжения на границах упругопластического контакта полосы с валком соответственно в зонах отставания и опережения; x_1 — приращение длины очага деформации за линией, соединяющей центры валков, вызванное упругим сжатием валков и упругим восстановлением полосы; η и $h_{\text{ср}}$ — относительная длина зоны отставания и средняя толщина полосы в очаге деформации; $\sigma_{т\text{ исх}}$ — предел текучести материала полосы после горячей прокатки; $\sigma_{т0}$ и $\sigma_{т1}$ — предел текучести материала полосы на входе и выходе из очага деформации; $k_{\varepsilon\text{ ср}}$, $k_{u\text{ ср}}$ и $k_{t\text{ ср}}$ — коэффициенты, учитывающие влияние средние значения степени, скорости и температуры деформации на напряжение текучести; ξ_0 , ξ_1 и $\xi_{\text{ср}}$ — коэффициенты, учитывающие влияние заднего, переднего и среднего натяжений на параметры процесса.

Из выражения (1) следует, что относительное уменьшение мощности при прокатке с натяжением определяется уровнем и характером изменения параметров $p_{\text{ср.с.н}}/p_{\text{ср.с.}}$, $\psi_{\text{с.н}}/\psi_{\text{с.}}$, $l_{\text{с.н}}/l_{\text{с.}}$, $(1 + S_{\text{с}})/(1 + S_{\text{с.н}})$ в аналогичных условиях прокатки, а также абсолютными значениями исходной толщины полосы, частного относительного обжатия и радиуса рабочих валков. В ходе моделирования было выявлено, что заднее и передние удельные натяжения оказывают неодинаковое количественное влияние на указанные выше параметры. Поэтому результаты моделирования представляли в виде графических зависимостей от относительного заднего $q_0/\beta\sigma_{т0}$ и переднего $q_1/\beta\sigma_{т1}$ натяжений (β — коэффициент Лоде), или их соотношения.

На рис. 1, 2 в качестве примера приведены зависимости, построенные по результатам моделирования условий холодной прокатки относительно толстой ($h_0 = 2,0$ мм; $R/h_0 = 150$) ненаклепанной ($\varepsilon_{\text{пп}} = 0$) полосы с большим коэффициентом трения ($f = 0,12$) (рис. 1) и относительно тонкой ($h_0 = 0,25$ мм; $R/h_0 = 1200$) предварительно наклепанной ($\varepsilon_{\text{пп}} = 0,9$) полосы с малым коэффициентом трения ($f = 0,04$) (рис. 2), отражающие особенности и закономерности взаимодействия металла с инструментом соответственно в первых и последних клетях (пропусках) непрерывных (реверсивных) станов.

Из рис. 1, д и 2, д видно, что суммарная мощность при холодной прокатке с одним и с двумя одинаковыми относительными удельными натяжениями всегда

меньше мощности прокатки без натяжения. Прокатка с одним задним натяжением (рис. 1, *д* и 2, *д*, кривые 2) обеспечивает более существенное уменьшение потребляемой мощности, чем прокатка с одним передним натяжением (рис. 1, *д* и 2, *д*, кривые 1). Наибольшее уменьшение мощности достигается при прокатке с двумя одинаковыми относительными удельными натяжениями (рис. 1, *д* и 2, *д*, кривые 3). При прокатке тонких предварительно наклепанных полос с одним задним натяжением наблюдается почти такое же уменьшение потребляемой мощности, как и при прокатке с двумя одинаковыми относительными удельными натяжениями (рис. 2, *д* кривые 2 и 3). Более высокая энергетическая эффективность процесса прокатки с одним задним натяжением объясняется тем, что воздействие заднего натяжения распространяется на зону отстаивания, которая занимает большую часть очага деформации. Кроме того, при прокатке с одним задним, или с превалирующим задним, натяжением уменьшается коэффициент плеча момента (рис. 1, *в* и 2, *в*, кривые 2) и происходит более существенное уменьшение параметра $p_{cp.c.n}/p_{cp.c}$ (рис. 1, *а* и 2, *а*, кривые 2).

Зависимости $p_{cp.c.n}/p_{cp.c} = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (рис. 1, *а* и 2, *а*) свидетельствуют об очень сильном влиянии натяжения на среднее контактное нормальное напряжение. Например, при прокатке с двумя одинаковыми ($q_0/\beta\sigma_{T0} = q_1/\beta\sigma_{T1} = 0,5$) относительными натяжениями, равными 0,5, значение параметра $p_{cp.c.n}/p_{cp.c}$ уменьшается до 0,4 – 0,5 (рис. 1, *а* и 2, *а*, кривые 3). Это означает, что в таких условиях прокатки величина $p_{cp.c.n}$ уменьшается в 2,0 – 2,5 раза по сравнению с прокаткой без натяжения. Поэтому можно утверждать, что уровень и характер изменения параметра $p_{cp.c.n}/p_{cp.c} = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ оказывает решающее влияние на уровень и характер уменьшения мощности при прокатке с натяжением.

Большое влияние на мощность при прокатке с натяжением оказывает и уменьшение длины очага деформации (площади контактной поверхности). Зависимости $p_{cp.c.n}/p_{cp.c} = \varphi(q/\beta\sigma_T)$, $l_{c.n}/l_c = \varphi(q/\beta\sigma_T)$, как и $W_{c.n}/W_c = \varphi(q/\beta\sigma_T)$, $\psi_{c.n}/\psi_c = \varphi(q/\beta\sigma_T)$, имеют аналогичный убывающий характер изменения. Только в этом случае при прокатке с одним передним натяжением наблюдается более значительное уменьшение длины очага деформации (рис. 1, *б* и 2, *б*, кривые 1), чем при

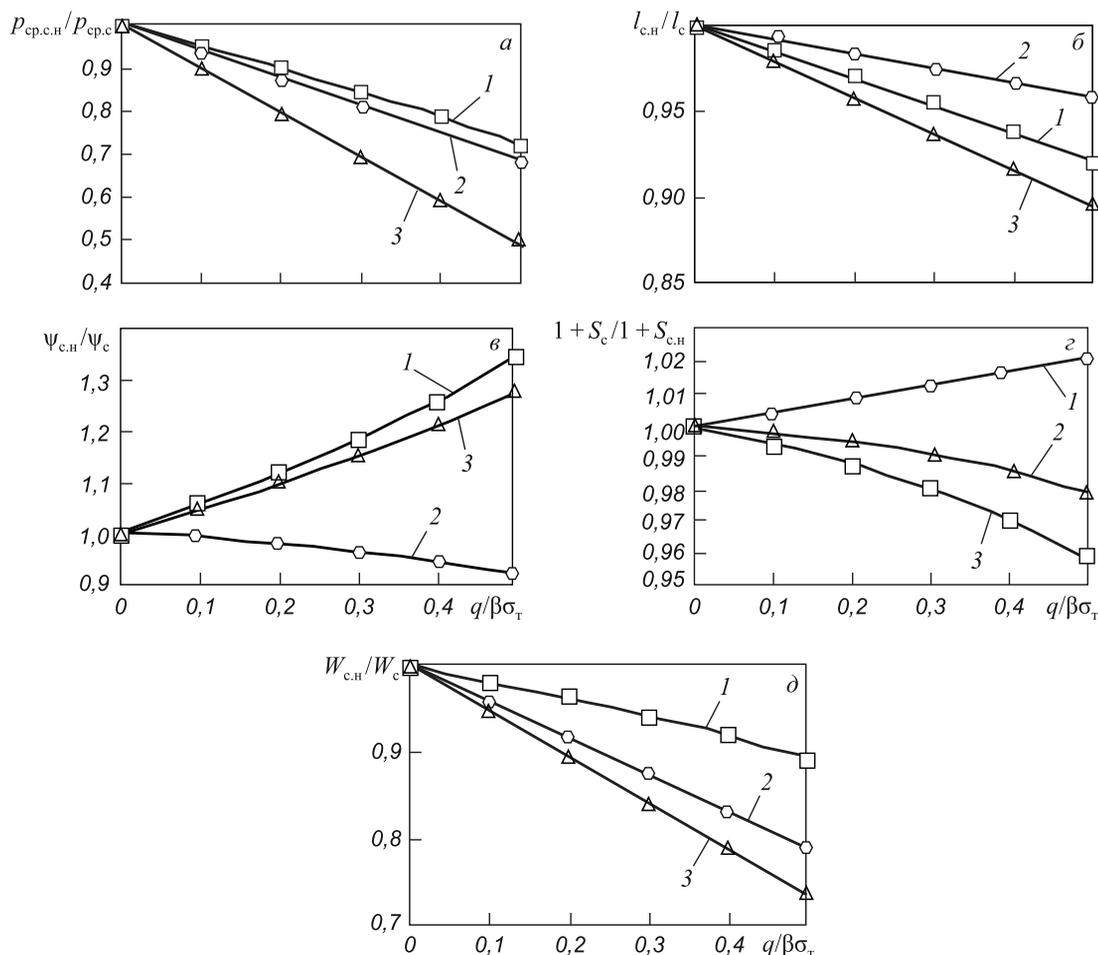


Рис. 1. Зависимости $p_{cp.c.n}/p_{cp.c} = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (*а*), $l_{c.n}/l_c = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (*б*), $\psi_{c.n}/\psi_c = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (*в*), $(1 + S_c)/(1 + S_{c.n}) = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (*г*) и $W_{c.n}/W_c = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (*д*), построенные по результатам моделирования условий холодной прокатки ненаклепанной ($\epsilon_{np} = 0$) полосы толщиной 2,0 мм из стали марки 08кп ($R/h_0 = 150$; $f = 0,12$; $\epsilon = 0,3$):
 1 – при $q_0/\beta\sigma_{T0} = 0$; $q_1/\beta\sigma_{T1} \neq 0$; 2 – при $q_0/\beta\sigma_{T0} \neq 0$; $q_1/\beta\sigma_{T1} = 0$; 3 – при $q_0/\beta\sigma_{T0} = q_1/\beta\sigma_{T1}$

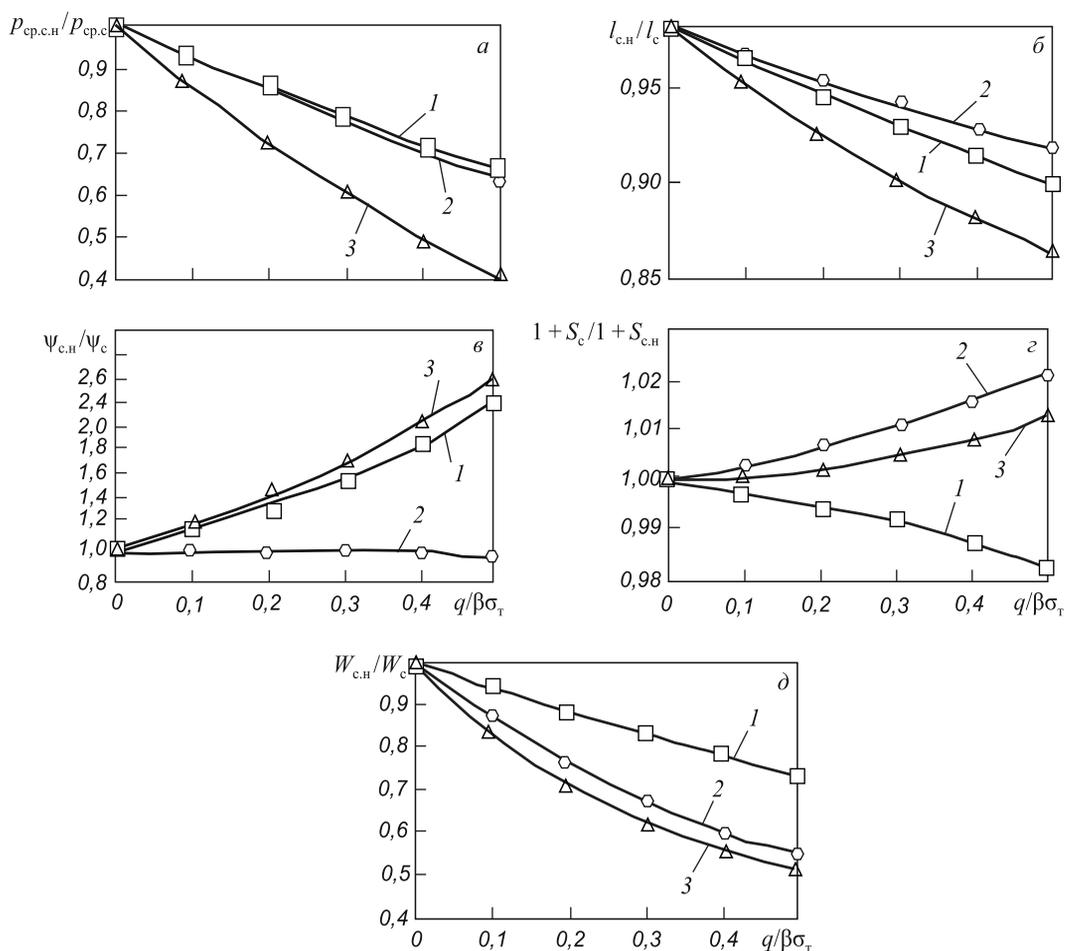


Рис. 2. Зависимости $p_{cp,c.n}/p_{cp,c} = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (а), $l_{c.n}/l_c = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (б), $\psi_{c.n}/\psi_c = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (в), $(1 + S_c)/(1 + S_{c.n}) = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (г) и $W_{c.n}/W_c = \varphi(q/\beta\sigma_T)$ (д), построенные по результатам моделирования условий холодной прокатки предварительно наклепанной ($\epsilon_{np} = 0,9$) полосы толщиной 0,25 мм стали марки 08кп ($R/h_0 = 150; f = 0,12; \epsilon = 0,3$). Обозначение то же, что и на рис. 1

прокатке с одним задним натяжением (рис. 1, б и 2, б, кривые 2). Это вызвано тем, что при прокатке с одним передним натяжением уменьшается величина упругого восстановления полосы и происходит смещение максимума эпюры контактных нормальных напряжений в сторону сечения входа металла в валки.

Значения $(1 + S_c)/(1 + S_{c.n})$ (рис. 1, г и 2, г) близки к единице и на изменение мощности при прокатке с натяжением практически не влияют. Зато сильное влияние на уровень потребляемой мощности при прокатке с натяжением оказывает относительное изменение коэффициента плеча момента. При прокатке с одним задним натяжением происходит смещение центра тяжести эпюры контактных нормальных напряжений в сторону сечения выхода металла из валков и параметр $\psi_{c.n}/\psi_c$ уменьшается (рис. 1, в и 2, в, кривые 2). При прокатке с одним передним (рис. 1, в и 2, в, кривые 1) и с двумя одинаковыми (рис. 1, в и 2, в, кривые 3) относительными удельными натяжениями центр тяжести эпюры нормальных контактных напряжений смещается ближе к сечению входа металла в валки, в результате чего значения параметра $\psi_{c.n}/\psi_c$ увеличивается до 1,35 – 2,50. Однако, несмотря на такие большие значения параметра $\psi_{c.n}/\psi_c$,

мощность при прокатке с натяжением уменьшается, поскольку произведение $(p_{cp,c.n}/p_{cp,c})(\psi_{c.n}/\psi_c)(l_{c.n}/l_c)^2$ всегда значительно меньше единицы.

Из вышеизложенного следует, что уменьшение мощности при прокатке с натяжением происходит в результате уменьшения контактных нормальных напряжений и поверхности контакта металла с инструментом вследствие уменьшения влияния упругих деформаций валков и полосы. Результаты выполненного моделирования показали, что при прокатке полос толщиной 2,0 и 0,25 мм с двумя одинаковыми относительными натяжениями, равными 0,4 – 0,5, потребляемая мощность снижается соответственно на 22 – 27 и 44 – 49 % по сравнению с мощностью при прокатке без натяжения. Было выявлено также, что энергетическая эффективность процесса холодной прокатки с натяжением повышается с уменьшением толщины полосы и частного относительного обжатия, а также с увеличением предварительного относительного обжатия, коэффициента трения и радиуса рабочих валков.

В таблице в качестве примера приведены результаты расчета энергосиловых параметров и мощности приводных двигателей при прокатке жести из стали

**Действующий (числитель) и предложенный (знаменатель) режимы натяжения
и энергосиловые параметры при холодной прокатке жести 0,20×855 мм из подката 2,4×855 мм
на шестиклетьевом жестепрокатном стане 1400 «Arselor Mittal Timirtau»**

Номер клетей	h_0 , мм	ε	$q_1/\beta\sigma_{r1}$	q_1 , Н/мм ²	$t_{1п}$, °С	f	$l_{с.н}$, мм	$P_{ср.с.н}$, Н/мм ²	$S_{с.н}$, %	$V_{в.н}$, м/с	P , МН	$M_{дв.н}$, кН·м	$W_{дв.н}$, кВт
1	2,40	0,140	$\frac{0,34}{0,38}$	$\frac{160}{181}$	$\frac{55}{55}$	$\frac{0,086}{0,086}$	$\frac{12,61}{12,50}$	$\frac{473,19}{455,61}$	$\frac{4,2}{4,7}$	$\frac{3,05}{3,03}$	$\frac{5,09}{4,87}$	$\frac{-20,63}{-33,23}$	$\frac{-209,80}{-336,18}$
2	2,06	0,404	$\frac{0,22}{0,36}$	$\frac{140}{230}$	$\frac{112}{106}$	$\frac{0,072}{0,072}$	$\frac{18,65}{18,34}$	$\frac{627,51}{566,49}$	$\frac{4,9}{5,6}$	$\frac{5,08}{5,05}$	$\frac{10,00}{8,88}$	$\frac{180,86}{151,51}$	$\frac{3063,44}{2549,42}$
3	1,23	0,398	$\frac{0,25}{0,32}$	$\frac{175}{227}$	$\frac{161}{147}$	$\frac{0,049}{0,049}$	$\frac{15,24}{14,81}$	$\frac{757,95}{644,81}$	$\frac{5,4}{3,8}$	$\frac{8,41}{8,53}$	$\frac{9,88}{8,16}$	$\frac{121,26}{121,61}$	$\frac{3397,06}{3459,33}$
4	0,74	0,392	$\frac{0,25}{0,29}$	$\frac{190}{220}$	$\frac{199}{184}$	$\frac{0,048}{0,048}$	$\frac{12,68}{12,39}$	$\frac{842,72}{773,06}$	$\frac{6,7}{5,9}$	$\frac{13,66}{13,75}$	$\frac{9,13}{8,19}$	$\frac{88,61}{87,50}$	$\frac{4032,35}{4010,41}$
5	0,45	0,310	$\frac{0,26}{0,27}$	$\frac{200}{212}$	$\frac{215}{202}$	$\frac{0,057}{0,057}$	$\frac{10,46}{10,26}$	$\frac{966,97}{921,77}$	$\frac{6,6}{6,4}$	$\frac{19,81}{19,84}$	$\frac{8,65}{8,08}$	$\frac{55,57}{55,02}$	$\frac{3668,78}{3640,24}$
6	0,31	0,357	$\frac{0,04}{0,04}$	$\frac{34}{34}$	$\frac{235}{224}$	$\frac{0,041}{0,041}$	$\frac{10,56}{10,48}$	$\frac{1140,68}{1121,71}$	$\frac{7,1}{6,9}$	$\frac{30,67}{30,71}$	$\frac{10,30}{10,05}$	$\frac{60,99}{60,72}$	$\frac{6236,70}{6218,05}$

Примечание. $\sigma_r = 260 + 34,6(100\varepsilon_r)^{0,6}$; $t_{он} = 40$ °С; $t_{ов1}^* = 40$ °С; $t_{ов2}^* = 44$ °С; $t_{ов3}^* = 48$ °С; $t_{ов4}^* = 52$ °С; $t_{ов5}^* = 56$ °С; $t_{ов6}^* = 65$ °С; $t_{охл} = 40$ °С; $t_{ов1}^* \dots t_{ов6}^*$ – среднemasовая температура рабочих валков клетей стана.

марки 08кп на шестиклетьевом стане 1400 «Arselor Mittal Timirtau» (Казахстан) по существующему и предлагаемому режимам натяжений. Расчет параметров процесса производили по методике, представленной в работах [1, 3, 4], точность которой подтверждена экспериментальными исследованиями, выполненными на рассматриваемом стане. Режим обжатий и скоростной режим прокатки, а также заднее натяжение перед первой клетью ($q_{01} = 22$ Н/мм²), и переднее натяжение за последней клетью ($q_{16} = 34$ Н/мм²) оставались неизменными. Предлагаемый режим натяжений предусматривает использование более высоких убывающих относительных удельных натяжений. Результаты выполненного расчета свидетельствуют о том, что при реализации предложенного режима натяжений суммарная потребляемая мощность приводных двигателей стана может быть уменьшена на 3,21 %. Примерно такая же энергетическая эффективность в результате совершенствования режимов натяжений на стане 2030 ОАО «Новолипецкий металлургический комбинат» зафиксирована экспериментальным путем авторами работы [5].

Выводы. Методом математического моделирования получены количественные данные о влиянии натяжения на мощность процесса холодной прокатки. Установлено, что потребляемая мощность при холодной прокатке с одним задним, с одним передним или с двумя одинаковыми относительными удельными натяжениями всегда меньше потребляемой мощности при прокатке без натяжения. Раскрыт механизм влияния натяжения на мощность при холодной прокатке. Установлено, что уменьшение мощности при прокатке с натяжением происходит в результате снижения контактных нор-

мальных напряжений и длины очага деформации (поверхности контакта металла с инструментом), вследствие уменьшения влияния упругих деформаций валков и полосы. Результаты выполненного моделирования показали, что энергетическая эффективность процесса холодной прокатки с натяжением повышается с уменьшением толщины и частного относительного обжатия, а также с увеличением предварительного относительного обжатия, коэффициента трения и радиуса валков. При прокатке тонких ($R/h_0 = 1200$) предварительно наклепанных полос ($\varepsilon_{пр} = 0,9$) с двумя одинаковыми относительными удельными натяжениями, равными 0,4 – 0,5, потребляемая мощность снижается на 44 – 49 % по сравнению с прокаткой без натяжения. На примере прокатки жести 0,20×855 мм из подката 2,4×855 мм на шестиклетьевом стане 1400 ОАО «Arselor Mittal Timirtau» показано, что за счет совершенствования режимов натяжений суммарная потребляемая мощность может быть уменьшена на 3,21 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Василев Я.Д., Минаев А.А. Теория продольной прокатки. – Донецк: УНИТЕХ, 2010. – 456 с.
2. Василев Я.Д. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 6. С. 3 – 5.
3. Василев Я.Д. Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки. – М.: Металлургия, 1995. – 368 с.
4. Василев Я.Д., Дементьев А.В. – В кн.: Непрерывная прокатка. – Днепропетровск: РВА «Дніпро-ВАЛ», 2002. – 456 с.
5. Чернов П.П., Мухин Ю.А., Бахаев К.В. – В кн.: Труды 6 Конгресса прокатчиков. – Липецк: изд. ЛПИ, 2005. С. 186 – 190.

© 2012 г. Я.Д. Василев, Д.Н. Самокиш
Поступила 19 декабря 2011 г.

О.Е. Марков

Донбасская государственная машиностроительная академия (г. Краматорск)

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА КОВКИ КРУПНЫХ ПОКОВОК КЛИНОВЫМИ БОЙКАМИ

Современные тенденции развития металлургической промышленности требуют от тяжелого машиностроения изготовления деталей большой массы с комплексом высоких механических свойств и приемлемой себестоимостью (к таким деталям относятся опорные валки прокатных станов). Соответственно необходима разработка новых ресурсосберегающих технологических процессов ковки крупнотоннажных (масса которых превышает 150 т) поковок.

Опорные валки прокатных станов являются поковками ответственного назначения, основной способ их производства – ковка, которая должна устранить металлургические дефекты слитка (в основном осевую рыхлость), что повысит надежность и долговечность работы валка [1]. Основным ограничением при ковке слитков массой более 150 т является невозможность применения энергоемкой операции осадки. Улучшить проработку литой структуры без применения операции осадки можно за счет применения укороченных слитков [2] или специального кузнечного инструмента [3, 4] с обеспечением определенных термомеханических режимов ковки. При ковке заготовок большого диаметра сложно обеспечить глубокое проникновение очага деформации до средних слоев слитка. Деформации в осевой зоне слитка появляются при использовании схемы ковки валов через квадрат, в этом случае возникает значительная неравномерность деформаций. При этом необходимо применение специального кузнечного инструмента, который будет обеспечивать равномерное распределение деформаций в теле заготовки в процессе ковки. Применение специального инструмента должно также обеспечивать заваривание дефектов осевой зоны слитка.

Альтернативой исключения операции осадки является применение операции протяжки слитков выпуклым радиусным бойком [4 – 7]. Ограничением использования протяжки выпуклым радиусным бойком является низкая универсальность: для обеспечения эффективности протяжки определен радиус выступа бойка применим для заготовок узкого диапазона диаметров. Более универсальным является использование выпуклых клиновых бойков, которые применимы для заготовок различных диаметров. Ковка клиновыми бойками позволяет повысить равномерность распределения деформаций в теле заготовки.

В настоящей работе использован комплексный подход, который заключается в поиске рациональной гео-

метрии выпуклых бойков для ковки укороченных слитков. Отличие исследуемого способа, предложенного в работе Я.М. Охрименко и В.А. Тюрина [8], состоит в применении оппозитных клиновых бойков для ковки укороченных слитков [9]. Ковка слитка производится с кантовкой на 90° . Продавливание выпуклыми бойками позволяет получать четырехлучевую заготовку, что в итоге дополнительно повышает жесткость схемы напряженного состояния в осевой части слитка при последующей обкатке в вырезных бойках.

Цель настоящей работы – исследование влияния ковки укороченных слитков клиновыми бойками с различными углами на напряженно-деформированное состояние (НДС) и закрытие осевого дефекта слитка.

Задача исследования сводится к определению эффективных углов развала выпуклого клинового бойка и установления минимальных степеней обжатий, при которых происходит закрытие осевого дефекта. Процесс обкатки четырехлучевой заготовки в вырезных бойках не рассматривается, так как ковка в вырезных бойках не будет способствовать раскрытию осевых дефектов. Исследовали следующие углы клиновых выпуклых бойков: 140° , 160° и 180° (плоские бойки).

По результатам исследования необходимо определить возможность и целесообразность применения новой технологии ковки без осадки с точки зрения величины накопления интенсивности деформации металла слитка в процессе ковки. Исследование проводили с применением конечно-элементной программы DEFORM 3D, которая с высокой степенью достоверности моделирует многооперационные процессы ковки крупных слитков. Это позволяет не проводить дорогостоящие производственные эксперименты для поиска оптимальных технологических решений для ковки уникальных поковок ответственного назначения.

В качестве заготовки принят укороченный слиток диам. $D = 2000$ мм и длиной $L = 1000$ мм. В слитке моделировали искусственный осевой дефект диаметром $d_{\text{деф0}} = 0,1D$. На рис. 1 представлены продольные разрезы вдоль оси заготовки после формирования четырехлучевой заготовки с распределением накопленной интенсивности деформаций, средних напряжений и изменение размеров осевого дефекта при разных углах клина бойков. Важным критерием при ковке крупных поковок является равномерность распределения деформаций в теле заготовки. Неравномерность деформаций

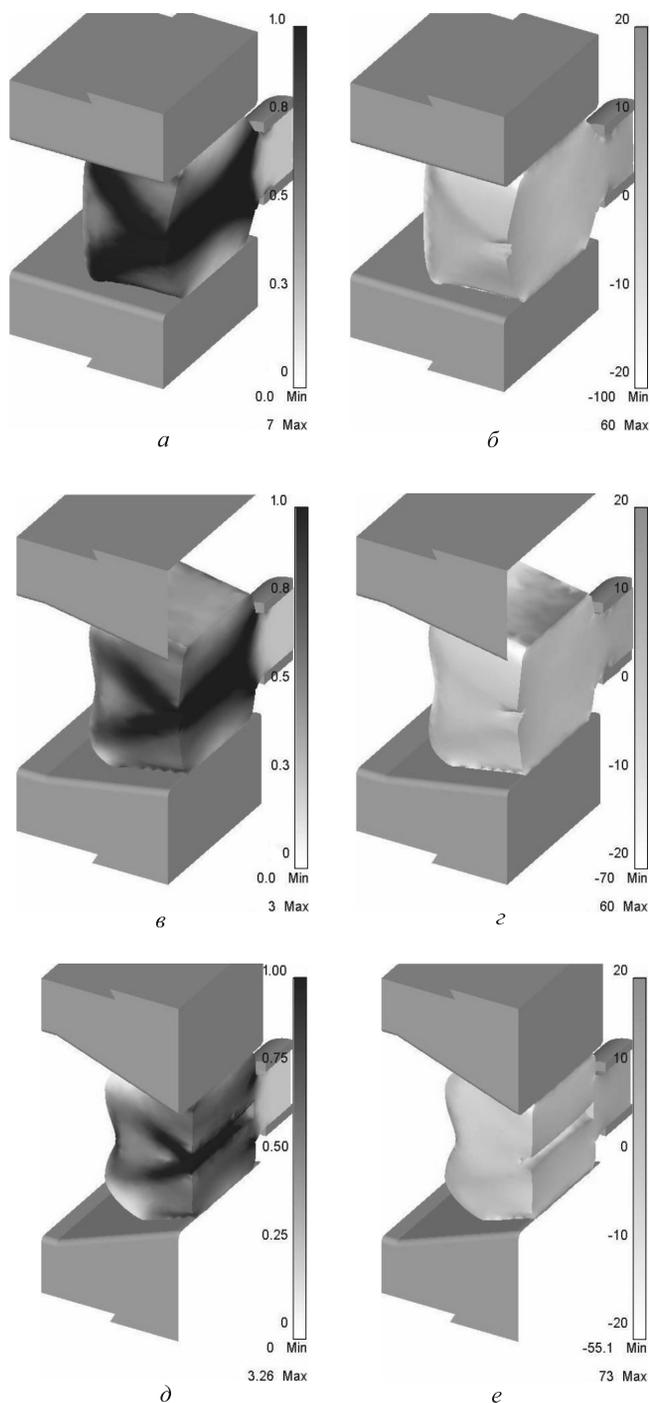


Рис. 1. Напряженно-деформированное состояние заготовки и закрытие осевого дефекта при протяжке выпуклыми клиновыми бойками (осевой продольный разрез заготовки)

определяли в поперечном сечении на середине подачи заготовки и оценивали по зависимости $\Delta e = e_{\max} - e_{\min}$ (рис. 2, а). Закрытие осевого дефекта оценивали по коэффициенту изменения его размера по отношению к начальному диаметру ($d_{\text{деф1}}/d_{\text{деф0}}$). Основное влияние на закрытие осевого дефекта оказывает напряженное состояние (НС) в осевой зоне. Появление сжимающих напряжений способствует закрытию дефектов.

Наиболее комплексной оценкой закрытия осевого дефекта является показатель схемы напряженного сос-

тояния в осевой зоне заготовки для исследуемых схем деформирования. Так как ковку на четырехлучевую заготовку осуществляли клиновыми бойками с кантовкой на 90° , то необходимо оценить влияние всего процесса на показатель схемы НС (рис. 2, б). Ковку выпуклыми бойками проводили до высоты недокова в средней его части $H_1 = 1265$ мм ($\varepsilon \approx 35\%$). Исследование новых схем деформирования проводили путем сравнения с хорошо зарекомендовавшей себя схемой ковки валов плоскими бойками через квадрат.

Ковка бойками с углом рабочей поверхности 180° – плоские бойки (рис. 1, а, б). Ковка цилиндрической заготовки плоскими бойками с кантовкой на 90° реализуется по схеме протяжки через квадрат. Результаты распределения деформаций в теле заготовки совпадают с известными в литературе данными [9]. Зоны за-

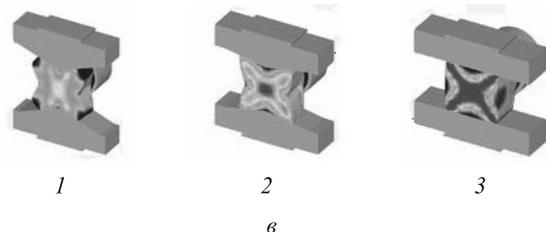
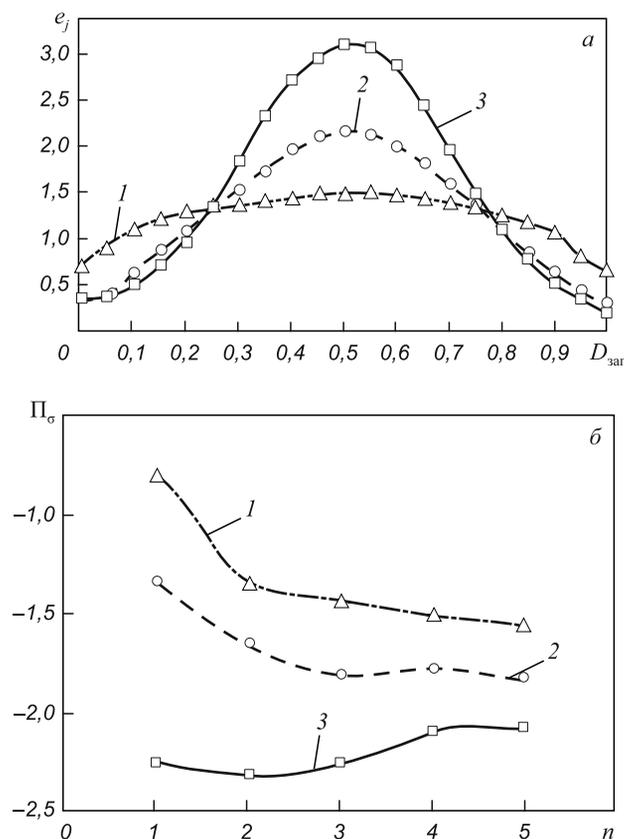


Рис. 2. Распределение интенсивности логарифмических деформаций по диаметру недокова ($D_{\text{заг}}$) в среднем сечении (а), изменение показателя схемы напряженного состояния недокова в зависимости от числа кантовок на 90° в осевой зоне (б) и схемы деформирования (в) при различных углах клина бойков: 1 – 140° ; 2 – 160° ; 3 – 180°

готовки, контактирующие с инструментом, остаются недеформированными. Основные деформации возникают по диагоналям квадратного сечения заготовки величиной больше 2,0 (рис. 1, а). При этом схема характеризуется высокой неравномерностью распределения деформаций в объеме заготовки ($\Delta e \approx 2,75$) (рис. 2, а, кривая 3). Максимальные деформации локализуются в центральной осевой зоне заготовки с уровнем приблизительно 3,0. При этом уровень средних напряжений (рис. 1, б) в теле заготовки составляет $\sigma_{н.ср} = -20$ МПа, что соответствует состоянию сжатия. Показатель P_{σ} жесткости схемы напряженного состояния составляет примерно $-2,1$ (рис. 2, б, кривая 3). Такие деформации обеспечивают интенсивное закрытие осевого дефекта. По мере уменьшения величины обжатия после каждой кантовки для придания заготовке квадратного поперечного сечения жесткость схемы НС снижается примерно на 10 %.

Ковка выпуклыми клиновыми бойками с углом рабочей поверхности 160° (рис. 1, в, з). Применение выпуклых бойков приводит к изменению деформированного и напряженного состояний. Снижается неравномерность распределения деформаций $\Delta e \approx 1,75$ (рис. 2, а, кривая 2). Однако при этом максимальные деформации ($e_{max} \approx 2,2$) локализуются в месте расположения осевого дефекта. Для этой схемы деформирования (рис. 1, з) уровень средних напряжений в осевой зоне составляет приблизительно -15 МПа (состояние всестороннего неравномерного сжатия), а показатель жесткости схемы НС после обжатия до высоты в средней части до 1265 мм составляет примерно $-1,8$ (рис. 2, б, кривая 2). Такое НДС приводит к полному закрытию осевого дефекта на всей его длине после обжатия цилиндрической заготовки на 35 %. Уровень средних напряжений $\sigma_{н.ср}$ на поверхности заготовки в месте острия клина бойка составляет примерно 10 МПа, что свидетельствует о растягивающих напряжениях за счет расклинивания металла заготовки.

Ковка выпуклыми клиновыми бойками с углом рабочей поверхности 140° (рис. 1, д, е). Эта схема деформирования приводит к меньшей (0,75) неравномерности распределения деформаций Δe в теле заготовки (рис. 2, а, кривая 1), чем ковка плоскими бойками. Однако такое деформированное состояние не способствует полному закрытию осевого дефекта (рис. 1, д), его размер уменьшается примерно на 42 % ($d_{деф1}/d_{деф0} = 0,58$). Можно утверждать, что для этой схемы деформирования нет достаточного уровня концентрирования деформаций в области расположения осевого дефекта для его закрытия. Для этой схемы деформирования также характерно низкое ($P_{\sigma} \approx -1,5$) значение показателя жесткости схемы напряженного состояния в осевой зоне (рис. 2, б, кривая 1) после пятой кантовки и прохода. Можно отметить высокую равномерность распределения средних напряжений по сравнению с предыдущими двумя схемами деформирования в теле заготовки

при $\sigma_{н.ср} \approx -10$ МПа (рис. 1, б), что в два раза меньше, чем в осевой зоне. Средние напряжения $\sigma_{н.ср} = 73$ МПа, возникающие на поверхности заготовки в месте внедрения острия клина бойка (рис. 1, е), обеспечивают в этом месте значительные растягивающие напряжения.

На основании проведенных исследований разработан и апробирован новый технологический процессковки крупных укороченных слитков выпуклыми бойками без осадки в условиях ПАО «Новокраматорский машиностроительный завод» на гидравлическом прессе усилием 100 МН. Угол клина оппозитных выпуклых бойков составлял 160° с радиусом скругления клина 100 мм. Температурный интервалковки 1200 – 850 °С, сталь 38ХНЗМФА, масса поковки 104,5 т, масса слитка 170 т. Технологический процессковки реализовывали за пять нагревов, процесс состоял из следующих основных операций: биллетировка на диам. 2200 мм при длине примерно 4200 мм; продавливание заготовки выпуклыми клиновыми бойками на глубину примерно 200 – 300 мм; протяжка вырезными ромбическими бойками с углом 135° на круг диам. 1400 мм длиной примерно 9000 мм; после этого подсекали и оттягивали донную и прибыльную части шейки поковки.

Полученные результаты по НДС заготовки в процессековки соответствуют реальным производственным данным. Размеры заготовки по переходамковки совпадают с реальными данными карт фиксации с точностью 3 – 5 %. Полученные в результате конечно-элементного моделирования утяжины на переходе с бочки вала на шейки и форма концевой сферы были отмечены на реальной поковке. Температура реальных поковок послековки составляла примерно 850 °С, средняя по результатам численного моделирования – примерно 830 °С. Сравнение результатов моделирования программой DEFORM 3D с данными промышленнойковки показало высокую сходимость результатов. Таким образом, подтверждается достоверность результатов, получаемых используемым конечно-элементным программным продуктом.

Выводы. Увеличение угла клина выпуклого бойка от 140° до 180° приводит к следующему: степень закрытия осевого дефекта увеличивается; повышаются уровень сжимающих средних напряжений в теле заготовки и показатель схемы напряженного состояния, но при этом увеличивается неравномерность распределения деформаций в объеме заготовки. Наиболее эффективной геометрией инструмента для получения приемлемой равномерности распределения деформаций, обеспечения в осевой зоне состояния неравномерного всестороннего сжатия и закрытия осевых дефектов является угол выпуклых клиновых бойков примерно 160°. Установлено, что продавливание выпуклым клиновым бойком позволяет обеспечить проникновение очага деформации до осевой зоны поковки с сечением слитка более 2000 мм. Освоена и внедрена уникальная технологияковки поковок ответственного назначения крупного сечения из укороченных

слитков без осадки с использованием клиновых выпуклых бойков. В результате примерно на 30 % повысилась производительность процессаковки крупных валов, количество нагревов снизилось с семи до пяти. Полученные поковки соответствуют требованиям по механическим свойствам и ультразвуковому контролю.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Алиев И.С., Марков О.Е., Олешко М.В., Злыгоров В.Н. – В кн.: Обработка материалов давлением: сб. научн. трудов. – Краматорск: изд. ДГМА, 2010. № 2 (23). С. 94 – 98.
2. Дурьнин В.А., Солнцев Ю.П. Исследование и совершенствование технологии производства с целью повышения ресурса стальных изделий из крупных поковок ответственного назначения. – С-Пб.: Химиздат, 2006. – 272 с.
3. Дубков А.Н. // Кузнечно-штамповочное производство. 1977. № 4. С. 20 – 22.
4. Белова Л.П., Дубков А.Н., Делягина Н.Ф., Горювая Е.К. // Кузнечно-штамповочное производство. 1985. № 1. С. 5 – 7.
5. Белова Л.П., Рыбин Ю.И., Дубков А.Н., Баушева Е.О. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1986. № 3. С. 81 – 85.
6. Белова Л.П., Тюрин В.А., Дубков А.Н. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1982. № 5. С. 70 – 74.
7. Белкин М.Я., Кривошеев В.П., Пименов Г.А. // Кузнечно-штамповочное производство. 1988. № 1. С. 5 – 7.
8. Охрименко Я.М., Тюрин В.А., Лебедев В.Н., Гринюк А.И. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1971. № 4. С. 96 – 99.
9. Пат. 7481 Украина. Спосіб виготовлення поковок типу плит та пластин / Роганов Л.Л., Соколов Л.М., Роганов М.Л., Корчак О.С., Марков О.С. Заявник та власник ДДМА. Бюл. № 6. Заявл. 27.12.04.; опубл. 15.06.05.

© 2012 г. О.Е. Марков
Поступила 13 февраля 2012 г.

УДК 669.1:504.06:662.75

А.Б. Юрьев¹, М.Б. Школлер², Е.В. Протопопов², Л.А. Ганзер²

¹ ОАО «Евраз – объединенный Западно-Сибирский металлургический комбинат»
² Сибирский государственный индустриальный университет

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ ПОЛУЧЕНИЯ СИНТЕТИЧЕСКИХ ТОПЛИВ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ ЦИКЛЕ КОКС – ЧУГУН – СТАЛЬ. СООБЩЕНИЕ 2*

Теоретическое обоснование получения синтез-газа для производства синтетического жидкого топлива при парокислородной газификации угля в доменной печи свидетельствует о достаточно высокой рентабельности процесса [1]. В то же время более эффективным представляется развитие направления использования высокопотенциальных вторичных энергоресурсов (ВЭР), образующихся при реализации различных технологий на интегрированных металлургических предприятиях с полным циклом. Вторичные энергоресурсы представлены газовыми средами с определенным содержанием горючих компонентов (CO , H_2 , CH_4 , C_mH_n и др.), их тепловая ценность и выход на единицу продукции, как правило, определяются составом исходной шихты, физико-химическими процессами, свойственными той или иной технологии, причем в общем энергетическом балансе металлургического предприятия ВЭР составляют около 50 % [2 – 4]. Безусловно, при традиционной схеме производства металлопродукции на основе аглодоменного комплекса с развитой инфраструктурой (коксохимическим, аглодоменным, сталеплавильным и другими производствами) источники ВЭР, как правило, разобщены территориально, функционируют в разных

временных режимах, а сами носители энергии сильно различаются по термодинамическим параметрам (температуре, давлению, составу и т.д.). Все это значительно усложняет создание замкнутой системы, обеспечивающей экономию энергии и улучшение экологической обстановки металлопроизводящих регионов. Однако совмещение даже нескольких технологических процессов (например, выплавки стали в кислородных конвертерах и коксохимического производства) с позиций накопления и использования ВЭР и дальнейшего получения синтез-газа с применением химической энергии коксового и конвертерного газов позволит значительно повысить энергоэффективность черной металлургии.

Так, например, обратный коксовый газ поступает в газовые сети металлургического предприятия после отделения смолы коксования, сырого бензола и пиридиновых оснований в химическом цехе коксохимического предприятия и используется обычно как топливо в различных переделах.

Конвертерный газ из-за значительных колебаний его количества по выходу в течение плавки (в среднем 70 – 90 м³/т), а также в силу периодичности процесса в агрегате, к сожалению, для производственных целей в отечественной металлургии практически не используется. В то же время существуют различные конструктивные решения по применению отходящих

* Работа выполнена в рамках государственного задания вузу № 7.4828.2011.

конвертерных газов, например, для подогрева металлического лома, руды или окатышей, а также для обжига извести [2]. Определенные достижения в энергосбережении связаны с использованием конвертерного газа для получения пара высокого давления. В то же время конвертерный газ, как правило, дожигают «на свече» и выбрасывают в атмосферу, увеличивая количество парникового газа в окружающей среде [5, 6].

В соответствии с требованиями к исходному синтез-газу для получения синтетических топлив его состав регламентируется объемным соотношением $f = (H_2 - CO_2)/(CO + CO_2)$ и содержанием инертных компонентов ($N_2 + CH_4$), которое не должно превышать 6 % [7]. При этом не существует жестких ограничений по содержанию диоксида углерода CO_2 (1 – 10 %), значение f должно находиться в пределах 1,5 – 2,4 (предпочтительно 1,8 – 2,2).

Следует выделить особые требования к наличию в синтез-газе соединений серы и азота, суммарное содержание которых в пересчете на элементы не должно превышать 20 мг/м³ (предпочтительно 2 мг/м³). Кроме перечисленных соединений в синтез-газе не должны присутствовать свободный кислород (не более 0,1 %), а также пары воды, масла и химические примеси [7, 8].

В предлагаемой технологической схеме получения синтез-газа необходима дополнительная организация подготовки и очистки ВЭР, поэтому на некоторых элементах технологии следует остановиться более детально.

Химический состав конвертерного газа при работе агрегатов с верхней продувкой обычно находится в пределах: 85 – 90 % CO; 8 – 14 % CO₂; 1,5 – 3,5 % O₂. Теплота сгорания такого газа составляет 8,4 – 9,2 МДж/м³ при температуре 1300 – 1700 °С, при этом в отходящих конвертерных газах содержится некоторое количество азота, водорода и серы [9].

Наличие оксидов азота в конвертерных газах из-за незначительного (около 0,5 %) количества азота в технически чистом кислороде маловероятно. Однако при дожигании оксида углерода в котле-охладителе тракта выход оксидов азота составляет около 100 мг/м³ (50 г/т стали). Оксиды азота образуются также при дожигании конвертерного газа на «свече» в количестве до 30 г/т стали.

Поступление в рабочее пространство конвертера водорода возможно с металлическим ломом, известью, а также с другими шихтовыми материалами. При работе конвертеров с полным дожиганием отходящих газов водород обычно полностью сгорает в процессе образования и движения газов по тракту. В случае отвода конвертерных газов без дожигания или с частичным дожиганием в тракте содержание водорода может увеличиваться до 8 %, в отдельных случаях до 10 – 15 %, например, при использовании углеродсодержащего топлива или поступлении воды в рабочее пространство

агрегата при прогаре фурмы, что безусловно требует изменения режима работы. Однако широкое распространение технологии продувки металла в режиме отвода газов без дожигания оксида углерода свидетельствует, что при соблюдении всех правил технической эксплуатации работа установок вполне надежна и безопасна.

С конвертерными газами уносится до 14 % серы, содержащейся в шихте, причем основное количество с пылью и в виде SO₂. Количество плавильной пыли в отходящих конвертерных газах в отдельные периоды плавки при утрате способности шлака вспениваться достигает 250 г/м³. Химический состав пыли: 60 – 70 % FeO и Fe₂O₃; 5 – 7 % CaO; 0,7 – 3,0 % SiO₂; 0,10 – 0,25 % S. Современная газоочистка с применением труб Вентури и/или «скрубберов» для улавливания пыли и электрофильтров мокрого типа на второй ступени обеспечивает снижение концентрации пыли в отходящих конвертерных газах вплоть до 10 мг/м³ [10]. Такая компоновка газоотводящего тракта позволяет использовать очищенный газ как источник оксида углерода для получения синтез-газа при накоплении и усреднении его в специальных емкостях (газгольдерах) в соответствии с технологическим процессом выплавки стали в конвертерах.

На рисунке показана принципиальная схема производства синтетического жидкого топлива с использованием вторичных энергетических ресурсов¹.

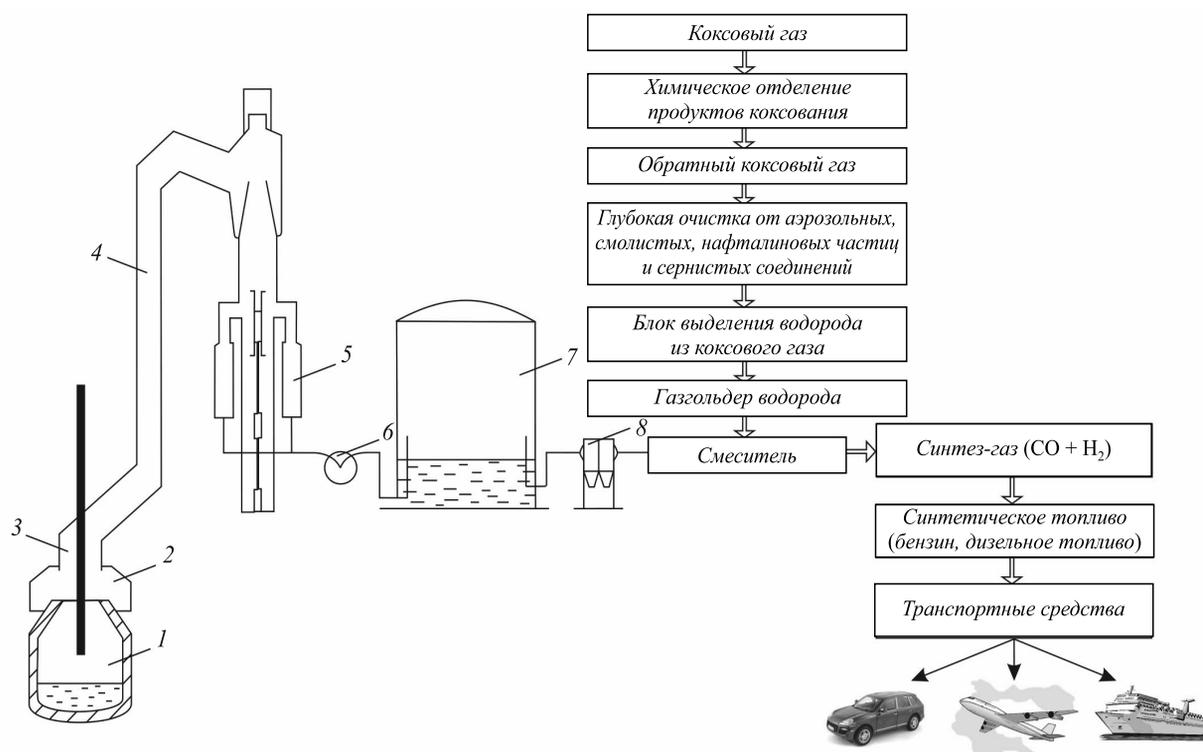
Водород для получения синтез-газа предлагается выделять из обратного коксового газа, который имеет усредненный химический состав: 55 – 60 % H₂; 20 – 30 % CH₄; 5 – 7 % CO; 2 – 3 % CO₂; 4 % N₂; 2 – 3 % C_mH_n. Этот газ имеет высокую (свыше 17 МДж/м³) теплоту сгорания. Дополнительно требуется предварительная глубокая очистка обратного коксового газа от аэрозольных смолистых и нафталиновых частиц, а также сернистых соединений [11 – 14].

Возможным вариантом может быть предварительная обработка газа распыленной водой, например, в установках типа труб Вентури, обеспечивающих улавливание частиц пыли размером 0,01 – 0,35 мкм на 50 – 85 %, а более крупных (размером 0,5 – 2,0 мкм) – на 97 % [11, 15].

Очистку обратного коксового газа от смолистых аэрозолей предполагается выполнять в низконапорных скрубберах с трубами Вентури. Например, технология, разработанная Всероссийским углехимическим институтом (ВУХИН) и, в частности, внедренная на предприятии ОАО «Губахинский кокс», характеризуется следующими показателями: производительность по газу 50 – 100 тыс. м³/ч, остаточное содержание аэрозолей смолы в газе 20 – 50 мг/м³ газа, эффективность очистки 98 – 99 %, гидравлическое сопротивление 60 – 80 мм вод. ст. [13].

В дальнейшем для контрольной очистки обратного коксового газа от аэрозолей возможно использование электрофильтров.

¹ Заявка на изобретение № 2012130546 от 17.07.2012 г.



Принципиальная схема производства синтетического жидкого топлива с использованием вторичных энергоресурсов интегрированного металлургического предприятия:

1 – кислородный конвертер; 2 – уплотнительное устройство; 3 – кессон; 4 – котел-утилизатор; 5 – скруббер для охлаждения и очистки газа; 6 – эксгаузер; 7 – газгольдер конвертерного газа; 8 – электрофильтр для очистки конвертерного газа

При очистке сухих газов от пыли электрофильтры могут работать в широком диапазоне температуры и давлений, при этом гидравлическое сопротивление этих фильтров составляет 100 – 150 Па. Степень очистки от аэрозолей на многопольных электрофильтрах при размере частиц более 1 мкм выше 90 % (до 99,9 %). Расход электроэнергии на электростатическую очистку составляет 0,1 – 0,5 кВт/1000 м³ газа.

Следующим технологическим этапом подготовки обратного коксового газа к разделению является очистка от сернистых соединений, в основном сероводорода. При выделении сероводорода (H₂S) из газа необходимо учитывать присутствие в неочищенном газе цианистого водорода (HCN), который поглощается вместе с сероводородом и способен образовывать тиоцианаты (HSCN). Количество цианистого водорода в коксовом газе на предприятиях, перерабатывающих низкосернистые угли Кузбасса, сопоставимо с содержанием сероводорода (2 – 4 г/м³), поэтому требуется комплексная очистка коксового газа от сероводорода и цианистого водорода, после чего газ можно направлять в технологический блок по выделению водорода (см. рисунок).

Оптимальным вариантом технологии разделения газовых смесей является метод короткоциклового адсорбции под переменным давлением (КЦА-PSA), которая получила значительное распространение в мире. Предлагаемая технология с получением водорода высокой (95,0 – 99,9 %) концентрации основана на погло-

щении при высоком давлении твердым адсорбентом «примесей», содержащихся в исходном водородсодержащем газе, при прохождении через слой адсорбента с последующей десорбцией поглощенных примесей при сбросе давления и продувке противотоком чистым водородом [15, 16]. Что касается известной технологии использования полимерных мембран для разделения газовых смесей, то такие установки имеют ряд существенных недостатков по сравнению с короткоциклового адсорбцией. К ним можно отнести прежде всего высокую энергоемкость, недостаточную надежность и ограниченный (3 – 5 лет) срок службы. Поэтому технология КЦА-PSA в рассматриваемом случае является более предпочтительной.

Таким образом, предлагается технологическая схема получения синтез-газа с использованием охлажденного и очищенного конвертерного газа, который смешивают в определенном количестве с водородом, выделенным из обратного коксового газа, до необходимого объемного соотношения количества водорода и оксида углерода, и его последующая каталитическая переработка в жидкое топливо.

Внедрение на металлургическом предприятии технологии использования вторичных энергетических ресурсов для производства синтетического топлива позволяет снизить энергоемкость металлопродукции и экологическую нагрузку на атмосферу региона. При существующем, например, в ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК» объеме

производства кокса и стали может быть получено более 1,3 млрд. м³/год синтез-газа, что соответствует возможности и высокой рентабельности катализа высокооктанового синтетического жидкого топлива с объемом продаж до 2,6 млрд. руб./год.

Выводы. Рассмотрена технологическая схема получения синтез-газа для производства синтетического жидкого топлива с использованием вторичных энергетических ресурсов металлургического предприятия, в частности, конвертерного и коксового газов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Юрьев А.Б., Школлер М.Б., Протопопов Е.В., Ганзер Л.А. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 4. С. 37 – 40.
2. Ярошенко Ю.Г. // Металлургическая теплотехника. 2011. Вып. 3 (18). С. 164 – 176.
3. Лисин В.С. Стратегические ориентиры экономического развития черной металлургии в современных условиях. – М.: Экономика, 2005. – 404 с.
4. Лякишев Н.П., Николаев А.В. // Металлы. 2001. № 5. С. 8 – 18.
5. Шевелев Л.Н. Мировая черная металлургия 1950 – 2000 гг. – М.: Машиностроение, 1999. – 216 с.
6. Николаев А.В. // Сталь. 1993. № 11. С. 14 – 18.
7. Гнездилов Е.А., Жуков А.В., Яковлев А.Д. // Фундаментальные исследования. 2007. № 12. С. 342 – 344.
8. Ионе К.Г. Полифункциональный катализ на цеолитах. – Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1982. – 271 с.
9. Кудрин В.А. Теория и технология производства стали: учебник для вузов. – М.: Мир, 2003. – 528 с.
10. Использование конвертерного газа в качестве топлива. ЭСКО // Электронный журнал энергосервисной компании «Экологические системы». 2005. № 12. Режим доступа: <http://esco-ecosys.narod.ru/journal/journal48.htm>
11. Назаров В.Г. // Кокс и химия. 2011. № 3. С. 54 – 56.
12. Стефаненко В.Т. // Кокс и химия. 2011. № 3. С. 62 – 65.
13. Ахметов С.А., Ишмиряев М.Х., Кауфман А.А. Технология переработки нефти, газа и твердых горючих ископаемых. – С-Пб.: Недра, 2009. – 832 с.
14. Швидкий В.С., Ладыгичев М.С. Очистка газов. Справочник. – М.: Теплоэнергетик, 2002. – 450 с.
15. Хейфец Л.И., Зеленко В.П., Павлов Ю.В. Элементы теории процессов адсорбционного разделения газовых смесей. – М.: изд. МГУ им. Ломоносова, 2004. – 68 с.
16. Баранов Д.А., Кутепов А.М. Процессы и аппараты. – М.: Академа, 2004. – 304 с.

© 2012 г. А.Б. Юрьев, М.Б. Школлер,
Е.В. Протопопов, Л.А. Ганзер
Поступила 31 августа 2012 г.

УДК 621.331+621.771

**В.И. Мурко, А.А. Уманский, В.И. Карпенко, В.И. Федяев,
Н.А. Чернышева**

Сибирский государственный индустриальный университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ВОДОУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА В НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ И ТЕРМИЧЕСКИХ ПЕЧАХ*

В связи с имеющейся тенденцией к росту цен на традиционные энергоносители и в дальнейшем к их возрастающему дефициту в настоящее время все большую остроту приобретает проблема использования альтернативных источников получения энергии. Одним из перспективных направлений повышения энергоэффективности является применение новых видов топлива, в частности водоугольного топлива (ВУТ). Это представляет собой дисперсную систему, состоящую из тонкоизмельченного угля (59 – 70 %), воды (20 – 40 %) и реагента-пластификатора (1 %). В зависимости от марки исходного угля состав и теплофизические характеристики такого топлива могут различаться в довольно широких пределах. Теплофизические характеристики ВУТ следующие: температура воспламенения 450 – 650 °С;

температура горения 950 – 1050 °С; низшая теплота сгорания 3000 – 4800 ккал/кг.

В настоящее время в России существует положительный опыт перевода котельных агрегатов с традиционных видов топлив (угля, мазута, газообразного топлива) на водоугольное топлива [1 – 3]. Имеющиеся практические данные позволяют говорить о существенном улучшении технико-экономических и экологических показателей при таком переводе:

– стоимость 1 т условного топлива снижается в 1,5 – 5,0 раз;

– эксплуатационные затраты при хранении, транспортировке и сжигании уменьшаются на 20 – 30 %;

– себестоимость вырабатываемой тепловой энергии снижается в 1,3 – 5,0 раз;

– вредные (пыль, оксиды азота, диоксид серы) выбросы в атмосферу уменьшаются в 1,5 – 3,5 раза.

Несмотря на перечисленные очевидные преимущества ВУТ, область его применения в России на сегодняшний день ограничена только котельными установками. Между тем в странах азиатского региона (например, Ки-

* Материалы статьи подготовлены в процессе реализации проекта в рамках частно-государственного партнерства в сфере реализации комплексного проекта по созданию высокотехнологичного производства при финансовой поддержке правительства Российской Федерации «Разработка технологии и создание пилотного образца автоматизированного энергогенерирующего комплекса, работающего на отходах углеобогащения» (шифр 2010-218-02-174).

тая) водоугольные суспензии, в том числе ВУТ, широко используются в качестве топлива на нагревательных печах сталепрокатных и металлургических заводов [4]. Поэтому перевод нагревательных и термических печей отечественных металлургических и машиностроительных заводов на водоугольное топливо, безусловно, является перспективным направлением с точки зрения энергосбережения и уменьшения вредного воздействия на окружающую среду.

Исходя из опыта использования ВУТ в котельных агрегатах можно спрогнозировать, что использование такого топлива в нагревательных и термических печах будет иметь следующие негативные последствия:

- возникнет необходимость удаления из рабочего пространства печи значительного количества золы, образующейся при сгорании водоугольного топлива;

- за счет наличия на поверхности металла золы снизится скорость его нагрева, так как зола будет выступать в роли теплоизолятора;

- возможно плотное прилипание окалины к основному металлу за счет появления в ее составе легкоплавких соединений, источником которых является зола от сгорания ВУТ; при отсутствии устройств для механического сбива окалины или в случае их недостаточной мощности окалина будет закатываться в заготовку в процессе ее деформации в прокатных клетях, тем самым вызывая появление поверхностных дефектов (рябизны и др.);

- повышение содержания паров воды в печной атмосфере может привести к росту угара и обезуглероживания стали, снижению качества металла.

С целью исследования состава и свойств окалины при использовании для нагрева и термической обработки стали ВУТ проведена серия экспериментов на стендовой установке (рис. 1), предназначенной для изучения процессов приготовления, транспортировки, хранения и сжигания водоугольного топлива, полученного из различных видов исходного сырья: угля, угольных шламов различных марок и зольности.

В ходе проведения экспериментов в холодную топку установки помещали стальные образцы, которые подвергали нагреву. В качестве топлива для нагрева использовали ВУТ, приготовленный из угля марки ССш шахты «Тырганская». Элементный состав рассматриваемого топлива следующий: 86,3 % С; 5,0 % Н₂; 2,2 % N₂; 6,2 % O₂. Характеристики сырья для приготовления ВУТ следующие: влажность 18,0 %; зольность 22,0 %; выход летучих соединений 16,2 %; содержание серы 0,4 %; теплота сгорания 5030 ккал/кг.

Для проведения исследований использовали образцы из стали марки Ст45 шестигранного сечения с размерами сторон 42 мм, длиной 395 мм. Определение температуры металла по ходу нагрева производили с помощью хромель-алюмелевых термопар, которые помещали в предварительно подготовленные отверстия в образцах. С целью уменьшения погрешности исследу-



Рис. 1. Общий вид стендовой установки для сжигания ВУТ

ований температуру каждого образца фиксировали одновременно тремя термопарами, показания которых при обработке результатов усредняли. Следует отметить, что расхождение показаний термопар не превышало 20 °С.

Нагрев стальных образцов производили по двум режимам, отличающихся температурой T нагрева и продолжительностью τ выдержки образцов при высокой температуре (рис. 2). Температурно-временные характеристики первого режима соответствовали условиям нагрева стали в печах для термообработки. Максимальная температура образца при использовании рассматриваемого режима нагрева составила 838 °С, об-

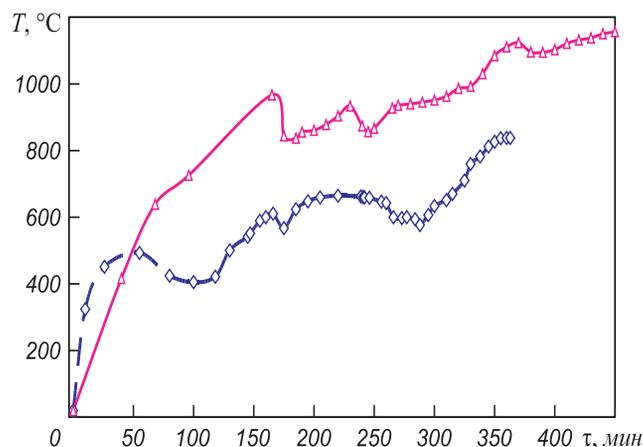


Рис. 2. Режимы нагрева стальных образцов: \diamond – первый режим нагрева; \triangle – второй режим нагрева

щая продолжительность нагрева – 6 ч. Второй режим (максимальная температура образца составила 1172 °С, продолжительность нагрева – 7 ч 40 мин) моделировал температурные условия при нагреве заготовок под прокатку.

Визуальный осмотр образцов, подвергнутых нагреву по вышеприведенным режимам, позволил выявить следующие отличия. На поверхности образца, нагретого по первому режиму, поверхность слоя образовавшейся окалины имелся слой золы неравномерной толщины (рис. 3). При этом зола легко удалялась с поверхности окалины, а окалина легко отделялась от поверхности основного металла.

На образце, нагретом по второму режиму, окалина имела более плотную структуру и отделялась от металла крупными кусками. При этом зола оказывалась достаточно плотно приваренной к окалине (рис. 4, а).

Причиной приваривания золы от сгорания ВУТ к окалине, очевидно, явились содержащиеся в золе в достаточно больших количествах легкоплавкие оксиды калия и натрия, температура плавления которых составляет 740 и 1132 °С соответственно. Химический состав золы от сгорания ВУТ следующий: 65,5 % SiO_2 ; 19,60 % Al_2O_3 ; 2,30 % Fe_2O_3 ; 8,30 % CaO ; 2,80 % K_2O ; 2,50 % MgO ; 0,50 % Na_2O ; 0,60 % TiO_2 ; 1,40 % P_2O_5 ; 0,01 % MnO .

Проведенный рентгеноспектральный анализ, представленный ниже, химического состава окалины также показал наличие в ее составе оксидов натрия и калия, хотя и меньшей концентрации, чем в золе от сгорания ВУТ. Тот факт, что окалина легко отделялась от основ-

ного металла, свидетельствует о концентрации легкоплавких оксидов только в приповерхностном ее слое. Химический состав окалины следующий: 91,50 % оксиды железа; 0,637 % MnO ; 0,342 % CaO ; 5,040 % SiO_2 ; 1,380 Al_2O_3 ; 0,192 % MgO ; 0,268 % Na_2O ; 0,117 % K_2O ; 0,033 % TiO_2 ; 0,040 % C ; 0,072 % S ; 0,049 % P_2O_5 ; 0,330 % прочие.

Таким образом, видно, что способность золы отделяться от окалины зависит от температурно-временных параметров нагрева: при температуре (до 840 °С) нагрева, соответствующей режимам термообработки стали, зола легко отделяется от окалины, а при повышенных температурах, соответствующих температурам нагрева стальных заготовок под прокатку (до 1170 °С), зола плотно спекается с окалиной.

Как было отмечено выше, в процессе нагрева в печах с использованием ВУТ возможен непосредственный контакт золы с металлом. Для моделирования указанной ситуации проведена серия экспериментов по нагреву образцов высокоуглеродистой стали (содержание углерода составляет 0,8 %) с предварительно нанесенной на их поверхность золой (использовали золу, полученную при проведении вышеописанных экспериментов состава согласно вышепредставленным данным). Образцы нагревали по трем режимам: до температур 1200, 1250 и 1300 °С соответственно и выдержкой при указанных температурах в течение 1 ч. При нагреве до температуры 1200 °С приваривания золы к металлу не зафиксировано (рис. 5, а). Повышение температуры нагрева до 1250 °С привело к оплавлению золы, следствием чего явилось прилипа-



Рис. 3. Образец после нагрева по первому режиму



Рис. 4. Окалина после нагрева по второму режиму: а и б – вид образца снаружи и внутри соответственно

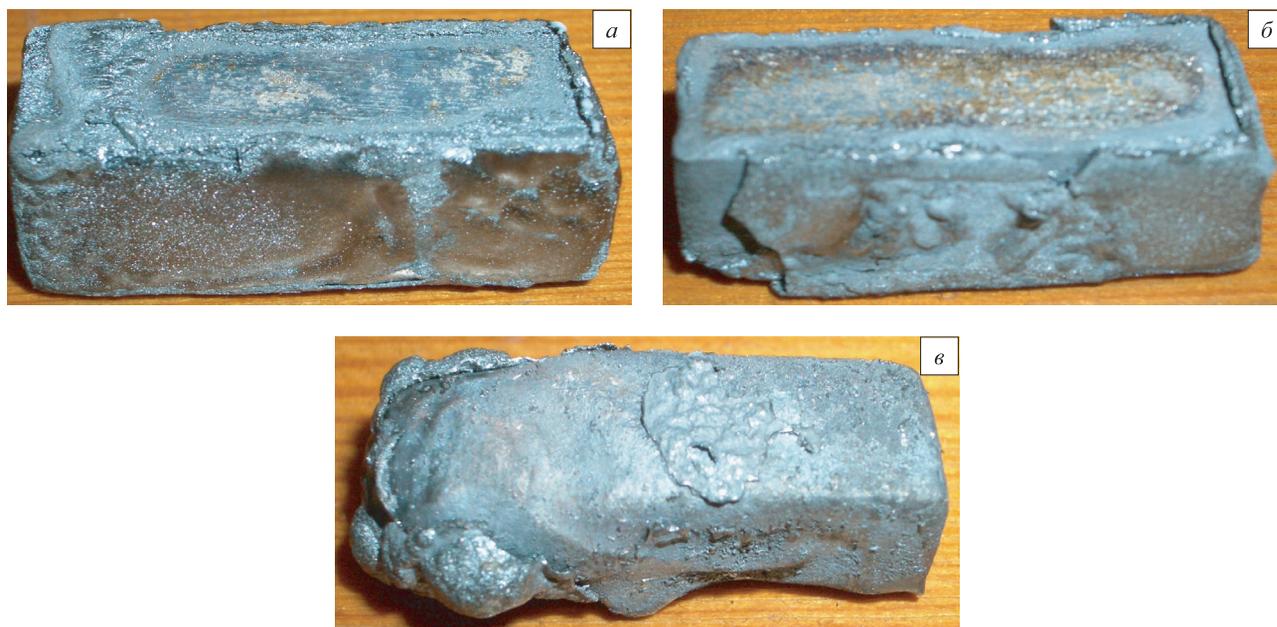


Рис. 5. Вид образцов с предварительно нанесенной на поверхность золой после нагрева до температуры 1200 °С (а), 1250 °С (б) и 1300 °С (в)

ние золы к поверхности стального образца (рис. 5, б). Нагрев стального образца до 1300 °С привел к практически полному переходу золы в жидкую фазу и нарушению защитных свойств окалины. Оплавление продуктов взаимодействия окалины и золы привело к значительному росту угара стали, возникновению явления «катастрофического» окисления [5]. Общий вид образца, нагретого до температуры 1300 °С (рис. 5, в) свидетельствует, что после нагрева произошло значительное уменьшение размеров образца, а также значительное снижение качества его поверхности.

Таким образом, можно констатировать, что в случае контакта золы от сгорания ВУТ с поверхностью заготовок ухудшение качества их поверхности происходит при достижении температур нагрева свыше 1250 °С, а при температуре нагрева свыше 1300 °С возможно оплавление продуктов взаимодействия золы и окалины.

Выводы. При нагреве стальных образцов с использованием в качестве топлива ВУТ установлено, что несмотря на наличие в образовавшейся окалине легкоплавких оксидов нагрев до температуры 1170 °С не ухудшает отделение окалины от поверхности металла и не сказывается на качестве поверхности металла. В ходе экспериментов, моделирующих ситуацию не-

посредственного контакта золы от сгорания ВУТ с поверхностью металла, установлено, что при достижении температур нагрева свыше 1250 °С происходит ухудшение качества поверхности металла, а при температуре нагрева свыше 1300 °С возможно оплавление продуктов взаимодействия золы и окалины.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Мурко В.И., Федяев В.И., Карпенко В.И. и др. // Уголь Кузбасса. 2010. № 4. С. 102 – 103.
2. Мурко В.И., Федяев В.И., Бровченко С.А. и др. – В кн.: Энергетическая безопасность России. Новые подходы к развитию угольной промышленности. Сборник трудов международной научно-практической конференции. – Кемерово, 2003. С. 13 – 17.
3. Мурко В.И., Ивушкин А.А., Венгер К.Г. и др. // Уголь. 2010. № 12. С. 67 – 68.
4. Long G., Zhuong V., Shang L. // «Proceeding of Second International Symposium on Coal Technology» – Beijing P.R., China. 1999. P. 458 – 464.
5. Темлянцев М.В., Михайленко Ю.Е. Окисление и обезуглероживание стали в процессах нагрева под обработку давлением. – М.: Теплотехник, 2006. – 200 с.

© 2012 г. В.И. Мурко, А.А. Уманский, В.И. Карпенко, В.И. Федяев, Н.А. Чернышева
Поступила 4 мая 2012 г.

И.Ф. Селянин, С.Н. Старовацкая, А.А. Куценко, А.И. Куценко

Сибирский государственный индустриальный университет

ВОЗДЕЙСТВИЕ ПОСТОЯННОГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА НА ФОРМИРОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ОТЛИВКИ*

К поверхностям изделий современного машиностроения предъявляются требования повышенной твердости, устойчивости против коррозии, износостойкости, жаропрочности. На практике для обеспечения названных свойств широко используются известные методы химико-термической обработки поверхности изделия, нанесения электролитических покрытий, электро-взрывного легирования поверхности и др. В поисках более экономичного способа получения литых изделий с повышенными эксплуатационными свойствами рабочей поверхности в технологии литейного производства предлагалось совместить процесс легирования или модифицирования поверхностного слоя с процессом получения самой отливки в литейной форме. Однако всеми этими методами не удается получить поверхностный слой с необходимыми свойствами толщиной более чем 0,1 – 0,5 мм, что явно недостаточно для большинства машиностроительных изделий. Зачастую технологическими и конструкторскими требованиями к поверхностному слою изделия с повышенными свойствами предусматривается, чтобы его толщина была не менее 2 – 3 мм, а в ряде случаев – 10 мм и более.

В последние годы в области литейного производства активно ведутся исследования по разработке таких физических методов, которые позволяют оказывать воздействие на металл в момент формирования структуры, дают возможность управлять процессом кристаллизации металлов и сплавов, получать отливки с новым набором служебных свойств. Одним из таких способов воздействия на кристаллизующийся расплав является метод токового воздействия. Наиболее обстоятельные исследования в этом направлении проведены П.П. Бергом, П.А. Ребиндером, У. Харрисоном, В.А. Ефимовым, Г.Н. Миненко, М.А. Михайловым, И.Ф. Селяниным и др. Полученные теоретические и практические результаты авторов свидетельствуют о том, что при воздействии на расплав постоянного электрического тока существует возможность перемещения легирующих элементов из тела отливки к ее поверхности. Однако общепризнанной теории токового воздействия на расплав до сих пор не существует. К настоящему времени практически неизученными остаются вопросы о токовом влиянии на механизмы фазообразования в жидко-твердых сплавах

с различным типом проводимости твердых включений. Особенно много противоречий высказывается в отношении механизма массопереноса элементов во внутренних слоях отливки под действием постоянного тока.

Согласно существующим гипотезам, постоянный электрический ток вызывает измельчение структуры отливок благодаря взаимодействию его с токами термоЭДС в двухфазной зоне. Так, при пропускании тока с оптимальной плотностью $(0,8 \div 1,0) \cdot 10^4$ А/м² предел прочности $\sigma_{\text{в}}$ серого чугуна увеличивается на 20 – 40 %, измельчается и изменяется форма графита [1].

Исследованиями [2] установлено, что у модифицированных, обработанных током чугунов увеличение прочности $\Delta\sigma_{\text{в}}$ зависит от величины плотности тока j и описывается эмпирическим уравнением

$$\Delta\sigma_{\text{в}} = 39[1 - \exp(-0,82j)].$$

Авторы работы [3] исследовали влияние постоянного электрического тока на эффект модифицирования и свойства сплава АЛ2. Из условий длительного сохранения эффекта модифицирования за оптимальную была принята сила тока 0,5 А. При наложении тока эффект модифицирования сохраняется более длительное время (до 90 мин, без тока 20 – 40 мин). Отмечается также, что под воздействием электрического поля усиливается направленная диффузия модификатора, существенно замедляются его потери и в результате стабилизируется эффект модифицирования.

Обработка жидкого алюминиевого расплава электрическим током создает направленную кристаллизацию от анода к катоду, что позволяет управлять процессом кристаллизации кокильных отливок. При воздействии постоянного тока на жидкий металл между жидкой и твердой фазами возникает эффект Пельте, используемый при зонном плавлении. Этот эффект был применен при управлении кристаллизацией [4].

Доказано [5], что при пропускании через образец, находящийся в жидком и твердо-жидком состояниях, тока плотностью $j = (10^6 - 10^7)$ А/м растворимость кремния в алюминии возрастает примерно на 20 – 25 %. Размеры эвтектических кристаллических образований кремния уменьшаются, их распределение становится более равномерным – твердость материала повышается на 15 – 20 %. Предел прочности образцов, полученных под действием тока, повышается в среднем на 10 %.

* Работа выполняется в соответствии с реализацией Минобрнаукой РФ федеральной целевой программы «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России». Соглашение № 14.132.21.1661.

По данным работы [6] воздействие электрического тока положительно влияет на процесс модифицирования расплава Ак9ч. Под воздействием тока растворяются стреловидные включения кремния, что значительно повышает качество сплава.

Воздействие тока плотностью $10^4 < j \leq 10^8$ А/м² на отливку, находящуюся в твердом состоянии, по завершении процесса кристаллизации и охлаждения ее до 0,2 – 0,5 температуры плавления приводит к дополнительному снижению механических напряжений, что равноценно операции отжига [7].

На основе экспериментальных данных [8] установлено, что при пропускании через жидко-твердый сплав постоянного тока процессы растворения и перемещения твердых частиц значительно ускоряются. При продолжительном по времени токовом воздействии в сплаве практически полностью исчезают отдельные твердые частицы; по сути происходит электрофоретическая «очистка» сплава от твердофазных включений.

В работе [9] представлены результаты исследования влияния температуры и постоянного электрического тока на фазовое состояние сплава Вi + 69 % (атомн.) In, находящегося в жидко-твердом состоянии. Показано, что электрический ток в зависимости от его направления по-разному влияет на структурное состояние расплава вблизи линии ликвидуса: форму, размеры и ориентацию твердых включений, что сказывается на микротвердости закристаллизованных сплавов. Под действием электрического тока существенно увеличивается микротвердость областей, прилегающих к отрицательному электроду, что связано с их обогащением интерметаллидом In₂Bi.

Исследовательские работы по данной тематике выполнялись и выполняются в настоящее время в Германии, Англии, США, Франции, Польше и других странах. Так, в работе [10] приведены результаты исследования интерфейсной морфологии во время кристаллизации сплава под действием электрического тока. При изучении свойств отливок из сплава Al – Si электрический ток пропускали через форму непрерывно во время заливки и кристаллизации металла. Отмечено, что с увеличением (от 0,25 до 5 А) силы тока, пропускаемого через литейную форму, предел прочности на разрыв возрастает и при токе 5 А увеличение этого параметра достигает 25 %.

Исследования на смеси Li₃PO₄ и Li₄GeO₄ [11] показали, что приложение к системе знакопеременного «пилообразного» электрического тока не приводит к изменению химического состава кристаллизующихся фаз и образованию новых фаз. При напряжении до 0,8 В на отрицательно заряженном Pt-стержне кристаллизовалась друза, состоящая из прозрачных пластинчатых кристаллов Li₂TiGeO₅ размером до 20 мм и толщиной порядка 1 мм. При смене полярности Pt-стержня на нем кристаллизовались кристаллы Li₂TiGeO₅ размером до 4 см и толщиной порядка 2 мм. На основе данных, полученных в этой серии опытов, сделан вывод о том, что приложение

электрического поля коренным образом влияет на область зарождения и последующий рост кристаллов.

Накопленные экспериментальные и теоретические данные позволяют предположить, что за счет воздействия электрического тока на металлический расплав в литейной форме можно получить литые изделия с повышенным содержанием легирующих элементов в поверхностном слое.

С помощью приложения токового воздействия на кристаллизующийся металлический расплав можно решить и обратную задачу – снизить количество нежелательных химических элементов и соединений в рабочих слоях изделия и их перемещение в «нерабочие» зоны.

Целью настоящего исследования являлась отработка технологии энергетического воздействия на кристаллизующийся расплав в литейной форме для получения оптимального распределения хрома в отливке типа «колосник», т.е. получение более высокой концентрации этого элемента в рабочей части колосника и меньшей концентрации в его внутреннем объеме.

Литье производили в сухую песчано-глинистую форму. Дополнительно в литейной форме располагали электроды, обеспечивая их контакт с расплавом в рабочей (плюсовой электрод) и затылочной (минусовой электрод) частях колосника. Одновременно в процессе эксперимента заливалась контрольная литейная форма, в которой получали отливку колосника без токового воздействия на расплав.

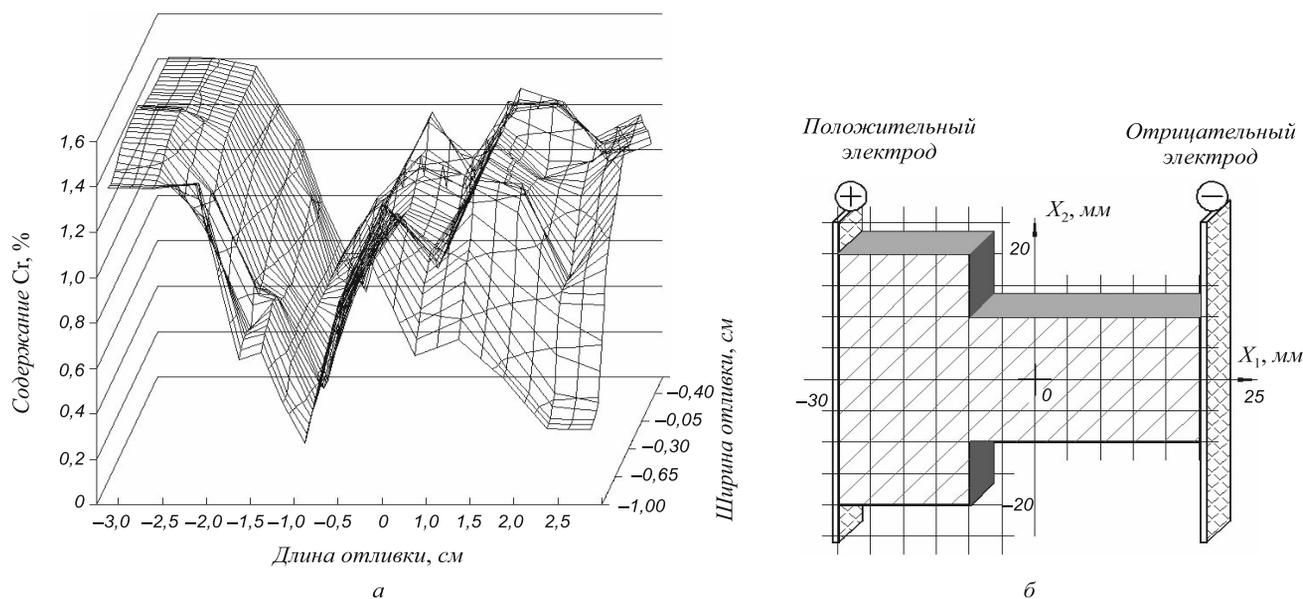
Плавку чугуна осуществляли в печи ППИ-0,06. Температура заливки расплава в форму превышала температуру ликвидуса на 100 °С. В период заливки, кристаллизации и охлаждения по отливкам пропускали постоянный ток плотностью $(1,8 \div 3,8) \cdot 10^4$ А/м².

С целью установления факта изменения концентрации хрома по сечению отливки за счет электропереноса, который фактически проявляется только в движении примесей (если концентрация их невелика), и с целью исключения влияния неравномерного легирования расплава хромом (при высоком его содержании в расплаве) за счет разных скоростей охлаждения различных объемов отливки, содержание хрома в исходном расплаве поддерживали на уровне 1,5 %.

На основании выполненных экспериментов и металлографических исследований установлено, что объемная доля карбидов хрома изменяется в зависимости от плотности токового воздействия на расплав. Причем следует заметить, что при плотности тока в отливке более $2,8 \cdot 10^4$ А/м² увеличивается объемная доля карбидов хрома и уменьшаются их средние размеры в рабочей части колосника. При меньшей плотности тока существенных изменений в размерах и доле карбидов по сечению колосника не наблюдается.

В отливках без специальной токовой обработки размер карбидов составлял 2 – 3 мкм, токовая обработка привела к большему их измельчению – до 0,5 – 1,0 мкм.

На поверхности шлифов хорошо заметны участки разной травимости в виде чередующихся полос, что является следствием возникшей при кристаллизации



Распределение хрома по сечению отливки (а) и ее вид с нанесенной координатной сеткой (б)

химической неоднородности отливки. Твердость контрольной отливки без токовой обработки по сечению не меняется и составляет 42 – 43 HRC. Твердость отливки с токовой обработкой на участках нормальной травимости составляет 41 – 43 HRC, на слаботравящихся участках достигает 46 – 47 HRC.

Данные по микротвердости металлической основы чугуна также значительно различаются. Микротвердость мартенсита составляет в среднем 760 HV, что соответствует нормальной твердости нелегированного мартенсита; микротвердость светлых участков значительно выше – 1260 HV, что также позволяет сделать вывод о том, что твердый раствор на отдельных участках обогащен хромом.

Для подтверждения гипотезы о неоднородном распределении легирующих элементов по сечению отливки было проведено исследование элементного состава металла отливки методом пошагового картирования на рентгенофлуоресцентном волнодисперсионном спектрометре последовательного действия XRF-1800 (Shimadzu, Япония). Графическая зависимость распределения хрома в отливке представлена на рисунке.

Результаты пошагового картирования показывают, что за счет токового воздействия на кристаллизующийся расплав в литейной форме удалось обеспечить содержание хрома в рабочей части колосника около 1,6 %, что несколько выше его содержания в исходном жидком металле. Максимальный приток хрома в рабочую часть колосника обеспечили слои, находящиеся на удалении 5 – 10 мм от центра картирования, где концентрация хрома в металле снизилась до 0,4 – 0,6 %. Затылочная часть колосника в меньшей степени обеднена хромом, что связано с особенностью затвердевания отливки в литейной форме, а именно, с высокой скоростью затвердевания тонкой затылочной части. Место сопряжения тонкой затылочной и более толстой рабочей части колосника образует термический

узел, в котором максимально долго находится расплав в жидком состоянии и из которого под действием электрического тока хром перемещается в сторону положительного электрода – рабочей части колосника.

Таким образом, методами металлографического и элементного анализов установлено, что содержание хрома в разных частях отливки различается более чем в два раза.

Выводы. Экспериментально доказано, что воздействие электрического постоянного тока плотностью $(3,0 - 3,5) \cdot 10^4 \text{ A/m}^2$ на затвердевающий в литейной форме расплав позволяет изменить распределение карбидообразующего элемента (хрома) по сечению отливки, тем самым обеспечить более высокие эксплуатационные свойства литых изделий.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Специальные способы литья: Справочник. / В.А. Ефимов, Г.А. Анисович, В.Н. Бабич и др. – М.: Машиностроение, 1991. – 436 с.
2. Миненко Г.Н. // Литейное производство. 2001. № 2. С. 11.
3. Крушенко Г.Г., Гуляев Б.Б., Дутов В.М., Непомнящих В.Н. // Литейное производство. 1974. № 12. С. 17, 18.
4. Якимов В.И., Марьин Б.Н., Зелинский В.В. и др. // Металлургия машиностроения. 2003. № 3. С. 36 – 39.
5. Рыбкин В.А., Тимченко С.Л. // Литейное производство. 2003. № 10. С. 17 – 19.
6. Килин А.Б. // Литейное производство. 2002. № 8. С. 21, 22.
7. Тимченко С.Л., Задорожный Н.А. // Литейное производство. 2005. № 9. С. 12, 13.
8. Лифшиц И.М., Слезов В.В. // Журнал экспериментальной и теоретической физики. 1958. Т. 35. Вып. 2 (8). С. 479 – 492.
9. Афашоков В.З., Ахкубеков А.А., Ахкубекова С.Н., Байсултанов М.М. // Известия РАН. Серия физическая. 2008. Т. 72. № 10. С. 1436 – 1438.
10. Trivedi R., Tiller W.A. // Unconstrained Growth from a Pure Melt. - Acta Met. 1978 V. 26. № 5. P. 671 – 678.
11. Руйре J.C.I., Ibl N. // Oberfläche – Surface. 1977. Bd. 18. № .8. S. 205 – 207.

© 2012 г. И.Ф. Селянин, С.Н. Старовацкая, А.А. Куценко, А.И. Куценко
Поступила 4 октября 2012 г.

А.Н. Савельев¹, М.В. Кипервассер¹, Д.С. Аниканов²

¹ Сибирский государственный индустриальный университет

² ООО «ПНУ» ОК «Сибшахтострой»

К ОБОСНОВАНИЮ КОМПЛЕКСНОГО МЕТОДА ОЦЕНКИ СТЕПЕНИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ СОВРЕМЕННЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ

Большая часть современных технологических машин является сложными техническими системами со значительными энергосиловыми показателями. При передаче энергии от электродвигателя к исполнительному органу машины узлы и детали последней испытывают различные виды интенсивного силового воздействия. В большинстве случаев эти нагрузки не превышают расчетных значений, но даже в этом случае постоянное воздействие на элементы машины приводит к постепенному их износу и в конечном итоге выходу из строя. Сами эти причины индивидуальны для каждого типа машин, а их спектр весьма разнообразен. В силу этого момент выхода элементов машины из строя слабо поддается прогнозированию. С другой стороны, сложность и тяжесть повреждения определяют внеплановую продолжительность простоя оборудования, затраты на ремонт и, в итоге, сумму общего ущерба [1], которая в тяжелой промышленности составляет значительную величину. В этой связи своевременное и точное определение места и характера повреждения технологического оборудования методами диагностики является крайне актуальной задачей.

При ранее действующей в тяжелой промышленности системе планово-предупредительных ремонтов существовал дежурный персонал, который, используя органолептические методы, оценивал состояние технологических агрегатов, что позволяло избегать основной части крупных аварий. В настоящее время все чаще действуют имеющиеся возможности технической диагностики и, прежде всего, активно используют стационарные методы оценки состояния работоспособности технологического оборудования.

С точки зрения надежности работающей машины важно диагностирование состояния каждого ее элемента. В идеале существующие методики контроля должны были бы охватить все виды возможных неисправностей каждой детали, узла, агрегата и машины в целом. Однако такой подход в своей реализации весьма дорог и требует наличия значительного по составу штата сотрудников. С этих позиций система диагностики должна быть организована из расчета минимально-необходимого количества в ее составе элементов. Рассмотрим,

какими возможностями может располагать диагностическая система работающего в непрерывном режиме технологического агрегата. Для этого выполним декомпозицию механической части агрегата и оценим средства диагностики, которые могут быть использованы для элементов каждого уровня его сложности.

Декомпозиция технологического агрегата как сложной технической системы основывается на принципах декомпозиции, разработанных в теории формирования сложных технических систем [2], что позволяет последнюю представить как систему, состоящую из трех групп элементов (рис. 1): группу элементов $\{a_i\}$, обладающих качеством A ; группу элементов $\{\bar{a}_i\}$, имеющих противоположное качество \bar{A} , и группу элементов $\{a\bar{a}_i\}$ с качеством $A\bar{A}$, исключая анигиляцию элементов первых двух групп, т.е. обладающих качеством, индифферентным к качеству элементов первых двух групп. Такая модель сложной системы дает возможность разделить ее на три подсистемы элементов с качествами $(A, \bar{A}, A\bar{A})$ более низкого по сложности уровня. Если при делении получаются тоже сложные системы, их снова можно разделить на три составляющие, следующего более низкого по сложности уровня и т.д. Таким образом, может быть реализована декомпозиция любой сложной системы [2].

Декомпозируем технологический агрегат по уровням сложности на его составляющие (рис. 2) и оценим, какие из существующих диагностических методов при-

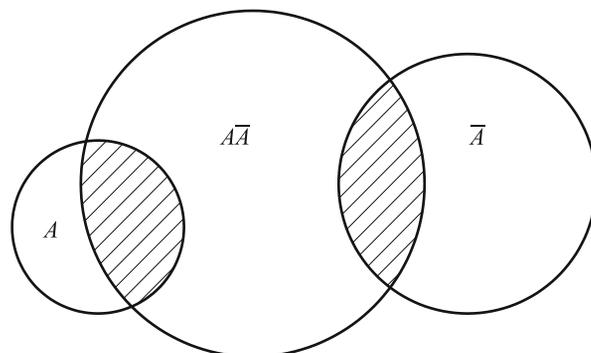


Рис. 1. Модель группирования элементов сложной технической системы по их качеству

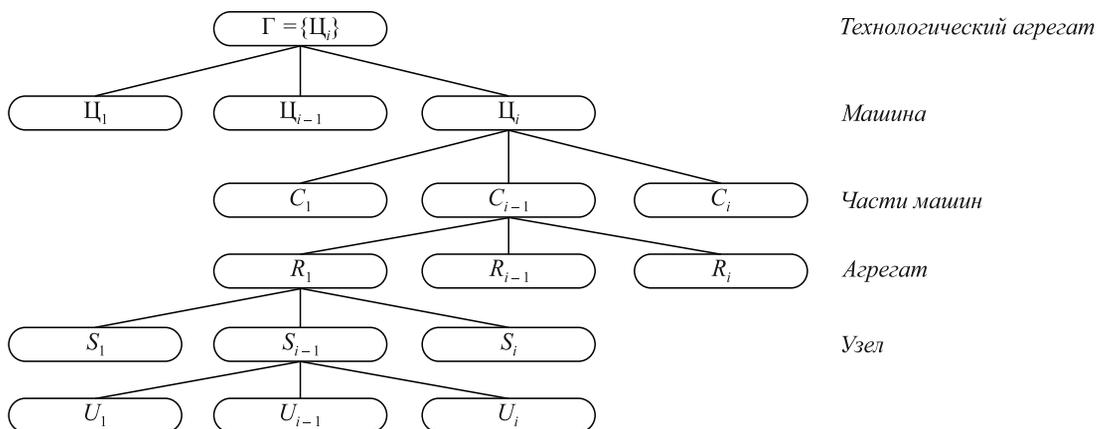


Рис. 2. Декомпозиция технологического объекта:

Г – технологический агрегат в целом (ценоз), состоит из групп машин (конкретных ценозов) $\Pi_i = \{C_i\}$, C_i – семейство ценоза в виде частей машины технологического агрегата, $C_i = \{R_i\}$; R_i – род ценоза в виде агрегата машины, $R_i = \{S_i\}$; S_i – вид ценоза или узел машины, $S_i = \{U_i\}$; U_i – элемент узла машины

менимы к тому или иному уровню сложности технологического агрегата. Существующее на сегодняшний день количество методов технической диагностики не только значительно по своему числу, но и крайне разнообразно по своему применению. Выделим по условиям их применения три группы методов: 1 – методы, применяемые при изготовлении технологических агрегатов; 2 – используемые при диагностике неработающего технологического агрегата; 3 – для диагностики в процессе работы технологического агрегата, его машин, узлов и т.д. Все виды диагностики работающего агрегата основаны на том, что часть энергии, передаваемой от электродвигателя к инструменту агрегата, расходуется на различные виды потерь: трения, излучения в виде вибрации, тепла, звукового и других видов излучения. Все виды локальной диагностики построены на том, что фиксируют и оценивают размеры и характер энергетических потерь агрегата машины, узла агрегата и т.д. Характер распределения энергопотока в приводе машины показан на рис. 3, где приведены два варианта распределения энергии в машине – когда она исправна (сплошной фон) и когда она не исправна (затемненная часть рисунка). В первом случае потери мощности E_f , E_p в механической части привода не превышают допустимые значения. Соответственно диагностирующие

состояние машины приборы, регистрирующие ту или иную составляющую этих потерь, фиксируют нормальный режим ее работы. Затемненная часть рис. 3 показывает увеличение энергетических потерь, возникающих при износе оборудования в результате снижения работоспособности тех или иных элементов машины. Видно, что при износе оборудования значения E_f , E_p , символизирующие различного рода потери на трение, вибрацию, шумы, начинают расти.

Для осуществления комплексного диагностирования механизма существующими на сегодняшний день методами необходимо обеспечить контроль всех или большинства составных частей системы (узлов, агрегатов, деталей и т.д.). Одним из таких локальных методов, позволяющих диагностировать работу, прежде всего узлов машины технологического агрегата, является вибрационный анализ [3]. Этот метод решает задачи выявления момента появления неисправностей и оценки технического состояния, прежде всего, узлов машин. Для этого обрабатывается временной сигнал вибрации того или иного оборудования и по его параметрам делается оценка состояния элементов узла.

В тех случаях, когда узел машины или агрегата машины имеет систему проточной жидкой смазки, может быть использован метод химического анализа состава

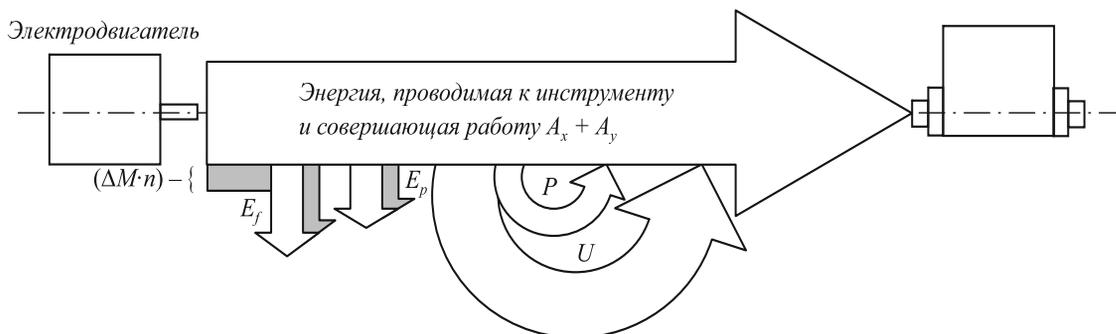


Рис. 3. Электромеханический привод машины (затемненная область соответствует повышенному объему потерь энергии)

ва смазки [4]. Применение анализа состояния смазки позволяет охватить диагностированием уже не только узел, но и агрегат машины, такой как редуктор, шестеренная клеть прокатных станков и т.д.

При диагностике неподвижных элементов машины используются закрепляемые на данном элементе тензодатчики. Они позволяют фиксировать деформационные процессы в конструкциях и судить тем самым о степени их работоспособности [5].

Еще одним методом диагностики неподвижных элементов работающей машины является диагностика с помощью фиксации акустических сигналов деформируемого элемента [6].

К методам, позволяющим оценивать работоспособное состояние подвижных узлов машины, относится электрорезистивный контроль [7]. Этот метод обеспечивает комплексную оценку состояния объекта, контроля макрогеометрии и появление дефектов его рабочих поверхностей, оценку толщины и фактического состояния разделяющей поверхности смазочной пленки и количественную оценку режима смазки в зоне трения. Перечень методов диагностирования элементов машины на этом не заканчивается. Распределим вышеотмеченные и ряд других методов диагностики по их возможности диагностировать состояние элементов машины, расположенных на том или ином уровне ее сложности (см. таблицу). Таблице соответствует диаграмма (рис. 4), где показана зависимость количества методов диагностики, которые можно применить для оценки работоспособности того или иного уровня сложности машины.

Как видно из таблицы и диаграммы, все широко известные методы контроля состояния элементов машин

Области применения известных методов диагностики машин и их компоненты

Методы диагностики	Область применения на уровне				
	элементов машины	узлов машины	агрегатов машины	частей машины	машины
Ультразвуковая дефектоскопия	+				
Вибрационная диагностика [3]		+	+		
Анализ химического состава технических жидкостей [4]		+	+		
Анализ температуры [4]		+	+		
Тензометрирование [5]	+				
Контроль положения механизма в пространстве			+	+	
Акустическая эмиссия [6]	+				
Электрорезистивный контроль [7]		+			

могут быть использованы только для локальной оценки работоспособности машины технологического агрегата. Метода, который позволял бы постоянно оценивать степень работоспособности всей машины в целом, в настоящий момент нет.

Известно, что все диагностические сигналы применяемых в оценке состояния работающей машины методов, являются результатом рассеивания энергии, подводимой к машине от электродвигателя. Если объем рассеивания энергии в силу постепенного выхода какого-либо из элементов машины увеличивается, это требует и увеличения потока энергии от электродвигателя. Этот факт может быть использован для полной оперативной оценки работоспособного состояния элементов машины. С энергетической точки зрения процесс выглядит следующим образом. Работа электродвигателя сопровождается непрерывным процессом преобразования электрической энергии в механическую, которая идет на совершение полезной работы (получение продукции) и энергетические потери в трансмиссии [1]. При этом механическую мощность, преобразованную машиной из электрической, можно выразить через параметры ее электрических цепей исходя из закона сохранения энергии. Начнем с определения мгновенной электрической мощности p_k , поступающей в контур k электродвигателя из сети, которая к нему присоединена [8]:

$$p_k = u_k i_k = R_k i_k^2 + i_k \sum_{n=1}^s L_{kn} \frac{di_n}{dt} + i_k \Omega \sum_{n=1}^s i_n \frac{dL_{kn}}{d\gamma}, \quad (1)$$

где u_k – напряжение k -го контура; i_k и i_n – токи k -го и n -го контуров; L_{kn} – взаимная индуктивность k -ой обмотки (n принимает любые значения от $n = 1$ до $n = s$, кроме $n = k$); $L_{kn} \frac{di_n}{dt}$ – трансформаторная ЭДС, связанная с изменением тока в n -ом контуре; $i_n \frac{dL_{kn}}{d\gamma}$ – ЭДС вращения,

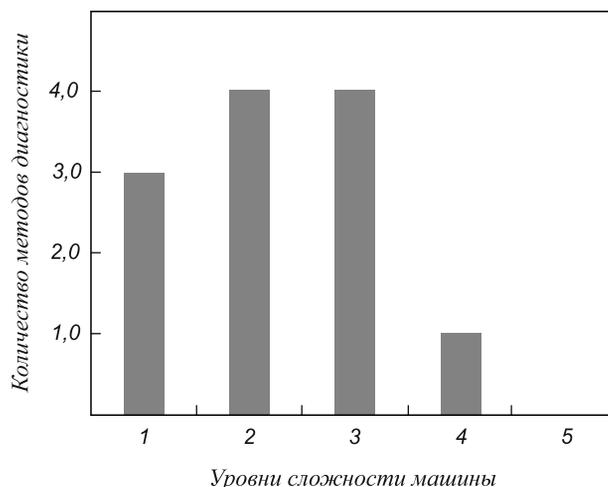


Рис. 4. Диаграмма количества методов диагностики, применяемых к определенным уровням сложности машины

связанная с изменением взаимной индуктивности в n -ом контуре (при $n \neq k$) или с изменением индуктивности k -го контура (при $n = k$); Ω – угловая скорость; R_k – сопротивление k -го контура; $R_k i_k^2$ – выделяемые в виде тепла потери мощности при преобразовании.

Суммируя мощности всех контуров, находим поступающую в контуры машины полную мгновенную электрическую мощность

$$\sum_{n=1}^s p_k = \sum_{n=1}^s R_k i_k^2 + \sum_{n=1}^s i_k \sum_{n=1}^s L_{kn} \frac{di_n}{dt} + \Omega \sum_{n=1}^s i_k \sum_{n=1}^s i_n \frac{dL_{kn}}{d\gamma}. \quad (2)$$

Известная часть мощности $\sum_{n=1}^s p_k$, поступающей в контуры, а именно $\sum_{n=1}^s R_k i_k^2$, выделяется в виде тепла в активных сопротивлениях R_k контуров и представляет собой потери мощности при преобразовании. Другая часть мощности идет на изменение энергии магнитного поля в машине вследствие изменения токов в контурах и индуктивностей. Так как энергия магнитного поля вычисляется по формуле

$$W = \frac{1}{2} \sum_{n=1}^s i_k \sum_{n=1}^s i_n L_{kn}, \quad (3)$$

то ее полное приращение за время dt , в течение которого параметры i_k , i_n и L_{kn} имеют приращения di_k , di_n , dL_{kn} , равно

$$\begin{aligned} dW &= \frac{dW}{di_k} di_k + \frac{dW}{di_n} di_n + \frac{dW}{dL_{nk}} dL_{nk} = \\ &= \sum_{n=1}^s i_k \sum_{n=1}^s L_{kn} di_n + \frac{1}{2} \sum_{n=1}^s i_k \sum_{n=1}^s i_n dL_{kn}. \end{aligned} \quad (4)$$

Поэтому на изменение энергии магнитного поля расходуется мощность

$$p_W = \frac{dW}{dt} = \sum_{n=1}^s i_k \sum_{n=1}^s L_{kn} \frac{di_n}{dt} + \frac{\Omega}{2} \sum_{k=1}^s i_k \sum_{n=1}^s i_n \frac{dL_{kn}}{d\gamma}, \quad (5)$$

величина которой соответствует второму члену и половине третьего члена в выражении (1).

Остальная мощность преобразуется в механическую, передаваемую через вал к сопряженной машине:

$$p_{\text{мех}} = \sum_{k=1}^s p_k - p_\gamma - p_W = \frac{\Omega}{2} \sum_{k=1}^s i_k \sum_{n=1}^s i_n \frac{dL_{kn}}{d\gamma}. \quad (6)$$

Из выражений (1) и (6) следует, что механическая мощность равна полусумме мощностей, определяемых как произведения токов контуров на ЭДС вращения.

Электромагнитный момент M , действующий на ротор в данное мгновение, может быть выражен через мгновенную механическую мощность $p_{\text{мех}}$ по форму-

ле (4) и при сравнении с выражением (2) получен в виде

$$M = \frac{p_{\text{мех}}}{\Omega} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^s i_k \sum_{n=1}^s i_n \frac{dL_{kn}}{d\gamma}. \quad (7)$$

Приведенное выражение верно для любого типа электрической машины, работающей в любом режиме (генератор, двигатель).

В случае приближения механической части привода к аварийной ситуации очевидным образом возрастает на величину ΔM момент электродвигателя машины или сопряженного с машиной электрогенератора. Это в свою очередь приведет к отклонению электрических параметров электрических машин:

$$M + \Delta M = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^s (i_k + \Delta i_k) \sum_{n=1}^s i_n \frac{dL_{kn}}{d\gamma}, \quad (8)$$

здесь Δi_k – приращение тока.

Приведенное выше выражение также верно для любого типа электрической машины, работающей в любом режиме (генератор, двигатель). Например, в двигателе постоянного тока независимого возбуждения в процессе преобразования электрической энергии в механическую участвуют две обмотки: якоря и возбуждения. Последняя создает магнитный поток в воздушном зазоре за счет протекающего в ней постоянного тока возбуждения i_n . На активные стороны секции обмотки якоря воздействуют механические силы (силы Ампера), возникающие при взаимодействии тока i_k секции с магнитным потоком обмотки возбуждения. Известно, что в зависимости от типа обмоток якоря (петлевая или волновая), она содержит две или иное четное число параллельных ветвей, каждая из которых также содержит несколько секций, включенных последовательно. В пределах одной ветви ток в секциях одинаков: $I_b = I_a / (2a)$; здесь I_a – ток якоря; $2a$ – число параллельных ветвей.

ЭДС, наводимая в отдельной секции, определяется выражением $e = B_m \sin \gamma l v$, где B_m – максимальная индукция под полюсом; l – длина активных сторон секции; v – линейная скорость активных сторон; γ – угол поворота секции относительно оси полюса.

С учетом того обстоятельства, что ветвь содержит несколько секций с различным углом поворота γ , а линейная скорость v прямо пропорциональна угловой Ω , получим известное выражение ЭДС параллельной ветви и всей обмотки якоря: $E_a = c_o \Omega \Phi$, где c_o – постоянная; Φ – магнитный поток пар полюсов.

Тогда выражения для механической мощности и момента запишутся как

$$p_{\text{мех}} = I_a E_a = I_a c_o \Omega \Phi; \quad M = \frac{p_{\text{мех}}}{\Omega} = I_a c_o \Phi.$$

При постоянном токе возбуждения в компенсированной машине поток Φ можно считать постоянным.

Следовательно, момент машины прямо пропорционален току якоря. Тогда

$$(M + \Delta M)n = (I_a + \Delta I_a)c_o n \Phi;$$

$$Mn + \Delta Mn = I_a c_o n \Phi + \Delta I_a c_o n \Phi$$

После преобразований получаем

$$\Delta Mn = \Delta I_a c_o n \Phi; \Delta p_{\text{мех}} = \Delta I_a c_o n \Phi.$$

Выводы. В силу того, что любое изменение величины передаваемого момента от электродвигателя до исполнительного органа машины изменяет электрические параметры электрической машины, фиксация и оценка изменения электрических параметров электродвигателя могут служить основополагающими для оценки состояния не только самого электродвигателя, но и механической части машины и могут быть использованы для комплексной диагностики сразу всей машины.

УДК 621.01

В.В. Гаряшин, Л.Т. Дворников

Сибирский государственный индустриальный университет

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ МЕХАНИЗМА ДВУХЩЕКОВОЙ ДРОБИЛЬНОЙ МАШИНЫ

Снижение энергетических затрат на измельчение материала, повышение степени его дробления за одну операцию являются актуальными задачами. Одним из вариантов решения этих задач является создание новых кинематических схем дробильных машин.

На рис. 1 показана кинематическая схема двухщековой дробильной машины¹, включающей неподвижную щеку 9, основную 6 и дополнительную 5 подвижные щеки, соединенные в шарнир, приводной кривошип 1, трехпарное опорное звено 4, стойку 8. При этом основная 6 и промежуточная 5 подвижные щеки дробильной машины, трехпарное опорное звено 4, поводки 7 и 3, а также трехшарнирный шатун 2 образуют между собой шестизвенный замкнутый изменяемый контур.

Первой и исключительно сложной задачей при реальном проектировании такой машины является задача по определению геометрических размеров ее звеньев и расположению опор в пространстве, при которых будет обеспечиваться требуемое движение подвижных щек.

Механизм исследуемой дробильной машины состоит из шестизвенной группы Асура. Для решения задачи

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Савельев А.Н., Кипервассер М.В., Инжелевская О.В. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2011. № 6. С. 42–45.
2. Савельев А.Н. // Изв. вуз. Черная металлургия. 1996. № 12. С. 53–58.
3. Добрынин С.А., Фельдман М.С., Фирсов Г.И. Методы автоматизированного исследования вибрации машин. Справочник. – М.: Машиностроение, 1987. – 224 с.
4. Носов В.В. Диагностика машин и оборудования. Учебное пособие. 2-е изд., испр. и доп. – СПб.: Лань, 2012. – 384 с.
5. Тензометрия в машиностроении. Справочное пособие / Под ред. Р.А. Макарова. – М.: Машиностроение, 1975. – 288 с.
6. Грешников В.А., Дробот Ю.В. Акустическая эмиссия. Применение для испытаний материалов и изделий. – М.: Изд-во стандартов, 1976. – 272 с.
7. Ключев В.В. Неразрушающий контроль. Кн. 3.: Справочник в 7-ми книгах. – М.: Машиностроение, 2004. – 375 с.
8. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины. Учебник для ВУЗов. – М.: Энергия, 1980. – 929 с.

© 2012 г. А.Н. Савельев, М.В. Кипервассер,
Д.С. Анисанов
Поступила 16 октября 2012 г.

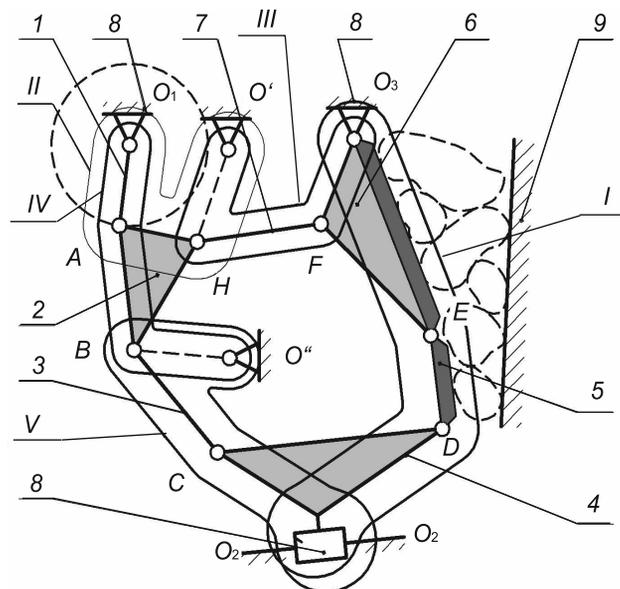


Рис. 1. Схема двухщековой дробилки с шестисторонним замкнутым изменяемым контуром

¹ Пат. 2423179 С1 РФ. МПК В02С 1/02. Двухщековая дробильная машина / Л.Т. Дворников, А.В. Макаров, В.В. Гаряшин, Д.О. Чашников. № 2010107717/21. Заявл. 02.03.2010; опубл. 10.07.2011.

(рис. 1). Тогда в механизме можно будет выделить три четырехзвенника и два кривошипно-ползунных механизма, которые на рис. 1 пронумерованы римскими цифрами I – V согласно последовательности, в которой будут рассматриваться. Задавшись приближенными к реальным размерам щек O_3E и ED дробильной машины и их допустимыми движениями вблизи неподвижной щеки, построим кривошипно-ползунный механизм O_3ED (рис. 2). При этом важно учитывать направление движения ползуна 4.

После задачи движения щек становится возможным определить расположение опоры O_1 и, рассмотрев движение четырехзвенника O_1AHO' , задать геометрические размеры начального звена и найти величину AH звена 2. Далее из синтеза четырехзвенника $O'HFO_3$ полностью определятся размеры звеньев 7 и 6. Следующим этапом будет определение на тех же логических основаниях размеров звеньев 2, 3 и 4 исходя из геометрии четырехзвенника O_1ABO'' и кривошипно-ползун-

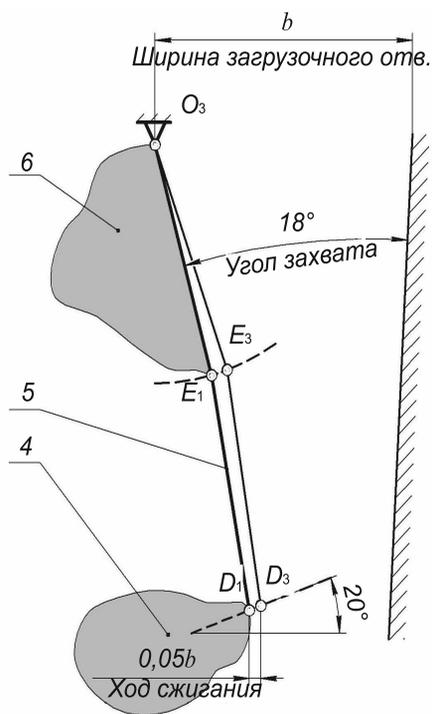


Рис. 2. Построение положений выходных звеньев

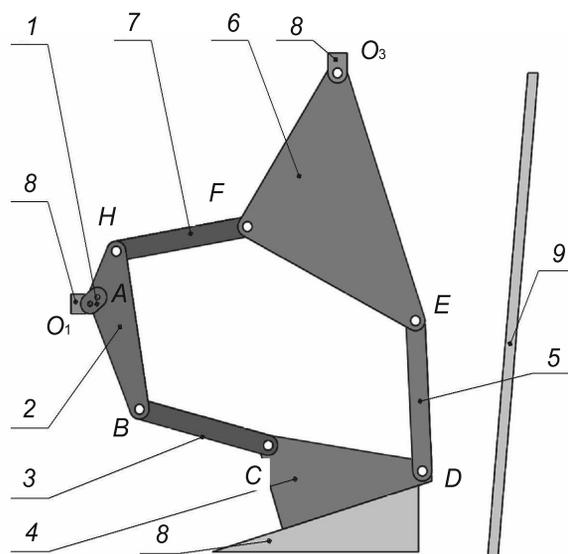


Рис. 3. Модель восьмизвенного механизма двухщечковой дробильной машины

ного механизма $O''BC$.

Проведенных построений достаточно для создания модели механизма в первом приближении. Дальнейший поиск работоспособной схемы механизма ведется методом итераций. К ведущему звену O_1A прикладывается вращательный момент, приводящий в движение весь механизм. Приводное звено не сможет сделать полный оборот, и в некотором положении механизм остановится. Задаваясь только целыми значениями линейных величин, меняем размеры звеньев и расстояние между стойками до тех пор, пока приводное звено не сможет сделать полный оборот, а выходные звенья не будут совершать требуемые движения. На рис. 3 показана работоспособная модель.

Выводы. Изложенный метод геометрического синтеза длин звеньев двухщечковой дробильной машины с шестиугольным замкнутым изменяемым контуром позволил найти такие реальные размеры всех звеньев, которые дают возможность построить механизм с параметрами, близкими к необходимым.

© 2012 г. В.В. Гаряшин, Л.Т. Дворников
Поступила 30 октября 2012 г.

*Л.И. Квезлис¹, Ф.М. Носков¹, В.В. Казанцева¹, Р.Б. Абылкалыкова²,
А.А. Калитова², М.Н. Волочаев³*

¹ Сибирский федеральный университет (г. Красноярск)

² Восточно-Казахстанский государственный университет им С. Аманжолова (г. Усть-Каменогорск, Республика Казахстан)

³ Сибирский государственный аэрокосмический университет им. М.Ф. Решетнева (г. Красноярск)

АНОМАЛЬНО БЫСТРАЯ МАКРОСКОПИЧЕСКАЯ МИГРАЦИЯ ВЕЩЕСТВА*

В настоящее время нет общепринятых представлений, объясняющих необыкновенно высокие скорости физико-химических превращений в ударных волнах. По мнению авторов работ [1 – 4] с повышением давления диффузионные процессы, как правило, замедляются. Однако авторами работы [5] показано, что скорость твердофазных реакций с повышением давления увеличивается. Обычные механизмы появления новой фазы (возникновение и рост зародышей), по их мнению, в ударных волнах работать не могут из-за крайней кратковременности процесса. Если для образования новых фаз в статических экспериментах требуется время, исчисляемое секундами, минутами, а иногда часами и более, то в ударных волнах эти процессы завершаются за время порядка $10^{-5} - 10^{-7}$ с [6]. На практике размеры частиц новой фазы могут достигать десятых долей миллиметра и более [6, 7]. Обычный механизм диффузии, предложенный в работах [6, 7], не может привести к образованию частиц новой фазы в таких условиях. Считается [6], что с помощью экспериментов со сверхвысокими статическими давлениями в сочетании со сдвигом сдавленного образца можно найти механизм аномально быстрой диффузии. Тем не менее действием одних высоких давлений, возникающих в ударной волне, нельзя объяснить громадное увеличение скорости процессов диффузии, наблюдаемых в эксперименте. Требуется учитывать скорость распространения нагрузки.

В работе [8] предлагается модель распространения сдвиговой трансформационной зоны (СТЗ). Сдвиговой трансформационной зоной названа область перегруппировки частиц на локальном, мезоскопическом уровне. Возникновение и перемещение этой зоны объясняется возникновением уплотненных и разреженных областей в металле, приводящим к взаимному смещению атомов и их повороту. Ширина этой зоны порядка нескольких межатомных расстояний. В теории СТЗ скорости нелинейно зависят от напряжения. Поскольку в сдвиговой зоне имеется фронт сжатия, за ней следует область растяжения; это области, состоящие из возбуж-

денных атомов, т.е. атомов, между которыми устанавливается критическое расстояние, отличающееся от среднего межатомного расстояния. Перемещения атомов на критические расстояния приводят к формированию свободного объема. Активационный свободный объем обеспечивает высокую скорость массопереноса при описании превращений в металлических стеклах [8]. В таких условиях происходят образование краудионных комплексов, перемещение которых происходит с переключением химических связей [9]. По оценке авторов работы [9] время переключения химических связей в твердом теле составляет $10^{-11} - 10^{-13}$ с.

Целью настоящей работы является исследование процессов структурообразования в образцах стали 110Г13Л, подвергнутых воздействию ударных нагрузок, и объяснение происходящих процессов с позиции теории сдвиговой трансформационной зоны.

Образцы стали 110Г13Л были подвергнуты ударному нагружению в маятниковом копре с целью определения ударной вязкости (на АО «Востокмашзавод»). Образцы с наибольшей (около 300 Дж/см^2) ударной вязкостью имели неоднородную структуру зоны разрыва. После удара такие образцы приходилось доламывать, формируя тем самым зону отрыва. Соответственно, зона отрыва была зоной максимальной деформации. Различные области излома таких образцов исследовали в сканирующем электронном микроскопе JSM-6390LV с энергодисперсионной приставкой INCA.

На рис. 1 представлены изображения поверхности излома стали 110Г13Л с ударной вязкостью более 300 Дж/см^2 . В зоне разрушения, полученной от удара маятника копра (рис. 1, а), формируется хрупкий излом, в котором на поверхности отдельных кристаллитов видны небольшие кратеры, характерные для вязкого излома. В зоне отрыва этого же образца присутствуют только кратеры вязкого излома (рис. 1, б). На дне кратеров обнаружены частицы (рис. 1, в); такие частицы наблюдаются только в зонах отрыва образцов с вязким изломом.

Исследования химического состава частиц на дне кратера и стенок кратера с помощью микрозонда и энергодисперсионной приставки показали, что части-

* Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ АВИЦП «РНПВШ» по проекту № 2.1.2/3047.

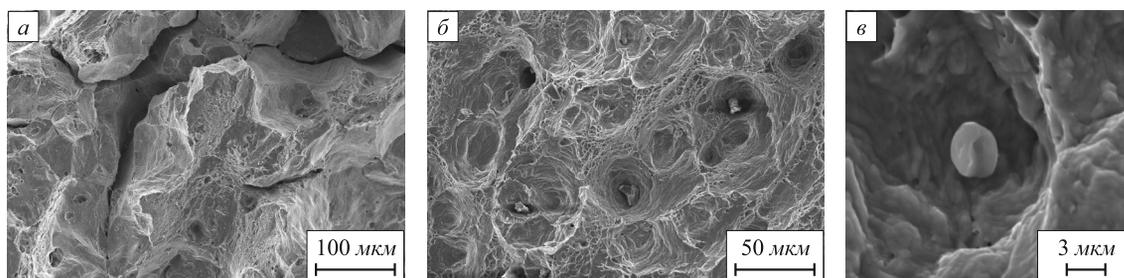


Рис. 1. Растровые электронные изображения изломов образцов стали 110Г13Л с ударной вязкостью более 300 Дж/см²: а – зона удара; б – зона отрыва; в – частица, образовавшаяся на дне кратера при вязком изломе

цы на дне кратеров обогащены марганцем, тогда как стенки кратера существенно обеднены марганцем. До ударного нагружения распределение компонентов в сплаве было однородным и соответствовало формуле Fe₈₆Mn₁₃C. На рис. 2 представлены результаты энергодисперсионного анализа, полученные от образца, структура которого показана на рис. 1, в. Глубина кратера на изломе составляет в среднем 15 мкм (рис. 1, в). Это удалось определить с помощью перефокусировки зонда сканирующего электронного микроскопа.

Полученные результаты могут свидетельствовать об аномально быстром массопереносе атомов марганца и формировании обогащенных марганцем частиц за счет обеднения марганцем стенок кратера в процессе аномально быстрого массопереноса, инициированного ударным нагружением. Проходящие процессы можно описать как восходящую диффузию. Авторами настоящей работы предлагается объяснение этого процесса с помощью модели сдвиговой трансформационной зоны: в результате прохождения СТЗ по веществу формируются частицы, обогащенные марганцем.

Согласно теории Томпсона [10] при динамической нагрузке, превышающей предел текучести материала, происходит смещение атомных плоскостей в местах локализации деформации. В результате несоразмерного смещения атомных плоскостей образуется свободный объем, в который могут смещаться атомы марганца.

На рис. 3 предлагается схема для объяснения описанного диффузионного эффекта. Показана винтовая

траектория движения трансформационной зоны в направлении дна кратера, где находится частица, сформировавшаяся в процессе движения атомов марганца в зонах сдвиговой трансформации, инициированных нагрузкой.

На рис. 1, б показана система конусов, сформировавшаяся в зоне отрыва. Атомы марганца могут перемещаться вдоль поверхности конуса по винтовой спирали с шагом витков, равным нескольким межатомным расстояниям. При этом атомы ближайшего окружения кооперативно смещаются и в соседних витках спирали. Общее время перемещения атома определяется числом переключений межатомных связей и временем одного переключения. По оценкам авторов это время порядка 10⁻³ с. Вне зависимости от длины и геометрических параметров пути скорость перемещения атомов определяется отношением межатомного расстояния ко времени переключения одной связи. Несложный расчет показывает, что эта скорость составляет 3,57 км/с, если межатомное расстояние $a = 3,57 \text{ \AA}$, а время одного переключения 10⁻¹³ с. Такая скорость соответствует скорости звуковой волны в металле.

В работах Мерера [11] предложена модель направленной диффузии по прямолинейным дислокацион-

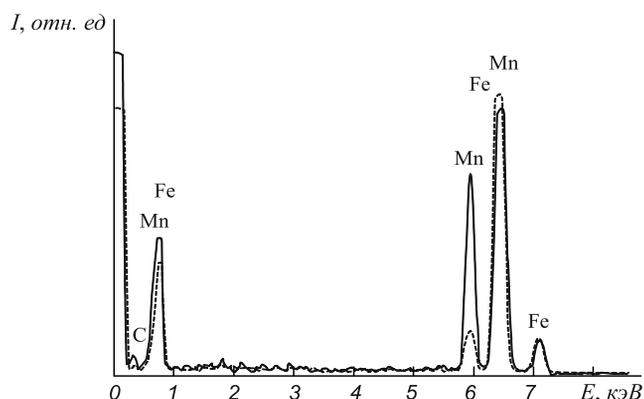


Рис. 2. Энергодисперсионные спектры с частицы (—) и края кратера (---), изображенных на рис. 1, в

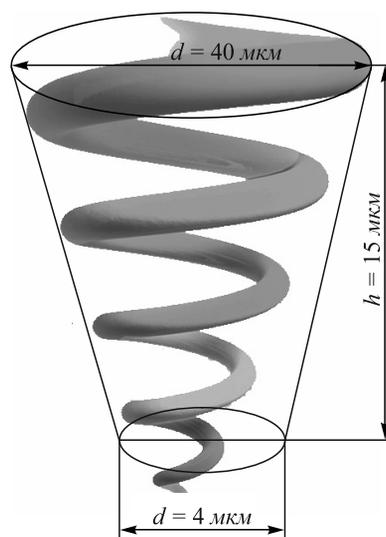


Рис. 3. Модель массопереноса, поясняющая процесс формирования обогащенных марганцем частиц на дне конусообразного кратера на изломе стали 110Г13Л после ударного нагружения

ным трубам, диаметр которых составляет несколько ангстрем. При определенных условиях эта модель допускает движение атомов со скоростями, близкими к скорости звука.

Морфология кратера в зоне отрыва позволяет предположить, что его форма обеспечивается жидкоподобным состоянием области разрыва. Это хорошо соответствует модели движения сдвиговой трансформационной зоны [8]. Такая зона может перемещаться по винтовой траектории вдоль стенки кратера со скоростью, позволяющей переключать химические связи.

Подход, предложенный авторами теории СТЗ, снимает многие противоречия, которые сложились при исследовании физико-механических процессов в ударных волнах. Кооперативное движение атомов в зоне локализации деформации приводит к восходящей диффузии.

Выводы. Исследованы процессы структурообразования в образцах стали 110Г13Л, подвергнутых воздействию ударных нагрузок. Процессы структурообразования в ударных волнах объясняются с позиции теории сдвиговой трансформационной зоны, которая может быть распространена на широкий круг материалов.

Авторы благодарят П.С. Колесникова за помощь в проведении эксперимента.

УДК 669.295.69:621.793

**Н.А. Соскова¹, Е.А. Будовских¹, В.Е. Громов¹,
Ю.Ф. Иванов², С.В. Райков¹**

¹ Сибирский государственный индустриальный университет

² Институт сильноточной электроники СО РАН (г. Томск)

ФОРМИРОВАНИЕ БЕЗДИСЛОКАЦИОННЫХ НАНОСТРУКТУР В МЕТАЛЛАХ ПРИ ЭЛЕКТРОВЗРЫВНОМ ЛЕГИРОВАНИИ*

Прогресс в создании функциональных материалов нового поколения базируется на разработке наноструктур [1, 2]. Фундаментальные исследования в области наноструктурного материаловедения за последние 20 лет привели к необходимости существенных корректировок традиционного дислокационного подхода к объяснению прочности и пластичности [3]. И если для чистых металлов в этом направлении наметился определенный прогресс [4], то для многофазных композиций необходимы широкие теоретические и экспериментальные исследования [5].

Одно- и двухкомпонентное электровзрывное легирование (ЭВЛ) металлов и сплавов, осуществляемое

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Tomizuka C.T. – Progress in very high pressure research. 1961. P. 206.
2. Dickerson R.H., Lowell R.C., Tomizuka C.T. // Phys. Rev. 1965. Т. 137. № 2А. А-613.
3. Свенсон К. Физика высоких давлений / Пер. с англ. – М.: Изд-во иностранной литературы, 1963. – 368 с.
4. Гоникберг М.Г. Химическое равновесие и скорость реакций при высоких давлениях. – М.: Изд-во АН СССР, 1960. – 186 с.
5. Позин М.Е., Гинстлинг А.М., Печковский В.А. // Журнал прикладной химии. 1954. Т. 27. С. 376 – 380.
6. Дремин А.Н., Бреусов О.Н. // Успехи химии. 1968. Т. 37. № 5. С. 899 – 915.
7. Кормер С.Б., Юшко К.Б., Кришкевич Г.В. // Письма в ЖЭТФ. 1966. № 2. С. 64.
8. Langer J.S., Lemaitre A. Dynamic Model of Super-Arrhenius Relaxation Rates in Glassy Materials // Physical Review Letters. Vol. 94. Issue 17.
9. Сандитов Д.С. // ДАН. 2003. Т. 390. № 2. С. 209 – 213.
10. Томпсон Д.М. Неустойчивости и катастрофы в науке и технике. – М.: Мир, 1985. – 60 с.
11. Мерер Х., Якимов Е.Б., Аристов В.В. Диффузия в твердых телах / Пер. с англ. – Долгопрудный: Интеллект, 2011. – 535 с.

© 2012 г. Л.И. Квеглиц, Ф.М. Носков,
В.В. Казанцева, Р.Б. Абылкалыкова,
А.А. Калитова, М.Н. Волочаев
Поступила 19 апреля 2012 г.

при воздействии импульсных плазменных струй на поверхность, обеспечивает высокие эксплуатационные свойства за счет образования градиентных наноструктурных состояний [6]. В частности, электровзрывное легирование, науглероживание, карбоборирование, алитирование, бороалитирование металлов и сплавов увеличивают микротвердость поверхности в 2 – 14 раз [6, 7].

Целью настоящей работы является анализ вклада дислокационных субструктур, формирующихся при одно- и двухкомпонентном ЭВЛ железа и никеля, в упрочнение поверхностных слоев.

Методами просвечивающей электронной дифракционной микроскопии [8] проанализированы системы Fe – Al, Ni – B, Ni – C, Ni – C + B, Fe – C + B, Fe – Cu, Ni – Cu, Ni – Cu + B. Методика и режимы ЭВЛ не отличались от используемых в работах [6, 7]. Электровзрывное легирование позволяет в едином технологическом

* Работа выполнена при поддержке ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009 – 2013 гг. (гос. контракт № 14.740.11.0813), грантами РФФИ (проекты № 11-02-91150-ГФЕН-а, № 11-02-12091-офи-м-2011) и госзадания Минобрнауки № 2.4807.2011.

цикле провести оплавление поверхностных слоев металлов, их насыщение продуктами взрыва проводников с последующей самозакалкой. Двухкомпонентное легирование осуществляли при размещении в области взрыва порошковой навески бора.

Установлено, что для ЭВЛ общей особенностью является формирование четырех характерных слоев (рис. 1). Слой *I* – тонкий (1 мкм) поверхностный нанокомпозитный слой, его фазовый состав в зависимости от вида легирования может быть образован частицами карбидов, боридов, алюминидов с размерами кристаллитов порядка 1 – 10 нм. Слой *II* – промежуточный слой с ячеистой кристаллизацией; диаметр ячеек с глубиной увеличивается, а размер разделяющих их прослоек уменьшается; размер кристаллитов в прослойках имеет порядок 10 – 100 нм. Слой *III* – приграничный слой с зеренной структурой; внутри зерен размерами до 1 – 10 мкм наблюдаются частицы упрочняющих фаз размером порядка 1 нм. Слой *IV* – тонкий (1 – 2 мкм) нанокристаллический слой с низкой степенью легирования на границе с основой; размеры кристаллитов в нем составляют 30 – 40 нм, а размеры частиц упрочняющих фаз – 3 – 5 нм. Основным по глубине и объему в случае однокомпонентного легирования является слой с зеренной структурой, а в случае двухкомпонентного легирования – слой с ячеистой кристаллизацией (рис. 1). Далее идет зона термического влияния (ЗТВ).

В слоях *I* и *IV* с нанокристаллической структурой дислокаций не наблюдается (рис. 2, 3). Отсутствие дислокационных субструктур в этих слоях зоны ЭВЛ можно связать с влиянием, по крайней мере, двух факторов. Во-первых, характерный размер кристаллитов, являющихся одним из основных источников дислока-

ций, в них может быть меньше источника Франка-Рида. Во-вторых, наличие большой объемной доли границ раздела создает силы изображения [9], выдавливающие дислокации из объема нанокристаллов; этому могут препятствовать силы Пайерлса (силы трения), однако их величина невелика. В работе [4] приведены оценки характерного размера свободного нанокристаллита, меньше которого вероятность существования подвижных дислокаций внутри нанокристаллита заметно снижается. Для призматических дислокационных петель и линейных краевых дислокаций для железа их размеры

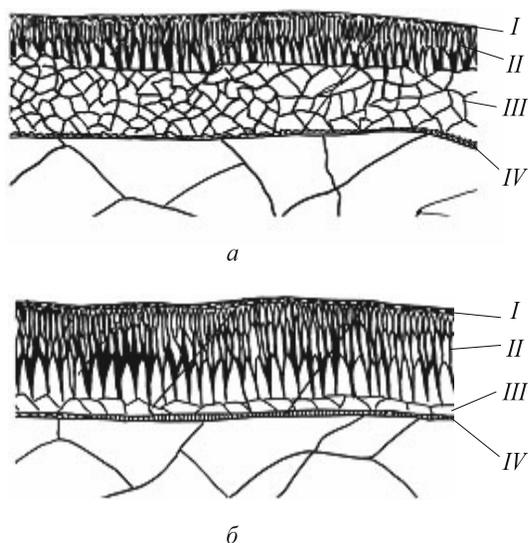


Рис. 1. Схема строения зоны электровзрывного однокомпонентного (а) и двухкомпонентного (б) легирования по глубине:

I – тонкий поверхностный слой с нанокомпозитной структурой; *II* – промежуточный слой с ячеистой кристаллизацией; *III* – приграничный слой с зеренной структурой; *IV* – тонкий нанокристаллический слой на границе с основой

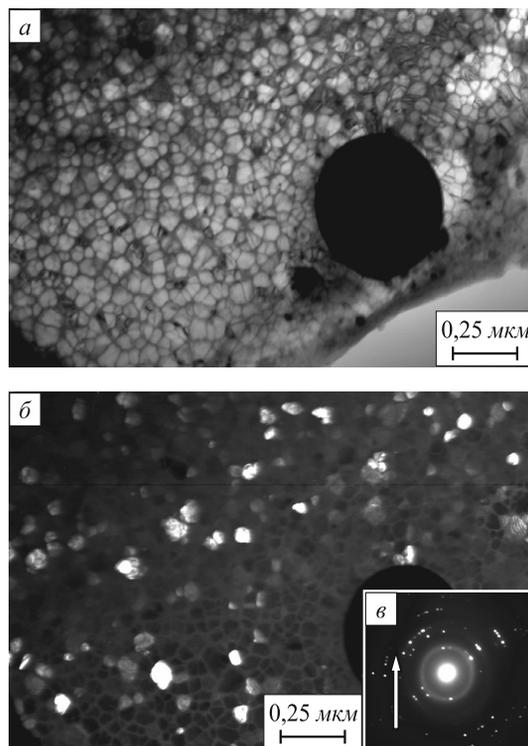


Рис. 2. Структура поверхности образца никеля после электровзрывного борирования:

a – светлое поле; *б* – темное поле, полученное в рефлексе [002]Ni; *в* – микроэлектроннограмма (стрелкой указан рефлекс темного поля)

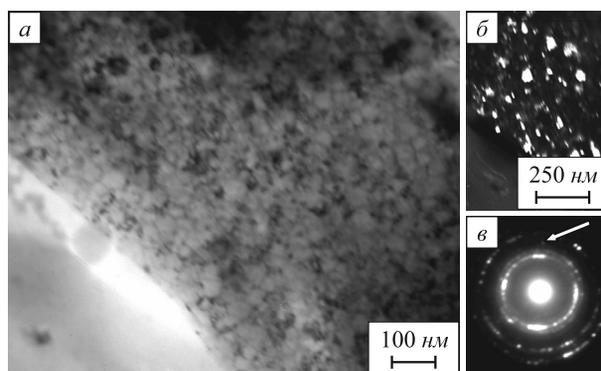


Рис. 3. Структура образца никеля (слой на глубине приблизительно 0,5 мкм) после электровзрывного борирования:

a – светлое поле; *б* – темное поле, полученное в рефлексе [521] NiB₁₂; *в* – микроэлектроннограмма (стрелкой указан рефлекс темного поля)

составляют 5 и 2 нм соответственно, а для никеля – 15 и 10 нм. Применяя эти оценки для анализа дислокационных структур в железе и никеле после ЭВЛ, необходимо иметь в виду, что в этом случае речь идет не о чистых металлах, а о твердых растворах и новых фазах (карбидах, боридах и др.). Характерные размеры бездислокационных кристаллитов железа и никеля хорошо согласуются с данными эксперимента, согласно которым в слоях *I* и *IV* они не превышают 40 нм.

В слое *II* с ячеистой кристаллизацией дислокации наблюдаются только в системе Ni – Cu + В в ячейках с поперечными размерами свыше 500 нм. Выявлена структура дислокационного хаоса или сетчатая дислокационная структура со скалярной плотностью $(3,0 \div 3,5) \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$.

В слое *III* с зеренной структурой в системе Fe – Al в зернах твердого раствора Fe(Al) наблюдается сетчатая дислокационная субструктура или субструктура дислокационного хаоса со скалярной плотностью $5,4 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$. В системе Ni – В вблизи от основы наблюдается субзеренная структура Ni(В) с зернами размерами 5 – 10 мкм, в объеме зерен сетчатая, ячеисто-сетчатая и полосовая дислокационные структуры. Независимо от типа дислокационной субструктуры в зернах наблюдаются изгибные экстинкционные контуры, указывающие на высокий уровень кривизны-кручения кристаллической решетки никеля. Источником полей напряжений (как и в других системах) являются внутрифазные и межфазные границы. В системе Ni – С в зернах твердого раствора Ni(С) с характерным размером порядка 10 мкм зафиксированы хаотическая и сетчатая дислокационная субструктуры со скалярной плотностью дислокаций приблизительно $4 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$. В системе Ni – С + В наблюдается ячеисто-сетчатая и полосовая дислокационные субструктуры. Присутствуют изгибные экстинкционные контуры. В системе Fe – С + В вблизи границы зоны легирования со слоем *IV* скалярная плотность дислокаций достигает $6,4 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$. В зернах α -железа сетчатая дислокационная субструктура имеет скалярную плотность дислокаций $3,6 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$. В некоторых зернах обнаруживается полосовая дислокационная субструктура. В системах Ni – Cu и Ni – Cu + В релаксация термоупругих напряжений как со стороны зоны легирования, так и со стороны основы сопровождается формированием в зернах хаотической, сетчатой и ячеисто-сетчатой дислокационной субструктур (рис. 4). Скалярная плотность дислокаций в них минимальна в структуре дислокационного хаоса и составляет $2,5 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$. Максимального ($7,3 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$) значения скалярная плотность дислокаций достигает в сетчатой субструктуре, которая является основной. В ЗТВ в системах Fe – Al и Fe – Cu на глубине от границы с зоной легирования соответственно 10 – 15 и 30 – 35 мкм в зависимости от ориентации зерен феррита по отношению к действующим термоупругим напряжениям наблюдается формирование дислокационного хаоса, сетчатой,

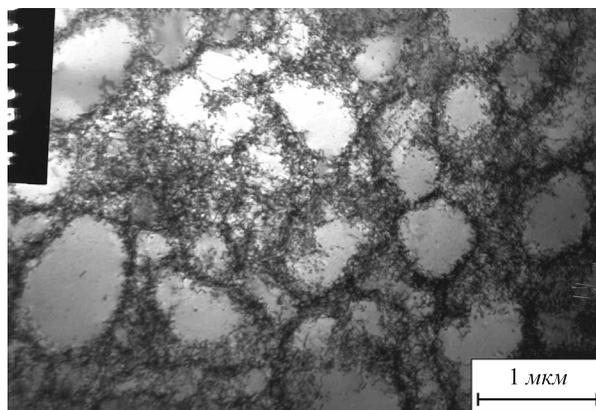


Рис. 4. Ячеистая дислокационная субструктура, формирующаяся в никеле при электровзрывном легировании медью и бором

ячеисто-сетчатой и фрагментированной субструктур. В системе Fe – Al на глубине 25 – 30 мкм дислокационная структура различной степени совершенства – хаотическая, сетчатая, полосовая. В системах Ni – В и Ni – С + В наблюдается ячеисто-сетчатая дислокационная субструктура со скалярной плотностью дислокаций $(3 \div 4) \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$. В системе Fe – С в объеме зерен наблюдается клубково-сетчатая дислокационная субструктура со скалярной плотностью дислокаций $2 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$. В системах Ni – Cu и Ni – Cu + В с глубиной структура меняется от ячеистой к ячеисто-сетчатой, от нее – к сетчатой и хаотической. При этом скалярная плотность дислокаций уменьшается от $4,2 \cdot 10^{10}$ до $1,2 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$.

Выводы. Одно- и двухкомпонентное электровзрывное легирование приводит к формированию наноконструктивных слоев, не содержащих дислокационной субструктуры и обладающих высокой прочностью. Вблизи границы зоны легирования с основой и в зоне термического влияния по мере удаления от границы зоны легирования наблюдаются различные типы дислокационных структур со скалярной плотностью дислокаций от $7,3 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$ в ячеисто-сетчатой субструктуре и до $1,2 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$ в структуре дислокационного хаоса. С глубиной тип дислокационной структуры меняется по схеме: ячеистая → ячеисто-сетчатая → сетчатая → хаотическая.

Считаем своим приятным долгом выразить признательность Р.А. Андриевскому и А.М. Глезеру за обсуждение результатов работы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Андриевский А.Р., Глезер А.М. // Физика металлов и материаловедение. 1999. Т. 88. № 1. С. 50 – 73.
2. Андриевский А.Р., Глезер А.М. // Физика металлов и материаловедение. 2000. Т. 89. № 1. С. 91 – 112.
3. Meyers M.A., Mishra A., Benson D.J. // Progress in Materials Science. 2006. Vol. 51. P. 427 – 556.
4. Dao M., Asaro R.J. et al. // Acta Mater. 2007. Vol. 55. P. 4041 – 4065.
5. Андриевский А.Р., Глезер А.М. // Успехи физ. наук. 2009. Т. 179. № 4. С. 337 – 358.

6. Структура, фазовый состав и свойства титана после электро-взрывного легирования и электронно-пучковой обработки / Ю.Ф. Иванов, С.В. Карпий, М.М. Морозов и др. – Новокузнецк: Изд-во НПК, 2010. – 173 с.
7. Формирование структурно-фазовых состояний металлов и сплавов при электро-взрывном легировании и электронно-пучковой обработке / Под ред. В.Е. Громова. – Новокузнецк: Изд-во «Интер-Кузбасс», 2011. – 212 с.
8. Электронная микроскопия тонких кристаллов / П. Хирш, Р. Хови, Р. Николсон и др. – М.: Мир, 1968. – 574 с.
9. Хирт Д., Лотте И. Теория дислокаций. – М.: Наука, 1972. – 599 с.

© 2012 г. *Н.А. Соскова, Е.А. Будовских, В.Е. Громов, Ю.Ф. Иванов, С.В. Райков*
Поступила 5 мая 2012 г.

УДК 621.791.9:629.4027

А.Т. Канаев, К.Т. Кусаинова, А.В. Богомоллов

Казахский аграрно-технический университет им. С. Сейфуллина (г. Астана, Казахстан)

ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ В ГРЕБНЯХ КОЛЕСНЫХ ПАР, УПРОЧНЕННЫХ ПЛАЗМЕННОЙ ЗАКАЛКОЙ

Плазменная поверхностная обработка является достаточно эффективным и производительным методом упрочнения стальных деталей с целью повышения их износостойкости. При этом нагрев под закалку осуществляется высокоэнтальпийной плазменной струей, стекающей вдоль нагреваемой поверхности при встречном относительном перемещении детали. Нагретая зона охлаждается сразу при выходе из плазмы, в основном, за счет отвода тепла в тело массивной стальной детали и конвективного теплоотвода с поверхности [1, 2].

Исследования проводили на бандажах колесных пар ремонтного локомотивного депо (г. Усть-Каменогорск), которые изготовлены из стали марки 2 в соответствии с требованиями ГОСТ 398 – 96. Химический состав исследуемой стали следующий: 0,57 – 0,65 % С; 0,22 – 0,45 % Si; 0,60 – 0,90 % Mn; до 0,15 % V; не более 0,035 % P; не более 0,040 % S. Повышенное (0,57 – 0,65 %) содержание углерода с одной стороны, обеспечивает износостойкость и контактную выносливость, с другой стороны, снижает теплостойкость. Поэтому в состав стали марки 2 введено 0,15 % ванадия, который, повышая теплостойкость, способствует улучшению сопротивляемости термическим и термомеханическим воздействиям.

Важную роль при плазменном нагреве играет теплопроводность материала, поскольку процесс плазменной термической обработки характеризуется подводом энергии к поверхности и распространением ее во внутренние слои металла за счет теплопроводности. При этом микрообъемы, находящиеся на разном расстоянии от поверхности, нагреваются до разных температур, причем скорости нагрева и охлаждения этих микрообъемов тоже разные. Отсюда следует, что для управления процессом плазменной поверхностной закалки необходимо на стадии нагрева определить температурно-временные параметры в каждом микрообъеме зоны термического влияния.

На следующем этапе (охлаждении) плазменной закалки происходит распад образовавшегося аустенита, полученного в разных температурных условиях. Для решения вопроса о типе структур, возникающих в зоне термического влияния, и, следовательно, об их свойствах, необходимо определить скорости охлаждения в каждом микрообъеме, а затем сопоставить их с термокинетическими кривыми распада аустенита при его определенной концентрации и максимальной температуре нагрева под закалку.

Следует отметить, что при плазменной закалке абсолютные значения теплового потока достигают $10^6 - 10^8$ Вт/м². Термический цикл процесса, состоящий из этапа нагрева длительностью 1,0 – 1,2 с и этапа охлаждения продолжительностью 1,5 – 2,0 с, составляет 2,5 – 3,0 с. Скорость нагрева стали может достигать $1,5 \cdot 10^3$ К/с и выше.

Технология предварительной термической обработки бандажей предусматривает их закалку с последующим отпускком. При этом механические свойства термически упрочненных бандажей соответствуют: предел прочности $\sigma_b = 930 - 1100$ Н/мм², твердость не менее 269 НВ, ударная вязкость $KCU = 0,25$ Дж/см², твердость на гребне бандажа не более 321 НВ. Однако в сертификате о качестве бандажей не указан режим упрочняющей термической обработки, хотя согласно ГОСТ 398 – 96 все температурные параметры термической обработки бандажей должны регистрироваться, поскольку об однородности и дисперсности исходной структуры можно судить на основе режима использованной термической обработки, в частности, температуры и продолжительности отпуска. Это важно потому, что исходная структура влияет не только на процессы структурообразования при плазменной обработке, но и на глубину упрочненного слоя. Это объясняется тем, что разные исходные структуры имеют неодинаковую теплопроводность вследствие различия внутренней

межфазной и межграницной поверхности, отделяющей феррит от карбида (цементита). Металлографические исследования показывают, что в структуре бандажной стали, поступающей на плазменное упрочнение, присутствует сетка феррита, которая при исходной закаленной и отпущенной структуре не должна наблюдаться, что косвенно свидетельствует об отклонении от режима стандартной термической обработки. При резком интенсивном тепловом воздействии, имеющем место в процессе плазменной закалки, нарастание теплового потока от высокотемпературной струи к обрабатываемой поверхности должно проводиться в соответствии с теплофизическими свойствами материала. Коэффициент температуропроводности стали марки 60 (аналог стали марки 2, исследованной в настоящей работе) при комнатной температуре составляет $0,13 \text{ см}^2/\text{с}$ и уменьшается до $0,05 \text{ см}^2/\text{с}$ при температуре $1400 \text{ }^\circ\text{C}$.

В качестве генератора высокотемпературной струи использовали электродуговой плазматрон, работающий на защитном газе. Зазор между срезом сопла плазматрона и обрабатываемой поверхностью устанавливали в зависимости от мощности плазматрона и требуемой глубины упрочнения. Режим плазменного упрочнения представлен ниже:

Сила тока, А	275
Напряжение электрической дуги, В	120
Номинальная мощность дуги, кВт	35
Расход защитного газа, л/мин	5
Частота вращения колесной пары, об/мин (7,0 – 7,2 мин за полный оборот колеса)	0,143

Упрочнению подвергали зону перехода от рабочей поверхности к поверхности катания шириной 25 – 26 мм. После плазменного упрочнения был произведен микроструктурный анализ поверхностного слоя, определены химический состав всех зон по сечению и микротвердость по глубине упрочненной зоны, измере-

на толщина закаленного слоя на растровом электронном микроскопе JEOL ISM-5910 и оптическом микроскопе фирмы Leica Microsystems. Микротвердость материала была определена по методу Виккерса на инвертированном микроскопе фирмы Leica Microsystems при нагрузке 2,5 Н.

Распределение микротвердости по глубине закаленной зоны (в первой серии экспериментов) показывает, что микротвердость в приповерхностном слое, на расстоянии 124 мкм от поверхности, достигает рекордного значения и составляет 1688,2 HV. На глубине 921 мкм она уменьшается до значений 1000,8 HV и далее до значений микротвердости 413 HV на глубине 1175,9 мкм. Результаты второй серии экспериментов представлены в табл. 1.

Металлографические исследования [3, 4] упрочненных зон показали, что микроструктура стали по глубине плазменного воздействия состоит из трех зон:

1 – зона микроплавления, состоящая из неравновесной мелкодисперсной структуры, близкой к аморфной. Эта зона микроструктурно выявляется в виде белого нетравящегося слоя исключительно высокой твердости (1688,2 и 1589,1 HV). Зона микроплавления неравномерна по ширине обработанной поверхности: максимальная глубина центральной части составляет 921 мкм, к краю обработанной поверхности она уменьшается и составляет 148 мкм (рис. 1).

Эти экспериментальные данные показали, что при выборе оптимального режима плазменной обработки необходимо обеспечить равномерность упрочненного слоя, как по ширине закалочной дорожки, так и по окружности бандаж, а контроль равномерности осуществлять в диаметрально-противоположных направлениях.

2 – непосредственно под белым нетравящимся (аморфизированным) слоем расположена зона плазменного воздействия, граничащая с зоной неполной закалки (между критическими точками $A_3 - A_1$) с микротвер-

Т а б л и ц а 1

Микротвердость по глубине закаленной зоны после поверхностной плазменной закалки

Исходная микротвердость	Глубина замера микротвердости от поверхности, мкм	HV в зоне		
		микроплавления	переходной	исходной структуре
403,4 – 404,9	123,0	1380,3	–	–
	300,0	1589,1	–	–
	645,1	–	1021,5	–
	932,5	–	1012,9	–
	993,1	–	820,3	–
	1120,3	–	662,7	–
	1221,5	–	443,2	–
	1239,4	–	–	404,6
	1401,6	–	–	404,9

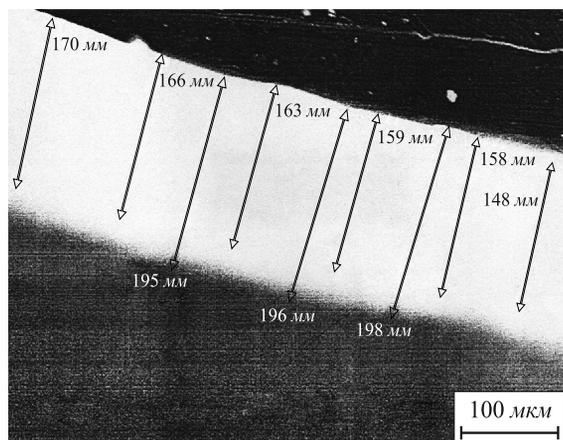


Рис. 1. Зона микроплавления по ширине обработанной поверхности (край)

достью, соответствующей значениям этого показателя для мелкоигольчатого мартенсита и троосто-мартенсита, переходящая в сорбит отпуска ближе к исходной структуре (рис. 2).

3 – зона исходной структуры и микротвердости, представляющая мелкодисперсный сорбит отпуска с микротвердостью 400 – 450 HV (рис. 3).

Рассматриваемые особенности микроструктуры после плазменной обработки объясняются сверхвысокими скоростями нагрева и последующего охлаждения за счет стока теплоты в холодные слои металла, недостижимыми при традиционных методах термической об-

работки. Это приводит к тому, что структурные и фазовые составляющие стали после плазменной обработки характеризуются повышенной дисперсностью и более высоким уровнем внутренних (структурных) напряжений II и III рода, а также ярко выраженной химической микронеоднородностью. Для экспериментальной проверки этих утверждений были проведены специальные исследования по определению химического состава стали с возбуждением спектра в искре на искровом спектрометре Spectrolab Jt^{CCD} фирмы Leica Microsystems. Данные химического анализа по глубине плазменного упрочнения и неупрочненной зоны подтверждают химическую микронеоднородность структурных и фазовых составляющих исследованной стали [5].

Содержание углерода по глубине упрочненной зоны колеблется от 0,002 до 0,060 % (ат.). Такую же микронеоднородность по глубине закаленной зоны имеют и другие постоянные примеси (Si, Mn, V и др.) стали.

При термическом цикле плазменной поверхностной закалки, состоящем из фазы нагрева длительностью 1,0 – 1,2 с и фазы охлаждения 1,5 – 2,0 с, процессы, связанные с гомогенизацией твердого раствора, не успевают завершиться в объеме отдельных зерен, и это способствует образованию метастабильных структур высокой твердости с хорошим сопротивлением износу и микросхватыванию в процессе трения.

Неоднородность и искаженность структурных и фазовых составляющих стали подтверждаются результатами мультифрактального анализа снимков упрочненной зоны и исходной структуры [6]. Результаты мультифрактального анализа снимков представлены в табл. 2. Из нее видно, что основа – достаточно упорядоченная неоднородная структура, возникшая, видимо, в результате предварительной термической обработки стали. Переходный слой – область хаоса, имеющая наиболее неупорядоченную и однородную структуру. Возросший параметр плотности фрактальных структур в упрочненном слое свидетельствует об образовании мультифрактальной структуры, характе-

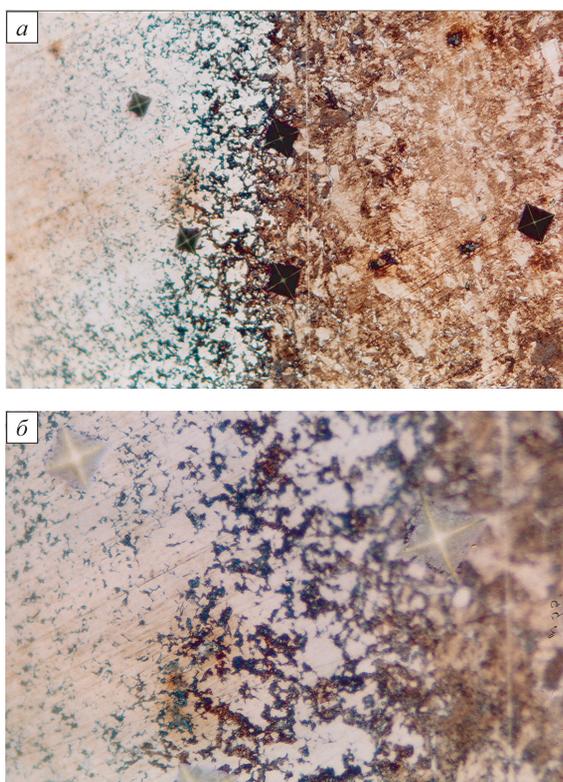


Рис. 2. Переходная зона от аморфной структуры к кристаллической, 1012,9 HV, ×200 (а) и 820,3 HV, ×500 (б)

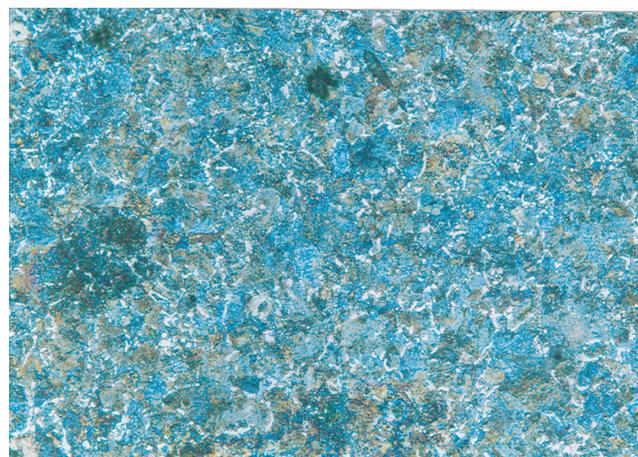


Рис. 3. Зона исходной структуры и твердости, 404 HV, ×200

Т а б л и ц а 2

**Результаты мультифрактального анализа снимков
поверхности стали**

Параметры	Значение параметра в слое		
	упроч- ненным	переход- ном	исходной структуре
Удельная энтропия	0,050	0,050	0,050
Упорядоченность	0,143	0,082	0,115
Фрактальная размерность	1,991	1,993	1,993
Однородность	0,922	0,986	0,936

ризующейся неоднородностью и упорядоченностью. Поскольку величина $D_0 \approx 2$, то структура представляет собой плотноупакованные кластеры с фрактальными границами.

Как уже отмечалось, если исходная структура феррито-перлитная, то в условиях кратковременного плазменного воздействия гомогенизация твердого раствора (аустенита) не успевает пройти, и в структуре слоя, закаленного из аустенитного состояния, наряду с мартенситом, образовавшемся на месте бывших перлитных колоний, присутствует феррит в виде сетки. При исходной закаленной и отпущенной структуре ферритная сетка отсутствует, и это способствует плавному переходу зоны закалки к зоне отпуска с высокодисперсной трооститно-сорбитной структурой. Анализ микроструктур показывает, что непосредственно на границе зоны плазменного упрочнения с исходной структурой дисперсного сорбитообразного перлита имеется узкая (приблизительно 0,2 – 0,3 мм) зона с пониженной твердостью и повышенной травимостью. Формирование между упрочненным слоем и сердцевиной зоны с пониженной твердостью является важным фактором повышения трещиностойкости поверхностно-упрочненных изделий. В этой зоне происходит торможение трещин, возникающих в хрупком упрочненном плазменной закалкой слое. Эти экспериментальные исследования показывают, что при обработке оптимальных режимов плазменного упрочнения необходимо обеспечить плав-

ное изменение структуры и микротвердости по глубине. Это приводит к снижению напряжений растяжения за упрочненной зоной, а в упрочненной (закаленной) зоне напряжения сжатия достигают 250 – 350 МПа. Таким образом, формирование больших напряжений сжатия в закаленном поверхностном слое и снижение напряжений растяжения в переходной разупрочненной зоне способствует повышению работоспособности изделий, работающих в условиях контактных и знакопеременных нагрузок.

Выводы. Исследованы процессы формирования микро- и субструктур в гребнях колесных пар тягового подвижного состава, подвергнутых плазменной обработке. Показано, что основным фактором, приводящим к сильному упрочнению поверхностного слоя при плазменной закалке, является формирование в приповерхностной зоне неравновесной метастабильной структуры, близкой к аморфной, переходящей к узкой зоне полной и неполной закалки с неоднородной и искаженной структурой мартенсита.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Лыков А.К., Редькин Ю.Г., Глибина Л.А. // Локомотив. 2000. № 1. С. 27, 28.
2. Кусаинова К.Т., Канаев А.Т., Токтанаева А.А. // Вестник Казахской академии транспорта и коммуникации. Алматы. 2004. № 6 (31). С. 25 – 28.
3. Канаев А.Т., Кусаинова К.Т. // Локомотив. 2006. № 6. С. 59 – 63.
4. Канаев А.Т., Байбосынова Л.А. – В кн.: Материалы V Международной научно-практической конференции «Новейшие научные достижения – 2009». Т. 24. Технологии. – София: «Бял Град-БГ» ОДД. 2009. С. 3 – 6.
5. Богомолов А.В., Канаев А.Т. – В кн.: Материалы Международной научно-практической конференции «Металлургия Прииртышья в реализации программы форсированного индустриально-инновационного развития «Казахстан – 2030». – Павлодар: изд. Кереку ПГУ им. С. Торайгырова, 2011. С. 125 – 131.
6. Синергетика и фракталы в материаловедении. // В.С. Иванова, А.С. Баланкин, И.Ж. Бунин, А.А. Оксогоев – М.: Наука, 1995. – 280 с.

© 2012 г. А.Т. Канаев, К.Т. Кусаинова,
А.В. Богомолов
Поступила 3 августа 2011 г.

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И АВТОМАТИЗАЦИЯ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

УДК 669.162.263

В.Ю. Рыболовлев¹, В.В. Лавров², А.В. Краснобаев¹, Н.А. Спиринов²

¹ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат»

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

РАЗРАБОТКА И ВНЕДРЕНИЕ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ АНАЛИЗА И ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ СИТУАЦИЙ ДОМЕННОГО ЦЕХА НА ОАО «МАГНИТОГОРСКИЙ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЙ КОМБИНАТ»

Использование современных информационных технологий в практике работы металлургических предприятий является одним из важнейших способов повышения эффективности технико-экономических показателей работы. В то же время риски от принятия необоснованных управленческих решений с учетом относительно больших объемов потребляемых сырьевых и топливно-энергетических ресурсов, а также выпускаемой продукции резко возрастают. В этой связи возникает необходимость создания программно-аппаратных комплексов, позволяющих инженерно-технологическому персоналу оперативно производить анализ работы металлургических агрегатов, оценивать текущее состояние хода технологического процесса, производить изучение и анализ наметившихся отклонений ключевых показателей, выявлять причины, повлекшие эти отклонения и разрабатывать мероприятия по повышению эффективности металлургического производства [1 – 3].

На ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» совместно с кафедрой «Теплофизика и информатика в металлургии» Уральского федерального университета осуществляется разработка и поэтапный ввод в эксплуатацию автоматизированной информационной системы анализа и прогнозирования производственных ситуаций доменного цеха (АИС АППС ДЦ) [4]. Работа направлена на повышение эффективности управления комплексом доменных печей.

Как показывает опыт разработки информационных систем, создание систем подобного масштаба на первоначальном этапе требует проведения функционального моделирования. В связи с этим разработана функциональная структура системы, выделены основные блоки (подсистемы), осуществляющие функции сбора данных, формирования отчета, визуализации, сопоставления данных, а также блоки системы поддержки принятия решений и прогнозирования технологических ситуаций. Разработка функциональной модели системы проведена на основе известной методологии IDEF0 [5].

Декомпозиция модели произведена до 5-го уровня, общее количество декомпозированных блоков функциональной модели АИС АППС ДЦ составляет свыше 150.

На основе результатов функционального моделирования разработана общая функциональная структура системы, которая включает в себя ряд подсистем (рис. 1).

Структура подсистемы сбора данных (ПСД) представлена на рис. 2. Центральным звеном ее является база данных информационно-вычислительного центра доменного цеха, которая наполняется данными из нескольких источников: SCADA комбината, серверов корпоративной информационной системы, центральной диспетчерской комбината. Одной из задач создания такой подсистемы является интеграция ее данных в существующую информационную структуру комбината.

В зависимости от запросов отдельных подсистем АИС АППС ДЦ возможно реализовать различные интервалы усреднения данных, хранящихся в базе, с помощью механизмов СУБД. Разработанная структура ПСД обеспечивает требуемую функциональность, полный охват предметной области, относительно простое расширение и изменение системы, возможность автономной реализации отдельных программных модулей и их независимость от структуры хранения данных. Основная функция подсистемы – накопление данных. Одним из основных компонентов ПСД является централизованная база данных, которая служит источником информации для всех подсистем АИС АППС ДЦ. Поэтому в первую очередь осуществлялась детальная разработка концептуальной и логической структуры базы данных, ее инфологическое моделирование, для чего использовались современные методы проектирования, язык ER-диаграмм и другие инструменты [5, 6].

В дальнейшем сформулированы принципы построения, разработана структура и осуществлено инфологическое моделирование подсистем визуализации, формирования технического отчета и сопоставительного анализа показателей работы доменных печей с исполь-

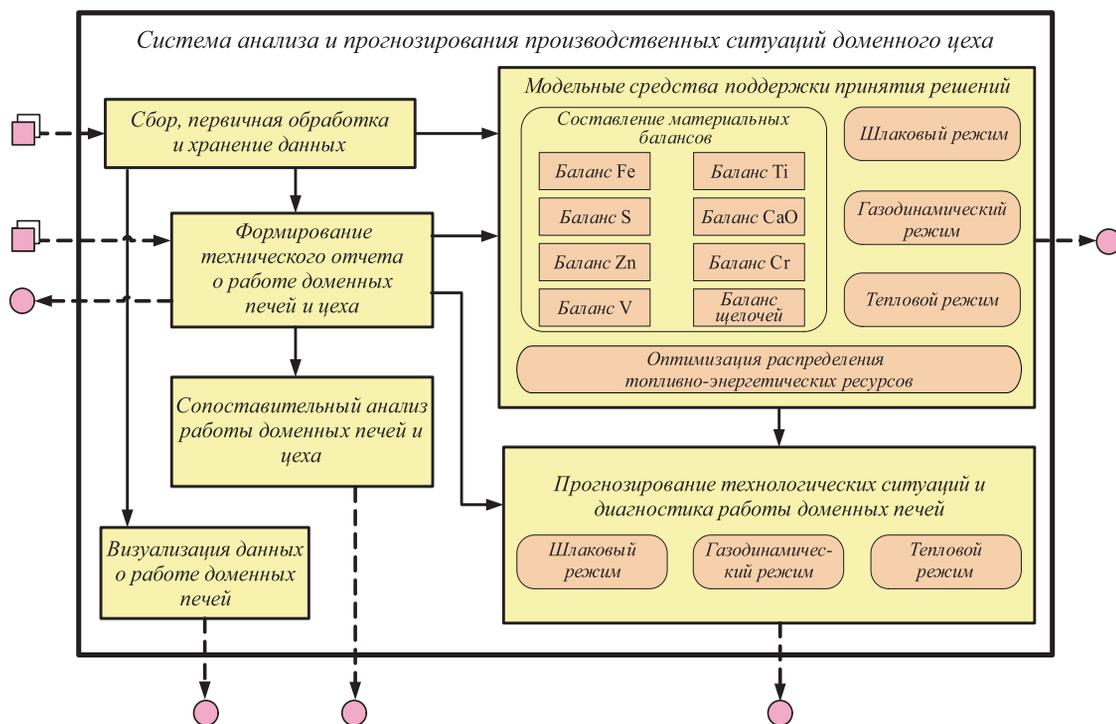


Рис. 1. Функциональная структура АИС АППС ДЦ:

☐ – источники данных; ○...○ – пользователи отображаемых данных (персонал цеха)

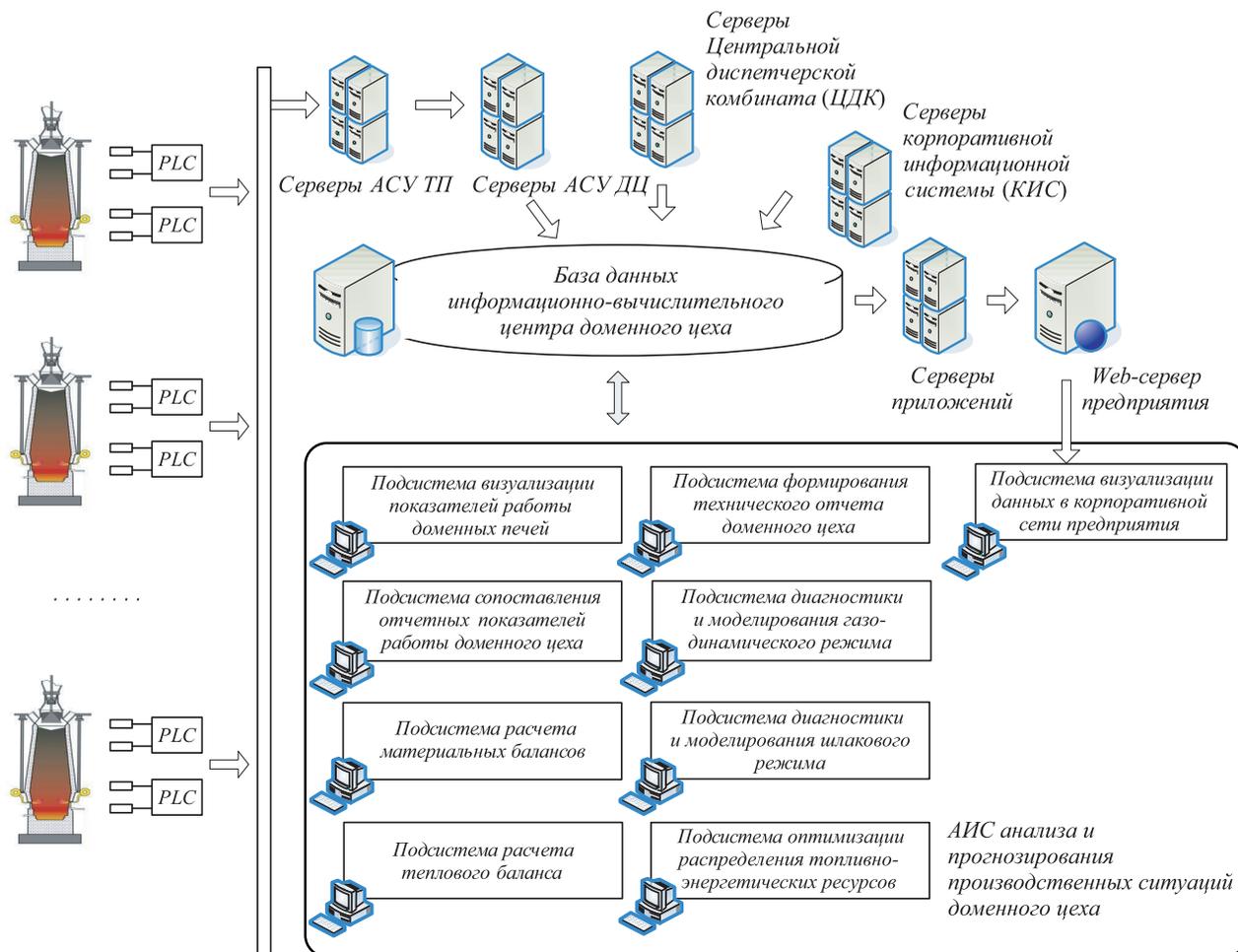


Рис. 2. Структура подсистемы сбора данных для АИС АППС ДЦ

зованием современных CASE-средств проектирования. Создан комплекс внешних моделей в виде набора взаимосвязанных ER-диаграмм, моделирующих сущностный и атрибутивный состав базы данных доменного производства. База данных разработана таким образом, что с ней могут взаимодействовать все подсистемы АИС АППС ДЦ.

Подсистема визуализации обеспечивает (по запросу пользователя) отображение на бланке или экспорт в виде отчетных файлов сведений о динамике одного или нескольких показателей в течение заданного временного периода (смены, сутки). Выбор показателя производится из списка, который загружается из блока нормативно-справочной информации (НСИ) базы данных АСУ аглодоменного производства и сохраняется локально на рабочем компьютере пользователя в виде файла конфигурационных параметров. Показатели работы доменных печей отображаются с учетом их объема в следующие группы (категории):

- параметры шихты;
- жидкие продукты плавки;
- параметры дутья;
- параметры колошниковога газа;
- комплексные показатели.

В каждой категории выделены фактические и расчетные значения показателей. Процедура визуализации позволяет отобразить изменения данных за выбранный пользователем период в двух вариантах: динамика всех доступных показателей для отдельной доменной печи; динамика одного выбранного показателя для всех доменных печей.

Основным отчетным документом о работе доменного цеха является технический отчет. В связи с этим разработана и введена в эксплуатацию подсистема *формирования технического отчета* (подсистема ФТО) [4], которая является своего рода информационным базисом для разных систем поддержки принятия решений. У пользователя имеется возможность выбрать в качестве отчетного периода либо месяц, либо период с начала года. Также есть возможность просматривать динамику любого из 200 показателей технического отчета для любой доменной печи или цеха за произвольный месяц работы. В соответствии с функцией регистрации прав в специальном модуле настройки конкретный пользователь видит только ту часть сведений, которая для него разрешена. Результатом работы подсистемы ФТО является технический отчет, который содержит в базе данных не только результаты измерений, но и расчетные показатели, которые используются в других подсистемах.

Анализ требований инженерно-технологического персонала доменного цеха показал, что для эффективного управления его работой необходимо построить несколько моделей работы доменных печей: материального баланса; теплового баланса; шлакового режима; газодинамического режима, а также модель распределения топливно-энергетических ресурсов между печами.

Основной принцип, положенный в основу *подсистемы диагностики теплового, шлакового и газодинамического режимов работы доменных печей и прогнозирования технологических ситуаций*, – это принцип натурно-математического моделирования [1 – 3]. Модель условно можно разделить на две части – модель базового состояния и прогнозирующая модель.

Модель базового (эталонного) состояния позволяет оценивать состояние процесса по усредненным показателям за базовый (эталонный) период работы печи. Базовый период (аналог-стандарт) служит базой сравнения при анализе и обобщении фактических показателей работы отдельных доменных печей и цехов. Информация о работе печей в базовом периоде необходима для корректировки (актуализации) математической модели, учитывающей изменение условий работы печей и их свойств. При этом используется фактически доступная информация о работе печей: оценки параметров шихты, комбинированного дутья, колошниковога газа, продуктов плавки и др.

Прогнозирующая модель, использующая данные, полученные с помощью модели базового (эталонного) состояния, позволяет оценить показатели доменного процесса в случае изменения (по отношению к базе) видов и свойств железорудного сырья, флюсов, дутьевых параметров.

Алгоритм моделирования свойств первичного шлака включает блоки:

- определения температур начала плавления и конца размягчения железорудных материалов, толщины зоны вязкопластичного состояния материалов;
- расчета изменений количества и состава первичного шлака по высоте зоны вязкопластичного состояния материалов;
- расчета изменения вязкости первичного шлака по высоте зоны вязкопластичного состояния материалов.

Перечисленные блоки позволяют определять температурный интервал и толщину зоны вязкопластичного состояния железорудных материалов; изменение состава первичного шлака в зоне вязкопластичного состояния железорудных материалов; изменение вязкости по толщине зоны вязкопластичного состояния железорудных материалов [1, 2].

Модель оценки свойств конечного шлака включает следующие расчетные блоки: определения выхода, состава и политермы вязкости конечного шлака; расчета десульфурисующей способности шлака и содержания серы в чугуна; диагностики шлакового режима.

Модель газодинамического режима доменной плавки позволяет оценить влияние параметров дутья и загружаемой шихты на перепад давления в доменной печи [1, 2]. В основе моделирования процессов газодинамики лежит общеизвестное линеаризованное уравнение Эгона, позволяющее оценить влияние па-

раметров потоков шихты, газа, расплава на характер взаимодействия между этими потоками. В качестве показателя предельной степени форсировки доменной плавки дутьем служит степень уравнивания (СУ) шихты газовым потоком. Расчет изменения производительности печи в прогнозном периоде осуществляется исходя из условия сохранения СУ шихты на прежнем уровне или с учетом предельной степени форсировки доменной плавки дутьем. При этом расчет выполняется с учетом изменения свойств шихтовых материалов и расплава. Реализованная подсистема оценки газодинамического режима доменной плавки позволяет расчетным путем на основе данных о работе печи получить зависимость перепада давления от дутья как в базовом периоде, так и в проектном. Есть возможность рассчитать ряд показателей, в том числе критическое количество дутья для предельной степени уравнивания, скорости фильтрации по высоте печи и другие как в базовом, так и в проектном периодах работы доменной печи.

Подсистема расчета общего теплового баланса доменной плавки позволяет наглядно отразить результат тепловой работы доменной печи. Этот баланс дает общую картину как приходной, так и расходной частей баланса, что позволяет выполнить обоснованный анализ тепловой работы печи и сделать конкретные выводы о возможности сокращения удельного расхода кокса при производстве чугуна.

Подсистема оптимального распределения топливно-энергетических ресурсов (подсистема РТР) предназначена для решения задачи распределения инжектируемого топлива и технологического кислорода между печами доменного цеха. При постановке задачи оптимизации в зависимости от конкретных условий работы цеха могут задаваться различные цели, в частности, достижение максимального экономического эффекта от использования комбинированного дутья, максимальной экономии кокса и т.д. В силу невозможности создания полной математической модели, учитывающей все сложности и аспекты доменного процесса, наиболее пригодным для решения задачи анализа показателей работы печи оказалось совместное использование натурно-математического моделирования и эвристического (экспертного) оценивания. При таком подходе основой подсистемы РТР являются натурные (реальные) объекты в их тесном сопряжении с математическими моделями, описывающими только основные явления доменного процесса, а отдельные параметры, не поддающиеся строгой формализации, задаются методом экспертного оценивания. В подсистеме РТР учитываются различные виды ограничений на работу цеха в целом (т.е. связанные с лимитированием имеющихся ресурсов по природному газу, кислороду, коксу, с необходимостью выполнения плана по выплавке чугуна), а также технологические, индивидуальные для каждой печи в отдельности (обусловленные различием конструктивных

и режимных параметров каждой из печей цеха). При определении основных ограничений использовалось физическое обоснование и классификация лимитирующих факторов при инжекции топлив и обогащении дутья кислородом, основанных на закономерностях тепло- и массообмена, газодинамики в современной доменной плавке. Разработанное программное обеспечение подсистемы РТР позволяет решать задачи оптимального распределения природного газа и технологического кислорода в следующих технологических ситуациях [1, 7]:

- в случае изменения свойств проплавляемого сырья, режимных параметров работы печей, входящих в рассматриваемую группу;
- при сохранении и изменении объема ресурсов по расходу природного газа и (или) технологического кислорода в целом для цеха;
- при изменении задания на объем выплаваемого чугуна комплексом доменных печей и ресурса по объему кокса;
- при изменении конъюнктуры рынка, т.е. требований обеспечения максимума экономии кокса, обеспечения максимума производства, экономичности работы комплекса печей, цен на топливно-энергетические ресурсы и т.п.

Подсистема формирования отчетных показателей работы доменного цеха в корпоративной сети комбината основана на использовании системы управления базами данных Microsoft SQL Server и встроенного в нее инструмента Reporting Services [8]. Подсистема включает в себя набор интерактивных отчетов (шаблонов), которые позволяют отображать в численном и графическом виде свыше 200 показателей работы всех доменных печей комбината за произвольный период их работы [1, 9]. Инструментарий Reporting Services включает средства просмотра отчетов, которые работают с обычным браузером. Эти средства отображения обеспечивают высококачественную презентацию каждого отчета на языке разметки DHTML (динамический HTML). Доступ к серверу отчетов определяется настройками безопасности, которые осуществляет администратор базы данных Центра АСУ аглодомного производства. Дополнительные возможности доставки отчетов пользователям предоставляются с помощью процедур подписки на отчет (в этом случае он будет автоматически получать отчет через заданный период времени по электронной почте). Reporting Services будет отправлять копию отчета в виде присоединенных файлов в электронном письме каждому подписчику в определенное время.

Пользователю предоставляется возможность интерактивного выбора из списков параметров (показателей) для разных доменных печей. При этом указанные параметры настроены по технологии «множественный выбор» (multi-value), что позволяет выводить на график несколько графических трендов для визуального

сравнения характера динамики изменения параметров. Настройку начала и окончания временного периода для отображения показателей пользователь может осуществить по календарю. Наглядность представления графических трендов достигается благодаря дополнительным функциональным возможностям системы: наличие средств автоматического масштабирования численных показателей и временной шкалы, пояснение трендов в виде легенды, динамическое масштабирование изображения, поиск символьных обозначений на листе отчета и пр.

Помимо графических трендов, система позволяет отобразить отчетные показатели работы доменных печей и цеха в табличном виде. После выбора соответствующего показателя в окне браузера отобразится отчет, включающий в себя таблицу с набором интерактивных элементов управления. С помощью представленных элементов управления пользователь может изменять форму отчета: выбирать отчетные годы, месяцы и перечень доменных печей. В таблице расположены интерактивные списки, благодаря которым возможно скрывать/отображать численные значения величин по отдельным годам. Итоговый вид отчета также можно экспортировать в форматы документов, с помощью которых можно будет передать отчет конечному пользователю.

Выводы. На основе современных ИТ-инструментов разработана и сдана в опытно-промышленную эксплуатацию система анализа и прогнозирования производственных ситуаций доменного цеха ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат», которая предоставляет в распоряжение инженерно-технологического персонала современный информационный сервис для оперативного анализа отчетных показателей

работы. Использование разработанной системы позволяет инженерно-технологического персоналу оперативно проводить оценку производственных ситуаций доменных печей, решать задачи управления технологией выплавки чугуна, что в конечном итоге обеспечивает повышение технико-экономических показателей работы доменного производства.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Модельные системы поддержки принятия решений в АСУ ТП доменной плавки металлургии / Н.А. Спирина, В.В. Лавров, В.Ю. Рыболовлев и др. Под ред. Н. А. Спирина. – Екатеринбург: изд. УрФУ, 2011. – 462 с.
2. Компьютерные методы моделирования доменного процесса / О.П. Онорин, Н.А. Спирина, В.Л. Терентьев и др. Под ред. Н.А. Спирина. – Екатеринбург: изд. УГТУ – УПИ, 2005. – 301 с.
3. Информационные системы в металлургии / Н.А. Спирина, Ю.В. Ипатов, В.И. Лобанов и др. Под ред. Н.А. Спирина. – Екатеринбург: изд. УГТУ – УПИ, 2001. – 617 с.
4. Лавров В.В., Спирина Н.А., Бурыкин А.А., Краснобаев А.В. // Сталь. 2010. № 1. С. 17 – 21.
5. Одинцов И.О. Профессиональное программирование. Системный подход. 2-е изд. перераб. и доп. – СПб.: БХВ-Петербург, 2004. – 624 с.
6. Дейт К. Дж. Введение в системы баз данных. 8-е изд. – М.: Вильямс, 2006. – 1328 с.
7. Лавров В.В., Спирина Н.А., Бабин И.А. и др. // Сталь. 2008. № 4. С. 10 – 14.
8. Ларсон Б. Microsoft SQL Server 2005 Reporting Services. Традиционные и интерактивные отчеты. Создание, редактирование и управление. – М.: ИТ Пресс, 2008. – 608 с.
9. Лавров В.В., Спирина Н.А., Бурыкин А.А., Краснобаев А.В. // Известия Томского политехнического университета. 2010. Т. 317. № 5. С. 68 – 73.

© 2012 г. В.Ю. Рыболовлев, В.В. Лавров,
А.В. Краснобаев, Н.А. Спирина
Поступила 23 марта 2012 г.

УДК 669.046:62 – 503.5

**Л.П. Мышляев¹, В.Ф. Евтушенко¹, Д.Г. Березин¹,
Г.В. Макаров¹, К.А. Ивушкин²**

¹ Сибирский государственный индустриальный университет

² ООО «Сибшхострой»

ПОНЯТИЯ И УСЛОВИЯ ПОДОБИЯ СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ*

Одной из важных практических задач исследования систем управления с использованием любого класса моделей управляемых объектов является задача переноса результатов этих исследований на натурные системы управления и их основные составляющие, включая и входные (контролируемые и неконтролируемые) воз-

действия. Такой перенос будет являться обоснованным, если доказано подобие систем управления натурным объектом и его моделью.

Понятие подобия модели и ее оригинала в свою очередь связано с понятием адекватности модели. В дальнейшем будем ориентироваться на те понятия, которые изложены в работе [1], где под подобием понимается соответствие между оригиналом и моделью, при котором известны правила перехода от параметров модели к параметрам объекта и наоборот, а математическое опи-

* Работа выполнена в рамках государственного задания № 7.4916.2011 Министерства образования и науки на выполнение СибГИУ научно-исследовательских работ.

сание (если оно известно или может быть получено) допускает преобразование их к тождественному виду. В то время как адекватность модели – это ее способность отображать заданные свойства и условия функционирования объекта с требуемой точностью, то можно считать, что адекватность модели является частным случаем подобия.

Современная теория подобия хорошо разработана и эффективно применяется лишь для определения подобия конструктивных характеристик объектов и протекающих в них процессов преобразования энергии и вещества [1]. Использование ее для систем управления в целом и отдельных ее элементов [2, 3] требует существенных дополнений и развития. В то же время можно отметить некоторые примеры применения безразмерных показателей при решении инженерных задач анализа и синтеза систем управления, где возникает необходимость раздельного сопоставления динамических свойств только каналов преобразования изменений входных воздействий объектов управления, характеристик этих воздействий, а также совместное рассмотрение динамических свойств воздействий и каналов их преобразования [4].

В первом случае – это отношение времени чистого запаздывания к постоянной времени инерции, используемое, в частности, в инженерных методах параметрической настройки законов регулирования [4], с помощью которых при равных отношениях получают одинаковые значения параметров настройки для разных объектов регулирования. Во втором случае в задаче прогнозирования технических показателей циклических процессов на длительный интервал времени [5] предложено использовать показатели скейлинга [6] для сопоставления различных участков временных рядов данных. В третьем случае при оценивании области эффективной работы системы регулирования по отклонению сопоставляется время чистого запаздывания динамического канала преобразования воздействий с интервалом спада автокорреляционной функции этих воздействий [4].

Для конструктивного развития основных положений подобия систем управления следует определить основные понятия и утверждения.

Утверждение 1. Системы управления подобны, если их функционирование характеризуется точным или приближенным равенством значений целевых показателей (критериев) эффективности управления.

Условия подобия систем управления, удовлетворяющие утверждению 1, можно записать в виде

$$\left| q_j\{(t-T), t\} - q_l\{(t-T), t\} \right| \leq \delta q_{jl}^*;$$

$$j \neq l; j = \overline{1, L}; l = \overline{1, L}, \quad (1)$$

где q_j и q_l – значения целевых показателей эффективности функционирования на заданном интервале

времени T соответственно j -й и l -й системы управления; δq_{jl}^* – величина, определяемая предельно допустимый (заданный) порог близости показателей q_j и q_l , при котором эффективность этих систем управления считается одинаковой; L – число систем управления.

Это утверждение может быть использовано не только для чисто технических, но и для организационных (активных) систем управления. Подтверждением этого является определение адекватности модели активной системы управления, приведенное в работе [7], где сказано, что для такой модели «критерием адекватности является эффективность управления».

Для того, чтобы количественно оценить близость систем управления друг к другу с точки зрения их подобия, необходимо понятие степени подобия.

Утверждение 2. Под степенью подобия систем управления будем понимать количественную меру близости характеристик критериев эффективности управления этими системами.

В частности, такой количественной мерой может служить коэффициент корреляции между характеристиками целевых показателей, отражающих эффективность функционирования этих систем. Примером этого служит метод коррелированных процессов, изложенный в работе [8], где предлагается осуществлять «установление степени соответствия исходной и упрощенной систем ... по корреляционным моментам статистических значений вероятностных характеристик» этих систем.

Аналогично условию (1) подобия систем управления степень подобия систем управления также целесообразно оценивать с точностью до некоторого порога близости, имеющего примерно такой же смысл, что и в выражении (1).

Утверждение 3. Объекты управления являются подобными, если они удовлетворяют условиям совместного подобия контролируемых и неконтролируемых внешних воздействий и динамических каналов их преобразования.

При этом неконтролируемые воздействия целесообразно расчетным путем или экспериментально приводить к одному из управляющих входов [9], где они будут отображать совокупность влияния всех неконтролируемых воздействий в масштабе управляющего воздействия.

Утверждение 4. Условием совместного подобия объектов и входных воздействий на конечном интервале T является точное или приближенное равенство эффектов влияния входных воздействий на выходные воздействия объекта управления.

Это условие можно записать, например, с помощью следующих выражений:

$$y_j\{(t-T), t\} = y_l\{(t-T), t\}; j \neq l; j = \overline{1, L}; l = \overline{1, L}; \quad (2)$$

$$y_j\{(t-T), t\} = \int_{t-T}^t \varphi_{zj}(t)\{z_j(t)\} dt; \quad (3)$$

$$y_l\{(t-T), t\} = \int_{t-T}^t \varphi_{zl}(t)\{z_l(t)\} dt; \quad (4)$$

$$Z(t) \in \{w_k(t), u_{\text{вн}}(t)\}, \quad (5)$$

где $w(t)$, $u(t)$ и $y(t)$ – соответственно внешние, управляющие и выходные воздействия, отражающие движение объекта управления в момент непрерывного времени t ; T – интервал, на котором оцениваются характеристики показателей эффективности функционирования систем управления; $\varphi_z\{\cdot\}$ – динамический оператор канала преобразования входных в выходные воздействия; индексы « j » и « l » означают принадлежность j -му и l -му объектам управления; « вн », « k » и « z » означают «приведенный к управляющему входу», «контролируемый» и принадлежность совокупности воздействий z .

Условия подобия отдельно рассматриваемых объектов управления и воздействий можно формировать из известных показателей свойств воздействий и объектов, таких как статистические и фрактальные показатели временных рядов и динамические характеристики каналов преобразования этих воздействий.

В нестационарных условиях функционирования систем управления приведенные выше условия подобия будут изменяться. Это естественно приведет к тому, что первоначально подобные системы управления перестанут быть подобными, и тогда перенос результатов исследования или выработки управляющих воздействий [10] с одной системы на другую становится не обоснованным.

В таких ситуациях необходимо изменять динамические свойства одной из систем управления, в частности, системы управления натурным объектом и/или его моделью, а также соответствующие характеристики воздействий с целью выполнения условий (1) – (5). Естественно, что такого рода целенаправленные воздействия являются предпочтительными для модели и приложений к ней воздействий с точки зрения простоты и затрат на реализацию.

Процесс воздействия на систему управления и ее отдельные составляющие, направленные на выполнение условий подобия, является управлением подобием систем управления и их составляющих, и по аналогии с работой [11] такие системы можно отнести к системам управления с новыми типами прямых и обратных связей.

Выводы. Сформулированы основные понятия и условия подобия систем управления и их составляющих, необходимые для развития теории подобия применительно к системам управления.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Веников В.А. Теория подобия и моделирования. – М.: Высшая школа, 1976. – 479 с.
2. Мышляев Л.П., Евтушенко В.Ф., Зельцер С.Р. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2010. № 11. С. 65 – 67.
3. Мышляев Л.П., Евтушенко В.Ф., Березин Д.Г., Макаров Г.В. – В кн.: Системы автоматизации в образовании, науке и производстве. Труды VIII Всероссийской научно-практической конференции / Под ред. С.М. Кулакова, Л.П. Мышляева. – Новокузнецк: Изд. центр СибГИУ, 2011. С. 34 – 36.
4. Ротач В.Я. Расчет динамики промышленных автоматических систем регулирования. – М.: Энергия, 1973. – 439 с.
5. Теория и практика прогнозирования в системах управления / С.В. Емельянов, С.К. Коровин, Л.П. Мышляев и др. – Кемерово, М.: Издательское объединение «Российские университеты»: Кузбассвуиздат – АСТШ, 2008. – 487 с.
6. Федер Е. Фракталы. – М.: Мир, 1991. – 254 с.
7. Новиков Д.А. Обобщенные решения задач стимулирования в активных системах. – М.: изд. Ин-та проблем управления РАН, 1998. – 68 с.
8. Пугачев В.Н. Комбинированные методы определения вероятностных характеристик. – М.: Советское радио, 1973. – 256 с.
9. Барковский В.В., Захаров В.Н., Шаталов А.С. Методы синтеза систем управления. – М.: Машиностроение, 1969. – 385 с.
10. Красовский А.А. // Автоматика и телемеханика. 1979. № 2. С. 156 – 162.
11. Емельянов С.В., Коровин С.К. Новые типы обратной связи: Управление при неопределенности. – М.: Наука. Физматлит, 1997. – 352 с.

© 2012 г. Л.П. Мышляев, В.Ф. Евтушенко,
Д.Г. Березин, Г.В. Макаров, К.А. Ивущикин
Поступила 19 сентября 2012 г.

А.Ю. Епишин¹, В.Г. Карелин², Л.А. Зайнуллин¹

¹Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина

²ОАО «Всероссийский научно-исследовательский институт металлургической теплотехники»

ПОВЕДЕНИЕ ФОСФОРСОДЕРЖАЩЕГО КОМПОНЕНТА ПРИ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОМ ОБЖИГЕ ЛИСАКОВСКОГО ЖЕЛЕЗОРУДНОГО КОНЦЕНТРАТА

Лисаковское месторождение бурого железняка (Костанайская область, Казахстан) разрабатывается открытым способом, что обеспечивает более дешевую добычу руды. На фабрике ЛФ ТОО «Оркен» гравитационно-магнитным способом производят обогащение руды с получением гравитационно-магнитного концентрата, содержащего 48 – 49 % Fe, 10 – 12 % SiO₂, 4,5 – 5,5 % Al₂O₃, 0,7 – 0,9 % P. Полученный продукт поступает на агломерацию в АО «Арселор Миттал Темиртау» (г. Темиртау, Казахстан). Из-за повышенного (0,7 – 0,9 %) содержания фосфора в гравитационно-магнитном концентрате спрос на него ограничен.

ТОО «Оркен» разработана технология удаления фосфора из концентрата на стадии подготовки руд [1], в основе которой заложен окислительный обжиг материала с последующим сернокислотным выщелачиванием. Из исходного концентрата фосфор практически не выщелачивается. Для успешного его выщелачивания необходим обжиг материала при повышенных температурах [2].

В лисаковском концентрате содержится значительное количество гидратной влаги (до 12 %), большая часть которой находится в виде гидратов железа и разлагается при умеренной температуре 320 – 350 °С. Другая часть, судя по всему, связана с фосфорсодержащим компонентом, разлагающимся при повышенной температуре. При этом в процессе окислительного обжига происходит образование свободного оксида фосфора. Уменьшить содержание фосфора в прокаленном материале можно за счет выполнения процедуры выщелачивания слабым водным раствором серной кислоты, так как фосфор после обжига, находясь в свободном виде, легко реагирует с серной кислотой, а железо в основном не растворяется и остается в твердой фазе.

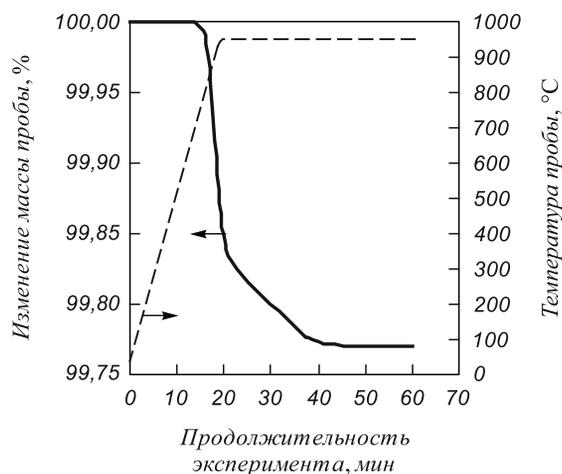
В лабораторных условиях удалось установить наличие гидратной влаги, которая выделяется при высокотемпературном обжиге лисаковского железорудного концентрата, что свидетельствует о разложении гидратированного фосфорсодержащего компонента.

Исходную навеску гравитационно-магнитного концентрата крупностью 0,160 – 0,315 мм и массой 220 г

предварительно обжигали при температуре 700 °С в муфельной печи для удаления адсорбционной и низкотемпературной гидратной влаги, а также углерода. Затем прокаленный концентрат массой 196,5 г помещали в герметичный реакционный стакан из жаропрочной стали, составная конструкция которого позволяет продувать через слой материала газообразную среду. Стакан с концентратом погружали в рабочее пространство лабораторной шахтной печи, разогретой до 700 °С, и нагревали до 1000 °С со скоростью 5 °С/мин. В систему подавали сухой воздух, а на выходе устанавливали и-образную трубку с сорбирующим наполнителем силикагелем общей массой 85,5 г. После окончания эксперимента масса трубки с наполнителем составила 86,5 г, т.е. количество уловленной влаги – 1 г. Тогда содержание высокотемпературной гидратной влаги в пробе концентрата массой 196,5 г, выделившейся в процессе разложения гидратированного фосфорсодержащего компонента, равно 0,51 %.

Для более детального изучения характера разложения гидратного фосфорсодержащего компонента был проведен термогравиметрический анализ лисаковского железорудного концентрата, который подразумевает регистрацию изменения массы образца в зависимости от температуры. В качестве исходного образца использовали концентрат крупностью 0,160 – 0,315 мм и массой 5 г, предварительно обожженный в муфельной печи при температуре 700 °С. В эксперименте использовали термоанализатор, состоящий из высокоточных весов с алюминиевыми тиглями. Камеру печи заполняли инертным газом (аргоном) для предотвращения нежелательных реакций. В процессе анализа температуру системы поднимали от 30 до 950 °С со скоростью 50 °С/мин и производили выдержку. Общее время опыта 60 мин. Результаты эксперимента приведены на рисунке.

На шестнадцатой минуте эксперимента, когда температура пробы достигает 830 °С, начинается процесс выделения высокотемпературной влаги, скорость которого во времени в целом уменьшается не монотонно. Выделение гидратной влаги заканчивается при температуре 950 °С за 24 мин, а ее содержа-



Изменение массы образца в процессе термогравиметрического анализа

ние в пробе лисаковского железорудного концентрата равно 0,23 %.

Полученные данные свидетельствуют о наличии гидратного фосфорсодержащего компонента в концентрате, разложение которого начинается при температуре 830 °С и длится 24 мин при 950 °С. Результаты

экспериментов в работе [2] по поиску оптимальных режимов обжига и выщелачивания для наиболее полного удаления фосфора из лисаковского железорудного концентрата полностью соответствуют полученным данным.

Выводы. Результаты исследований лисаковского гравитационно-магнитного концентрата подтвердили наличие гидратированного фосфорсодержащего компонента, разлагающегося при высокотемпературном обжиге материала с выделением гидратной влаги. Определена температура начала разложения гидратного компонента, равная 830 °С, а длительность процесса при температуре 950 °С составляет 24 мин.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. N a y d u o n o v V.A. Experience of operation of Lisakovsk deposit of brown Iron Ore: International Seminar on Vision Mineral Development, 2005. – Bhubaneswar, India. P. 83 – 87.
2. Епишин А.Ю., Зайнуллин Л.А., Карелин В.Г. – В кн.: Сборник материалов VIII конгресса обогатителей стран СНГ. Т. 1. – М.: Изд-во МИСиС, 2011. С. 83 – 86.

© 2012 г. А.Ю. Епишин, В.Г. Карелин, Л.А. Зайнуллин
Поступила 28 февраля 2012 г.

УДК 621.78.062

В.Г. Лисиенко, Ю.К. Маликов, А.А. Титаев

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

ОБ ОДНОМ ИЗ СПОСОБОВ РЕГУЛИРОВАНИЯ ДАВЛЕНИЯ В ПЕЧИ С ИМПУЛЬСНОЙ СИСТЕМОЙ ОТОПЛЕНИЯ

Высокотемпературные термические печи с импульсной системой отопления являются одними из наиболее важных агрегатов, от работы которых зависит качество процесса термической обработки труб. Механические свойства (прочность и ударовязкость) стали могут меняться в зависимости от стабильности поддерживаемых при обработке параметров (температуры, давления). Значительное влияние на стабильность газодинамического режима в печи с импульсной системой отопления оказывает внутривспечное давление. Оптимально выбранный режим по давлению позволяет, с одной стороны, минимизировать подсосы холодного воздуха в рабочее пространство печи, а с другой – не допустить существенных потерь тепла с выбиванием. Для поддержания давления, как правило, используется контур регулирования, включающий в себя в качестве сигнала обратной связи значение, измеренное датчиком давления, а в качестве исполнительного механизма – заслонку (шибер), частично перекрывающую дымоходный тракт печи.

Типичным примером использования рассматриваемой схемы является закалочная печь термического

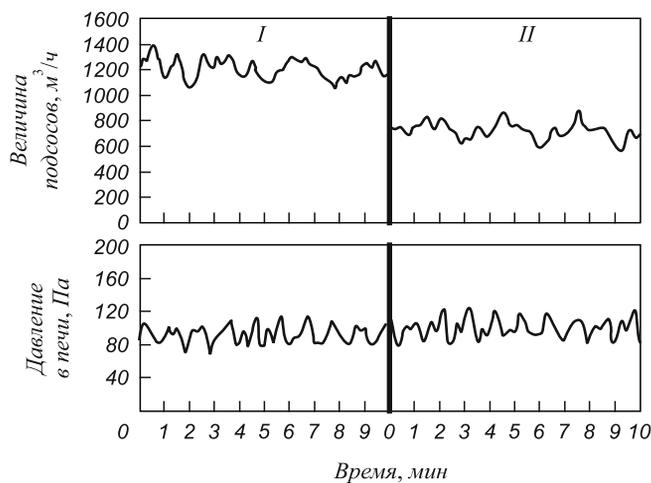
отдела цеха № 4 ОАО «Первоуральский новотрубный завод». Однако в процессе ее эксплуатации были выявлены случаи значительного образования окалины на обрабатываемых трубах, что говорит о неэффективности управления давлением в печи и больших объемах подсосов холодного воздуха. С целью оценки величины подсосов был применен контроль содержания кислорода в отходящих дымовых газах посредством установки на дымоходном тракте печи газоанализатора. Система газоанализатора включает в себя патрубок для отбора дымовых газов, непосредственно соединенный с пространством дымохода, непрерывно работающий вентилятор для помещения образца дымовых газов в камеру анализа и газоанализатор, определяющий процентное содержание кислорода в образце дымовых газов. На основании измеренных значений концентрации кислорода, а также с учетом расходов газа и воздуха через горелки, был вычислен расход дыма и определены величины подсосов холодного воздуха.

Исходя из полученных результатов, предлагается схема управления газодинамическим режимом печи,

основанная, в отличие от классической, на поддержании величины подсосов на минимальном уровне. В этом случае контур регулирования целесообразно построить на газоанализаторе кислорода (в качестве сигнала обратной связи) и частотном приводе эжекционного вентилятора, установленного в дымоходном тракте печи (в качестве исполнительного механизма). Рассматриваемый способ управления был опробован на практике и показал удовлетворительные результаты не только по содержанию кислорода и величине подсосов, но и по стабильности внутривспечного давления (см. рисунок).

Таким образом, предложен оптимальный способ регулирования давления в печи при помощи газоанализатора кислорода в отходящих дымовых газах.

© 2012 г. В.Г. Лисиенко, Ю.К. Маликов,
А.А. Титаев
Поступила 13 июня 2012 г.



Сравнение способов управления газодинамическим режимом работы печи:

I – регулирование по датчику давления, II – регулирование по содержанию кислорода в дымовых газах

УДК 66.040.3:62-503.5

С.Н. Старовацкая, Л.П. Мышляев

Сибирский государственный индустриальный университет

УПРАВЛЕНИЕ ТРАЕКТОРИЕЙ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ СТАЛИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ФИЗИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ*

Неопределенность в описании всех компонентов объектов управления является преобладающим фактором эффективности вырабатываемых управляющих воздействий. Один из перспективных путей уменьшения неопределенности заключается в применении физических моделей объектов управления¹, а в перспективе физических комбинированных (натурно-математических) блоков генерирования внешних воздействий с обеспечением подобия всех элементов системы управления натурным объектом и физической модели.

Подтверждением сказанному служит система управления структурой и свойствами сталей при термоциклической обработке. В отличие от известной (см. сноску 1) в данную систему введены блоки обеспечения динамического подобия управляющих и выходных воздействий натурального объекта и физической модели. Структура системы представлена на рисунке, где приняты следующие обозначения: W , U и Y – внешние, управляющие и выходные воздействия на натуральный объект; w , u , y – соответствующие

воздействия на физическую модель; Y^* – задающее воздействие.

Эта система была реализована на примере управления процессом термоциклической обработки изделий из малоуглеродистой стали.

Термоциклическая обработка стальных изделий (натурных) проводилась на установке индукционного нагрева, температура нагрева регулировалась изменением мощности с помощью тиристорного преобразователя частоты. Нагреву подвергались стальные изделия, помещенные в индуктор, данные о температуре металла поступали с датчиков температуры – бесконтактных инфракрасных пирометров. Физическая модель была представлена малоразмерной индукционной нагревательной установкой малой мощности, в которой нагревались малоразмерные (модельные) стальные изделия.

Модельные изделия помещались в малоразмерную нагревательную установку, где начинался их нагрев по расчетной траектории. Через интервал времени Δt , равный 1/10 предполагаемой длительности нагрева натуральных изделий, производился новый расчет траектории нагрева модельных изделий. При этом температуры модельных и натуральных изделий выравнивались за счет корректировки длительности нагревов и охлаждений, величина которых рассчитывалась по выражению

* Работа выполнена в рамках государственного задания № 7.4916.2011 Министерства образования и науки на выполнение СибГИУ научно-исследовательских работ.

¹ Красовский А.А. // Автоматика и телемеханика. 1979. № 2. С. 156 – 182.



Система управления с физической моделью

$$\Delta\tau(i) = \begin{cases} k_1 \{ T^p(i) - T^m(i) \} & \text{при } \{ \cdot \} \leq 0; \\ k_2 \{ T^p(i) - T^m(i) \} & \text{при } \{ \cdot \} > 0, \end{cases}$$

где $\Delta\tau(i)$ – время дополнительного нагрева или охлаждения модельного изделия на i -ом такте управления; T^p – температура натурального изделия, переведенная в масштаб модельного; T^m – температура модельного изделия; k_1, k_2 – пересчетные коэффициенты.

После выравнивания температур натурального и модельного изделий рассчитывали новую траекторию на-

грева, включающую величину и длительность нагрева с использованием физической модели. Затем полученная траектория пересчитывалась с помощью коэффициентов в траекторию нагрева натуральных изделий.

Таким образом, использование физических моделей и блоков обеспечения динамического подобиия в системе управления структурой и свойствами сталей при термоциклической обработке позволяет повысить эффективность управления в условиях неопределенности.

© 2012 г. С.Н. Старовацкая, Л.П. Мышляев
Поступила 22 октября 2012 г.

УДК 621.745.34:66.041.88

А.В. Феоктистов

Сибирский государственный индустриальный университет

ОПЫТ ЭКСПЛУАТАЦИИ ВАГРАНОЧНОГО РЕКУПЕРАТОРА КОНСТРУКЦИИ «ТРУБА В ТРУБЕ»*

В вагранках с горячим дутьем часто используются рекуператоры из жаропрочной стали. При этом в зависимости от конструкции рекуператора, от состава и крупности шихтовых материалов температура горячего дутья находится в пределах от 400 до 620 °С. Однако такие рекуператоры в производственных условиях показали себя не надежными в работе из-за большой длины воздушного тракта, подсоса воздуха через несплошности и частых взрывов смеси газов, засорения и прогара жаростойких труб. Из сказанного следует, что необходимы новые конструктивные решения по разработке

рекуператоров, способных осуществлять подогрев дутья свыше 400 °С и работать в условиях длительной кампании.

С целью поиска оптимальной конструкции рекуператора на кафедре литейного производства СибГИУ были разработаны различные конструкции рекуператоров типа «труба в трубе» и методика расчета их технологических параметров, включающая расчет состава колошниковых газов; расчет температуры воздуха и дымовых газов на выходе из рекуператора; расчет коэффициентов теплообмена и теплопередачи на дымовой стороне; расчет температуры подогрева воздуха для противотока; расчет температуры подогрева воздуха для прямотока; расчет количества воздуха на дожигание оксида углеро-

* Работа выполнена по заказу Министерства образования и науки РФ (№ 7.3909.2011).

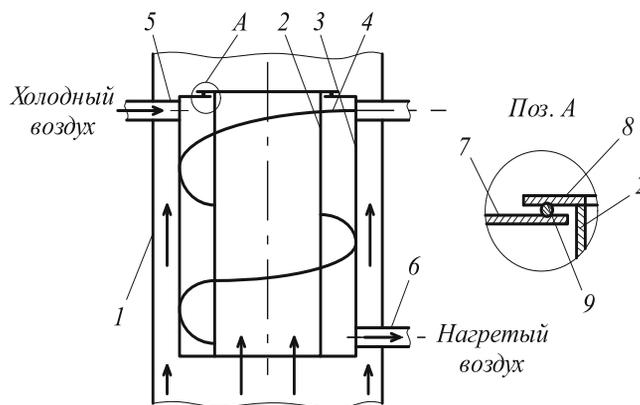
да в колошниковых газах. В процессе расчета основных параметров рекуператора по разработанной методике возможно варьировать его геометрические размеры и направление движения воздуха в нем.

Оптимальная конструкция рекуператора, установленного на вагранке диам. 1250 мм ЗАО «Изолит» и показавшая наилучшие результаты в процессе эксплуатации, представлена на рисунке и защищена патентами [1 – 4]. Такая конструкция позволяет подогревать дутье до 450 °С. Срок службы рекуператора составляет уже 2 года и пока не наблюдается каких-либо нарушений в его работе. Так как в вагранке проплавляется доменный шлак, в состав которого входят 38 – 40 % SiO₂, 18 – 20 % Al₂O₃, оксиды Ca и Mg, то поверхность труб рекуператора при нагреве в процессе работы подверглась алитированию и силицированию, т.е. покрылась пленкой оксидов алюминия и кремния, которые диффузионно проникли и насытили поверхность стальных труб. Поэтому окисления стальной поверхности и, тем более, прогара стенок труб не происходит.

Особенности расчета ваграночного рекуператора состоят в том, что его высота уже ограничена конструктивными особенностями вагранки, т.е. высотой верхней шахты от верха загрузочного окна до выхода газов в искрогаситель. Диаметры двух цилиндров рекуператора «труба в трубе» также определяются диаметром верхней шахты вагранки. Для расчета необходимо экспериментально определить средний состав колошниковых газов вагранки и их температуру. При устройстве такого рекуператора ваграночный процесс надо вести так, чтобы температура отходящих газов не опускалась ниже пределов воспламенения 630 – 650 °С.

В результате расчетов, лабораторной и промышленной практики выявлено, что без установки дополнительной горелки ниже загрузочного окна полезную высоту вагранки следует держать на уровне 4 – 4,5 м от первого ряда фурм. Только в этом случае отходящие колошниковые газы будут иметь необходимую температуру. На высоких вагранках большого внутреннего диаметра и большей полезной высотой воспламенение монооксида углерода следует производить с помощью дополнительной горелки, работающей на природном газе. Поэтому для расчета должно задаваться начальное содержание монооксида углерода в составе колошниковых газов и затем вычисляться количество воздуха, которое необходимо для дожигания этого количества оксида углерода.

Для методически верного расчета, являющегося основой реального проектирования, задавались следующие параметры: коэффициент избытка воздуха; температура колошниковых газов; температура газов на выходе из рекуператора; температура дутья; количество дутья; температура воздуха на дожигании монооксида углерода; тепловой эффект реакции $CO + 0,5O_2 = CO_2 + Q$, где $Q = 282\,583$ кДж/кмоль; степень черноты материала стенки рекуперато-



Конструкция рекуператора:

1 – шахта вагранки; 2 – внутренний цилиндр; 3 – внешний цилиндр; 4 – винтовая насадка; 5 – патрубок подвода холодного воздуха; 6 – патрубок отвода нагретого воздуха; 7 – нижнее кольцо; 8 – верхнее кольцо; 9 – шнур из углестекловолокна

ра – 0,98; средние теплоемкости газов и воздуха 1,50 и 1,34 кДж/(м³·°С) в рекуператоре. Расчет данного типа рекуператора проводился только численным методом с применением итерационной процедуры.

Для оптимизации методики расчета технологических параметров рекуператора конструкции «труба в трубе» была разработана программа в среде Borland Delphi, позволяющая моделировать протекающие процессы теплообмена в рекуператоре [5]. В результате проведенных расчетов были получены значения, которые хорошо подтверждаются практическими данными. Были выработаны технологические решения для проектирования и последующего монтажа рекуператора на вагранках с различной температурой подогрева воздуха в рекуператоре; из расчета был сделан вывод о том, что для рекуператора конструкции «труба в трубе» проток оказывается более эффективным, чем противоток.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пат. 89682 РФ, МПК F27B1/00, F23L15/04. Рекуператор вагранки / Пашков В.В., Селянин И.Ф., Феоктистов А.В. и др.; ГОУ ВПО «СибГИУ». № 2009128152/22; заявл. 21.07.09; опубл. 10.12.09.
2. Пат. 89683 РФ, МПК F27B1/00. Рекуператор вагранки / Пашков В.В., Селянин И.Ф., Феоктистов А.В. и др.; ГОУ ВПО «СибГИУ». № 2009128151/22; заявл. 21.07.09; опубл. 10.12.09.
3. Пат. 89684 РФ, МПК F 27 В 1/00. Рекуператор вагранки / Пашков В.В., Селянин И.Ф., Феоктистов А.В. и др.; ГОУ ВПО «СибГИУ». № 2009128149/22; заявл. 21.07.09; опубл. 10.12.09.
4. Пат. 99135 РФ, МПК F28D1/00. Рекуператор вагранки / Селянин И.Ф., Пашков В.В., Куценко А.И., Феоктистов А.В., Бедарев С.А.; ГОУ ВПО «СибГИУ». № 2010125296/02; заявл. 18.06.2010; опубл. 10.11.10.
5. Свидетельство № 2011617034 о государственной регистрации программы для ЭВМ "Расчет технологических параметров ваграночного рекуператора конструкции «труба в трубе»" / Селянин И.Ф., Феоктистов А.В., Бедарев С.А., Морин С.В. Заявл. 12.07.11; зарег. 09.09.11.

УДК 669.046:621.74.04

С.В. Фейлер¹, А.Н. Черепанов², Е.В. Протопопов¹, Р.Ф. Калимуллин¹

¹ Сибирский государственный индустриальный университет

² Институт теоретической и прикладной механики СО РАН (г. Новосибирск)

ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА ИНОКУЛЯТОРОВ И ТЕХНОЛОГИИ ПОДАЧИ МАТЕРИАЛА ПРИ МОДИФИЦИРОВАНИИ СТАЛИ В ПРОЦЕССЕ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ*

Повышение требований к качеству непрерывнолитых заготовок, в частности, улучшению макроструктуры в направлении снижения химической неоднородности металла, требует разработки новых технических решений по модифицированию жидкой стали добавками тугоплавких соединений, инициирующих кристаллизацию.

Для выбора и обеспечения наибольшей эффективности технологии использования таких материалов в качестве катализатора процесса зарождения кристаллов необходимо соблюдение ряда условий, в том числе: размеры частиц не должны значительно превышать дебаевский радиус поглощения для данного вещества; вещество частицы должно быть как можно более тугоплавким и не растворимым в окружающем металле; вещество должно обладать проводимостью металлического типа [1]. Отмеченным требованиям в полной мере соответствуют такие соединения, как нитрид титана TiN, нитрид циркония ZrN, диборид циркония ZrB₂. Модифицирование металла желательнее проводить частицами вещества радиусом 1 – 10 нм.

Получение ультрадисперсных тугоплавких нанопорошковых материалов для металлургических процессов в настоящее время возможно путем плазмохимического и самораспространяющегося высокотемпературного синтеза [2, 3].

Для проведения промышленных исследований модифицирования металла при непрерывной разливке стали использовали нитрид титана, карбонитрид титана и более дешевый и доступный оксид иттрия. При применении оксида иттрия на сортовой машине непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК» были значительно улучшены показатели макроструктуры [4]. Композиции тугоплавких соединений нитрида титана TiN с размером частиц 0,04 мкм получены методом плазмохимического синтеза в плакирующей матрице из металлического хрома при соотношении содержаний нитрида титана и хрома TiN:Cr = 1:1, а карбонитрида титана TiC_xN_y с размером частиц 0,015 – 0,040 мкм – методом самораспространяющегося высокотемпературного синтеза в плакирующей матрице из углеродистой стали при соотношении содержаний карбонитрида и железа TiC_xN_y:Fe = 1:1.

Подачу гранулированных композиций нанопорошков-инокуляторов (НПИ) TiN – Cr и TiC_xN_y – Fe, закатанных в стальную ленту с требуемым линейным наполнением, возможно производить с помощью трайбаппарата в кристаллизатор и (или) промежуточный ковш машины непрерывного литья заготовок.

Выполненные на первом этапе исследования процесса модифицирования металла НПИ в промежуточном ковше и кристаллизаторе сортовой машины непрерывного литья заготовок ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК» позволили оценить эффективность модифицирования по концентрации основного вещества НПИ в стали (см. таблицу). Результаты исследований показали, что при подаче НПИ в кристаллизатор не удается достичь рекомендуемых значений концентрации модифицирующих соединений в стали, в то время как при введении НПИ в промежуточный ковш возможно в более широких пределах варьировать концентрацию этих соединений, обеспечивая получение расчетных значений при высокой технологичности производственного процесса. Это гарантирует улучшение макроструктуры непрерывнолитых заготовок.

Технологические параметры модифицирования металла

Сталь	$t_{п.к}^{\circ}$, °C	v_p , м/мин	$v_{п.л}$, м/мин	$C_{НПИ}/C_{ОВ}$, %
Кристаллизатор сортовой МНЛЗ (150×200 мм), композиция TiN – Cr				
СтЗсп	1560	1,80	2,20	0,006/0,003
Промежуточный ковш сортовой МНЛЗ (150×150 мм), композиция TiN – Cr				
СтЗсп	1549	2,40	4,30	0,033/0,016
СтЗсп	1549	2,40	2,00	0,015/0,008
СтЗсп	1543	2,40	7,50	0,047/0,024
Промежуточный ковш сортовой МНЛЗ (150×150 мм), композиция TiC _x N _y – Fe				
СтЗсп	1557	2,30	3,75	0,068/0,034
СтЗсп	1565	2,10	3,75	0,046/0,023

П р и м е ч а н и е. $t_{п.к}$ – температура металла в промежуточном ковше; v_p – скорость разливки; $v_{п.л}$ – скорость подачи порошковой ленты; $C_{НПИ}$ – концентрация нанопорошкового инокулятора в стали; $C_{ОВ}$ – концентрация основного вещества НПИ в стали

* Работа выполнена при частичной финансовой поддержке Минобрнауки РФ (Соглашение № 14.В37.21.0071).

Перспективным следует считать использование таких материалов для оптимизации процессов разлива и кристаллизации расплава на слябовых МНЛЗ.

Выводы. Промышленные исследования показали, что независимо от способа получения нанопорошковых материалов введение нанопорошков-инокуляторов в промежуточный ковш машины непрерывного литья заготовок является предпочтительным и обеспечивает высокую технологичность модифицирования металла по сравнению с подачей материала в кристаллизатор.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Комшуков В.П., Черепанов А.Н., Протопопов Е.В.

и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2008. № 8. С. 10, 11.

2. Плазмохимический синтез ультрадисперсных порошков и их применение для модифицирования металлов и сплавов / В.П. Сабуров, А.Н. Черепанов, М.Ф. Жуков и др. – Новосибирск: Наука, 1995. – 344 с.
3. Гальченко Н.К., Самарцев В.П., Колесников К.А., Фойгт Д.Б. – В кн.: Сборник трудов Международной конференции по физической мезомеханике, компьютерному конструированию и разработке новых материалов. – Томск: ИФПМ СО РАН, 2009. С. 482, 483.
4. Комшуков В.П., Черепанов А.Н., Протопопов Е.В. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2008. № 10. С. 21 – 24.

© 2012 г. С.В. Фейлер, А.Н. Черепанов,
Е.В. Протопопов, Р.Ф. Калимуллин
Поступила 31 октября 2012 г.

УДК 669.046:62 – 503.5

Г.В. Макаров, В.Ф. Евтушенко

Сибирский государственный индустриальный университет

ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПОДОБИЯ СИСТЕМ РЕГУЛИРОВАНИЯ ПО КОНТРОЛИРУЕМЫМ ВОЗМУЩЕНИЯМ*

Обеспечение подобия систем управления натурным объектом и его физической моделью, как это было показано ранее¹, связано с выполнением условия $\varphi_w^o(s) = \varphi_w^\Phi(s)\varphi_k(s)$, где φ_w – оператор преобразования контролируемых возмущений w_k ; φ_k – корректирующий оператор; индексы «о» и «ф» означают принадлежность натурному объекту и физической модели, а индекс «и» – принадлежность каналу преобразования контролируемых возмущений.

Для проверки этого положения проводили численное моделирование при следующих условиях. Известны математические модели двух систем регулирования по контролируемым возмущениям, одна из которых рассматривалась как система регулирования натурального объекта, а другая – как физической модели. Математическая модель каналов преобразования контролируемых возмущений и регулирующих воздействий представлена в виде последовательного соединения инерционного звена первого порядка и звена чистого запаздывания. Коэффициенты моделей изменялись в следующих пределах: $0,1 \leq k^o = k^\Phi \leq 1$; $100 > T^o < 500$ и $20 < T^\Phi > 100$; $10 > \tau^o > 50$ и $2 < \tau^\Phi > 10$; здесь k , T и τ – соответственно коэффициент передачи, постоянная времени и время чистого запаздывания (в секундах).

Объект подвержен влиянию неконтролируемых возмущений, приведенных к регулируемому входу.

Контролируемые и приведенные возмущения представляли суммой детерминированной и случайной составляющих. Значения приведенных возмущений изменяли в диапазоне $1 \div 5\%$ от среднего уровня контролируемых возмущений. Эффективность работы систем оценивали среднемодульной ошибкой регулирования. Моделирование проводили как при введении корректирующего оператора φ_k , так и без него. Этот оператор, полученный из приведенного выше условия, представляет собой последовательное соединение интегро-дифференцирующего звена и звена запаздывания, либо упредителя в зависимости от $\delta\tau = \tau_u - \tau_w$, где индекс «и» – означает принадлежность каналу преобразования регулирующих воздействий.

Значения коэффициентов T и τ изменяли с шагом, равным $0,5$ с для времени чистого запаздывания, и 5 с для постоянной времени. Значения контролируемых возмущений для обеих систем были одинаковы. Расчеты проводили при различных соотношениях коэффициентов T_w , T_u , τ_w и τ_u .

Из результатов моделирования следует. Без корректирующего оператора φ_k отклонения среднемодульных ошибок регулирования обеих систем друг от друга изменялись в диапазоне $40 - 200\%$. С этим оператором значения среднемодульных ошибок регулирования обеих систем при отсутствии неконтролируемых возмущений практически совпадали, а при их наличии – не превышали пятипроцентного уровня, что подтверждает подобие рассмотренных систем при выполнении условия $\varphi_w^o(s) = \varphi_w^\Phi(s)\varphi_k(s)$.

* Работа выполнена в рамках государственного задания № 7.4916.2011 Министерства образования и науки на выполнение СибГИУ научно-исследовательских работ.

¹ Мышляев Л.П., Евтушенко В.Ф., Зельцер С.Р. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2010. № 11. С. 65 – 67.

© 2012 г. Г.В. Макаров, В.Ф. Евтушенко
Поступила 26 октября 2012 г.

УКАЗАТЕЛЬ СТАТЕЙ, ПОМЕЩЕННЫХ В ЖУРНАЛЕ «ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ. ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ» ЗА 2012 ГОД

Автор. Название статьи	Номер журнала	Автор. Название статьи	Номер журнала
ВЫСОКОПРОЧНЫЕ СТАЛИ ДЛЯ ЭНЕРГЕТИКИ			
Арабей А.Б., Пышминцев И.Ю., Фарбер В.М., Хотинин В.А., Струин А.О. Особенности разрушения трубных сталей класса прочности Х80 (К65)	3	Богатов А.А., Лещев И.В. Механика деформирования и разрушения металла при равноканальном угловом прессовании в условиях плоской деформации	1
Глебов А.Г., Свяжин А.Г., Арабей А.Б., Баженов В.Е., Корчагин А.М., Фарбер В.М., Киндоп В.Э. Нитриды титана в трубной стали	7	Василев Я.Д. Теоретическое исследование влияния натяжения на энергетическую эффективность процесса холодной полосовой прокатки	6
Эрделен-Пепплер М., Хилленбранд Х.-Г., Кальва С., Кнауф Г. Исследование применимости прогнозируемой способности к удержанию распространения разрушения для высокопрочного трубопровода в условиях низких температур	3	Василев Я.Д., Самокиш Д.Н. Моделирование влияния натяжения на мощность процесса холодной полосовой прокатки	12
РАЦИОНАЛЬНОЕ ПРИРОДОПОЛЬЗОВАНИЕ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ		Вяткин Г.П., Михайлов Г.Г., Кузнецов Ю.С., Качурин О.И., Дигонский С.В. Системный анализ процессов восстановления оксидов железа в атмосфере водяного газа	2
Аругтонов В.А., Левицкий И.А., Карвецкий А.А. Некоторые пути совершенствования технологии сжигания топлива в методических нагревательных печах	1	Ганева В.Р., Любимов А.С., Еникеев Ф.У. Методика идентификации модели О.М. Смирнова	4
Бодряга В.В., Кравец В.А., Недопекин Ф.В. Экспериментальное исследование параметров выбросов при сливе чугуна из миксера в ковш на МК «Азовсталь»	11	Герасименко И.П., Протопопов Е.В., Айзатулов Р.С., Филиппенко С.А., Жибнинова И.А. Использование методов расчета тепловых потерь кислородного конвертера для оптимизации технологии плавки	4
Вдовыдченко Н.В., Дурова Л.Е., Петелин А.Л., Юсфин Ю.С., Травянов А.Я. Кинетический анализ концентраций микропримесей в газовой атмосфере шахты доменной печи при утилизации вторичного сырья	7	Гоник И.Л., Новицкий Н.А., Тюпина А.Г. Исследование термодинамики металлзации оксидоуглеродного брикета в условиях технологического обжига	12
Вдовыдченко Н.В., Дурова Л.Е., Петелин А.Л., Юсфин Ю.С., Травянов А.Я., Подгородецкий Г.С. Анализ процессов утилизации хлорорганических пестицидов в доменной печи	5	Гурьянов Г.Н., Ярменко В.Н. Оценка неравномерности деформации проволочной заготовки в поперечном сечении	10
Волюнкina Е.П., Зоря В.Н. Исследование способов обогащения отходов шламоакопителя ОАО «Западно-Сибирский металлургический комбинат»	4	Дашевский В.Я., Юсфин Ю.С., Александров А.А., Подгородецкий Г.С., Губанов В.И. Обезуглероживание расплава марганца ...	7
Кзаков Р.А., Подгородецкий Г.С., Юсфин Ю.С., Зволинский В.П. Исследование потенциальных выбросов метана от доменного производства на основе расчетов	9	Дмитриенко В.И., Рожихина И.Д., Нохрина О.И., Айзатулов Р.С., Платонов М.А. Исследование восстановления бария и стронция применительно к условиям внепечной обработки стали	4
МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ		Зборщик А.М. Влияние нитридообразования на эффективность использования десульфуратора при инжестрировании магния в чугун азотом	9
Александров А.А., Спрыгин Г.С., Дашевский В.Я. Влияние циркония на растворимость кислорода в расплавах системы Fe-Ni ...	9	Карпова Е.Ю., Карпов Ю.И., Леонченко А.С. Влияние режимов термической обработки на качество стали 20Л	5
Амдур А.М., Потапов А.М., Разницина А.Л., Лхамсурен М. Кинетика восстановления железорудного концентрата углем	8	Кашин В.В., Шакиров К.М., Пошевнева А.И. О поверхностном натяжении и поверхностной энергии в теории капиллярности	2
Амдур А.М., Пелевин А.Е., Лхамсурэн М., Разницина А.Л., Мушкетов А.А. Влияние степени обогащения железорудного концентрата на параметры его металлзации	12	Кинзин Д.И., Моллер А.Б., Рычков С.С. Выбор методики расчета уширения при моделировании прокатки сортовых профилей простой формы	10
Аникеев В.В., Зонненберг Н.Н., Никитин В.И. Взаимосвязь состава и качества шихты со свойствами и расходом энергоносителей при плавке стали	1	Козырев Н.А., Игушев В.Ф., Старовацкая С.Н., Крюков Р.Е., Голдун З.В. Влияние углеродфторсодержащих добавок для сварочных флюсов на свойства сварных швов	6
Антонов В.П., Таран Н.И., Климов В.Я., Швидков Н.И. Определение гидравлических параметров спиральной пробы на жидкотекучесть	8	Козырев Н.А., Игушев В.Ф., Голдун З.В., Крюков Р.Е., Шурупов В.М. Использование углеродсодержащих добавок для сварочных флюсов	10
Антонов В.П., Таран Н.И., Климов В.Я., Швидков Н.И. Расчет количества твердой фазы при нулевой жидкотекучести стали	10	Козырев Н.А., Протопопов Е.В., Айзатулов Р.С., Бойков Д.В. Новая технология производства рельсовой стали	2
Бабенко А.А., Кривых Л.Ю., Мухранов Н.В., Левчук В.В., Реминго С.А., Савельев М.В. Фазовый состав конвертерных магнезиальных шлаков и технологические приемы повышения износостойчивости формируемого на футеровке гарнисажа	2	Колобов А.В., Федотов Е.С., Лисунец Н.Л., Радюк А.Г., Виноградов А.И. Пути минимизации трапеции и угла реза при разрезке рулонной стали на АПР в условиях ООО «Северсталь ТПЗ - Шексна»	1
Базайкина О.Л., Темлянец М.В., Базайкин В.И. Решение задачи о нагреве двенадцатигранных слитков при граничных условиях III рода	6	Конашков В.В., Цепелев В.С., Белозеров В.Я., Стародубцев Ю.Н. Влияние технологии выплавки на свойства аморфизирующихся расплавов на основе системы Fe-B-Si	9
Бердников В.И., Гудим Ю.А. Анализ термодинамических свойств конденсированных карбидов	6	Копылов И.В., Волков К.В., Ромадин А.Ю., Перетягко В.Н. Особенности способов продольного разделения раската при прокатке арматурных профилей	8
		Коровушкин В.В., Смагина А.В., Подгородецкий Г.С. Определение степени восстановления и металлзации железорудного сырья с использованием мессбауэровской спектроскопии	1
		Курносов В.В., Левицкий И.А. Математическое моделирование нагрева заготовок с переменными теплофизическими характеристиками и теплового режима, соответствующего заданному графику нагрева	7
		Курносов В.В., Шульц Л.А. Безокислительный нагрев стали в камерных печах кузнечно-штамповочного производства	1

Курнос В.В., Шульц Л.А. Камерная рекуперативная печь с аэродинамическим разделением рабочего пространства для безокислительного высокотемпературного нагрева стали в кузнечно-штамповочном производстве 3	Подгородецкий Г.С., Горбунов В.Б., Коровушкин В.В., Панов А.В. Исследование структуры красного шлама текущего производства Уральского алюминиевого завода после термической обработки в восстановительной газовой среде 5
Курнос В.В., Шульц Л.А. Проблемы безокислительного необезуглероживающего высокотемпературного нагрева стали в топливных печах и возможные пути их решения 11	Протопопов Е.В., Калимуллин Р.Ф., Чернятевич А.Г., Харлашин П.С. Моделирование газопорошкового течения в фурме с внешним смешением 8
Лазарова Р., Кузманов П., Димитрова Р., Черепанов А., Манолов В. Свойства стали 110Г13Л и чугуна СЧ 25, модифицированных нанопорошками тугоплавких соединений 4	Протопопов Е.В., Калимуллин Р.Ф., Чернятевич А.Г., Харлашин П.С., Чернышева Н.А. Моделирование параметров сверхзвуковой струи при раздувке шлама в конвертере 10
Лыков П.А., Рошин В.Е., Воробьев Е.И. Влияние технологических параметров распыления металлических расплавов на гранулометрический состав порошка и форму его частиц 6	Проценко М.Ю., Куберский С.В., Эссельбах С.Б., Семирягин С.В. Анализ расходования токоподводящих электродов для процесса дугового глубинного восстановления 2
Малышева Т.Я., Павлов Р.М. Влияние минералогического состава связок на прочностные свойства агломератов различной основности 11	Ревун М.П., Каюков Ю.Н., Иванов В.И., Чепрасов А.И. К расчету сопряженного теплообмена печей, работающих в камерном режиме 2
Марков О.Е. Исследование технологического процессаковки крупных поковок клиновыми бойками 12	Рущкий Д.В., Зюбан Н.А., Галкин А.Н., Гаманюк С.Б. Влияние условий кристаллизации головной части кузнечных слитков на их строение и качество поковок 7
Максимов Е.А. Взаимосвязь критериев и частные показатели плоскостности и серповидности листового проката 6	Самойлович Ю.А. Возможности снижения коробления железнодорожных рельсов повышенной прочности из бейнитной стали 5
Малышев В.П., Кажикенова С.Ш. Синергетическое совершенствование производства стали путем рафинирования чугуна 1	Самойлович Ю.А. Формирование сжимающих напряжений в головке рельсов с целью повышения их эксплуатационной стойкости 11
Малышева Т.Я., Юсфин Ю.С., Плотников С.В. Механизм настлыеобразования при металлизации окатышей из концентратов руд железистых кварцитов 3	Самусев С.В., Романцов А.И., Жигунов К.Л., Люскин А.В., Сигида М.С. Методика расчета геометрических параметров кромки на участке кромкогнотного пресса в линии ТЭСА-1420 в условиях Челябинского трубопрокатного завода 1
Меламуд С.Г., Юрьев Б.П., Спириин Н.А. Изучение механизма и кинетики десульфурации железорудных окатышей 8	Сандуляк А.В., Сандуляк А.А., Самохин В.В., Ершов Д.В. Моделирование полиоперационного (прецизионного) магнитоконтроля феррофракции формовочных смесей 4
Меркер Э.Э., Черменёв Е.А., Сазонов А.В. Исследование эффективности электроплавки металлизированных окатышей при их непрерывной подаче в ванну дуговой печи 5	Сатонин А.В., Настоящая С.С., Переходченко В.А. Двухмерный анализ напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке особо тонких листов и полос 6
Муравьева И.Г., Большаков В.И., Семенов Ю.С., Шумельчик Е.И. Метод оценки газодинамического режима доменной плавки, основанной на информации радиолокационного профилемера 3	Селянин И.Ф., Старовацкая С.Н., Куценко А.А., Куценко А.И. Воздействие постоянного электрического тока на формирование поверхностного слоя отливки 12
Мурко В.И., Уманский А.А., Карпенко В.И., Федяев В.И., Чернышева Н.А. Исследование возможности использования водородного топлива в нагревательных и термических печах 12	Селянин И.Ф., Феоктистов А.В., Филинберг И.Н., Подоликов Я.К., Прохоренко А.В. Установка для исследования прочности твердого топлива, используемого в шахтных печах 6
Некрасов И.В., Шешуков О.Ю., Невидимов В.Н., Истомин С.А. Методика оценки вязкости промышленных шлаков 4	Стулов В.В. Повышение эффективности охлаждения кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок 12
Никитин А.Г., Люленков В.И., Витушкин А.В., Калюкина Н.Д. Сравнительный анализ работы щековых дробилок с различными кинематическими схемами 10	Ткачев А.С., Кожухов А.А., Меркер Э.Э. Исследования облученности стен дуговой сталеплавильной печи с применением электродов различной конструкции 9
Ноздрин И.В., Руднева В.В., Ширяева Л.С., Терентьева М.А. Модельно-математическое исследование условий эффективной переработки хромсодержащего сырья в плазменном реакторе 2	Ткачев А.С., Кожухов А.А., Меркер Э.Э. Оценка коэффициента использования тепла электрических дуг при использовании различных типов электродов на современных дуговых сталеплавильных печах 11
Ноздрин И.В., Терентьева М.А., Руднева В.В. Термодинамический анализ процессов плазменного синтеза диборида хрома 10	Тутарова В.Д., Сафонов Д.С., Баранчиков К.В., Шаповалов А.Н., Шевченко Е.А. Экспериментальные исследования температуры поверхности непрерывнолитой слябовой заготовки 3
Ноздрин И.В., Ширяева Л.С., Руднева В.В. Плазменный синтез и физико-химическая аттестация нанокарбида хрома 12	Ульянов В.А., Гушин В.Н., Балан С.А. Влияние емкости модернизированных промежуточных ковшей на очищение расплава от примесных образований 11
Нохрина О.И., Рожихина И.Д., Кичигина О.Ю., Горюшкина Ю.В., Родзевич А.П. Исследование процесса извлечения марганца и никеля из полиметаллического марганецсодержащего сырья при его выщелачивании хлоридными растворами 12	Чапаев Д.Б., Оленников А.А. Расчет скорости внутренней коррозии трубопроводов водяных тепловых сетей из углеродистых сталей 4
Оглоблин Г.В., Стулов В.В. Методика моделирования теплообмена расплава со стенкой кристаллизатора 10	Шишимиров М.В., Сосонкин О.М., Герцык С.И., Ялов Н.П., Смирнова М.В., Шарьпова Т.С., Дьякова Е.В. Моделирование продувки кислородом ванны ДСП 7
Павлюченков И.А., Усенко С.А. О решении сопряженной задачи тепло- и массопереноса для слитка, полученного методом электрошлаковой наплавки жидким металлом 2	Шишимиров М.В., Сосонкин О.М., Герцык С.И., Ялов Н.П., Смирнова М.В., Шарьпова Т.С., Дьякова Е.В. Моделирование продувки кислородом ванны ДСП на горячей модели 9
Панамарев В.А., Перетягко В.Н., Горев Б.В., Реморов В.Е., Базайкин В.И. О напряжении полужесткого стержня с учетом параметра поврежденности 4	Юрьев А.Б., Школлер М.Б., Протопопов Е.В., Ганзер Л.А. Перспективные направления получения синтетических топлив в технологическом цикле кокс – чугун – сталь. Сообщение 1 4
Перетягко В.Н., Вахман В.В., Филиппова М.В., Юрьев А.Б. Моделирование протяжки заготовок дляковки прокатных валков 10	Юрьев А.Б., Школлер М.Б., Протопопов Е.В., Ганзер Л.А. Перспективные направления получения синтетических топлив в технологическом цикле кокс – чугун – сталь. Сообщение 2 12
Поводатор А.М., Коначков В.В., Цепелев В.С., Вьюхин В.В. Применение корреляционного анализа при исследовании свойств высокотемпературных металлических расплавов 2	
Подгородецкий Г.С., Горбунов В.Б., Коровушкин В.В., Панов А.В. Исследование структуры красного шлама текущего производства Уральского алюминиевого завода 3	

Юрьев Б.П. Исследование физико-химических процессов при подготовке и использовании шлакообразующих смесей	7
Юрьев Б.П., Меламуд С.Г., Спириин Н.А. Исследование кинетики диссоциации бакальских сидеритовых руд	10
Юрьев Б.П., Спириин Н.А. Изучение теплофизических свойств подшипниковой стали марки ШХ15 в процессе нагрева	2
Юрьев Б.П., Спириин Н.А. Исследование теплофизических свойств известняка и извести в процессе нагрева	4
Якушевич Н.Ф., Строкина И.В., Полях О.А. Термодинамические закономерности фазово-химических равновесий в системе Fe – C – O ₂ – H ₂	4
Якушевич Н.Ф., Бесхмельницкая А.А. Термодинамический анализ расплавов системы K ₂ O – SiO ₂	8

ИНЖИНИРИНГ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Бейгельзимер Э.Е., Бейгельзимер Я.Е. Инженерный расчет формы спрейерной струи для охлаждения металлических листов	6
Бейгельзимер Э.Е., Бейгельзимер Я.Е. Расчет теоретических размеров пятна орошения спрейерной струи с учетом наклона и поворота форсунки	8
Гаряшин В.В., Дворников Л.Т. Геометрический синтез механизма двухщелевой дробильной машины	12
Дорохина О.Г., Карвецкий А.А., Арутюнов В.А., Курносое В.В., Левицкий И.А. Математическое моделирование газодинамики и теплообмена в печи высокоточного нагрева	3
Дубинин А.М., Тупоногов В.Г., Финк А.В. Повышение восстановительного потенциала атмосферы и энергоэффективности работы трубчатой печи	11
Кохан Л.С., Алдунин А.В. Минимизация уширения при прокатке тонкопослового металла	5
Краюшкин Н.А., Кузнецова Н.П. Исследование тепловых режимов затвердевания круглых сортовых заготовок из высококачественных марок сталей при полунепрерывной разливке стали	7
Курносое В.В., Левицкий И.А., Прибытков И.А. Исследование нагрева массивных заготовок с различными скоростями в печах периодического действия	9
Кучеряев Б.В., Соколов П.Ю., Ночовная Н.А., Кучеряев В.В. Определение температурно-скоростных параметров процесса раскатки дисков	5
Лялин В.М. Прогнозирование режима полугорячего выдавливания заготовок сортового проката, обеспечивающего качество деталей ответственного назначения	11
Мыльников В.В., Шетулов Д.И., Пронин А.И., Чернышов Е.А. Прогнозирование прочности и долговечности материалов деталей машин и конструкций с учетом частоты циклического нагружения	9
Никитин А.Г., Лактионов С.А., Сахаров Д.Ф. Математическая модель процесса разрушения хрупкого материала в одновалковой дробилке	8
Романенко В.П., Сизов Д.В., Илларионов Г.П. Экспериментальные исследования геометрических параметров процесса прошивки особотолстенных гильз	11
Романенко В.П., Фомин А.В., Комков Н.А., Илларионов Г.П., Севастьянов А.А. Влияние схемы деформационного воздействия на литой металл колесной стали	11
Романцев Б.А., Гончарук А.В., Алешенко А.С., Красильщиков М.В. Экспериментальное исследование результирующего скручивания металла при прошивке в двухвалковом стане винтовой прокатки	11
Савельев Н.В., Живаго Э.Я., Ерастов В.В. Оценка условий работы пар трения скольжения универсальных шпинделей	4
Савельев А.Н., Кипервассер М.В., Аниканов Д.С. К обоснованию комплексного метода оценки работоспособности современных технологических объектов	12
Смирнов А.Н., Шарандин К.Н., Лизун А.Ю. Моделирование элементов процесса нанесения гарнизонного покрытия на рабочий слой футеровки конвертера	11
Трофимов В.Н., Кузнецова Т.В., Мельникова Т.Е. О профилировании канала волоочильного инструмента	7
Трусов В.А., Зинкевич М.Б., Новожилов И.С. Метод расчета температурного режима при сортовой прокатке	7

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И НАНОТЕХНОЛОГИИ

Абылкалькова Р.Б., Квеглис Л.И., Носков Ф.М. Структурообразование в системе железо – медь при интенсивных динамических нагрузках	10
Арабей А.Б., Фарбер В.М., Лежнин Н.В., Пышминцев И.Ю., Селиванова О.В., Глебов А.Г., Баженов В.Е. Микроструктура и дисперсные фазы трубных сталей класса прочности Х80 для магистральных газопроводов	1
Арабей А.Б., Фарбер В.М., Пышминцев И.Ю., Хотинев В.А., Селиванова О.В., Лежнин Н.В., Валов М.А. Влияние деформационного старения на вязкость сталей типа 05Г2ФБ, испытавших контролируемую прокатку и ускоренное охлаждение	11
Баженов В.Е., Пикунов М.В. О механизме возникновения графита при кристаллизации чугунов	5
Бессонов Д.А., Воробьев С.В., Громов В.Е., Иванов Ю.Ф., Целлермаер В.Я. Эволюция зеренной структуры поверхностного слоя стали 20Х13, подвергнутой электронно-пучковой обработке	2
Бронз А.В., Капуткина Л.М., Киндоп В.Э., Прокошкина В.Г., Свяжин А.Г. Изменение структуры при термической и термомеханической обработке литых высокоалюминиймарганцевых сплавов железа	9
Валиев Р.З., Рааб Г.И., Боткин А.В., Дубинина С.В. Получение ультрамелкозернистых металлов и сплавов методами интенсивной пластической деформации: новые подходы в разработке технологий	9
Воробьев С.В., Громов В.Е., Иванов Ю.Ф., Сизов В.В., Софрошенков А.Ф. Формирование нанокристаллической структуры и усталостная долговечность нержавеющей стали	4
Глинка А.С., Смирнов А.Н., Козлов Э.В., Конева Н.А., Рябов С.А. Влияние механико-термической обработки на структуру, поля внутренних напряжений и акустические характеристики стали 35ХГС	2
Горбунов С.В., Воробьев С.В., Иванов Ю.Ф., Колубаева Ю.А., Тересов А.Д. Влияние высокоинтенсивной электронной обработки на структурно-фазовое состояние поверхности нержавеющей стали	2
Громов В.Е., Иванов Ю.Ф., Ефимов О.Ю., Танг Г., Целлермаер В.Я. Формирование многофазной структуры в каналах трещин при эксплуатации плазменно упрочненных чугунов валков	4
Гультия И.И., Леменёв М.М. ИХТ-модель для описания положительных отклонений от идеальности	5
Дуров Н.М., Подгородецкий Г.С., Коровушкин В.В. Расчет термодинамического равновесия в сложных многокомпонентных системах при хлорировании огарков никелевого производства с целью удаления меди	3
Ефимов О.Ю., Громов В.Е., Иванов Ю.Ф., Чинокалов В.Я., Базайкин В.И. Изменение структуры поверхностного слоя упрочненного чугуна после эксплуатации в промежуточной клети мелкосортного стана 250	2
Ефимов О.Ю., Иванов Ю.Ф., Громов В.Е., Юрьев А.Б., Пискаленко В.В. Эволюция структурно-фазовых состояний при эксплуатации плазменно упрочненного чугуна валка	6
Иванов Ю.Ф., Денисова Ю.А., Петрикова Е.А., Тересов А.Д. Наноразмерная многофазная структура, формирующаяся в поверхностном слое покрытия при электронно-пучковой обработке	10
Канаев А.Т., Кусанова К.Т., Богомолов А.В. Исследование структурообразования в гребнях колесных пар, упрочненных плазменной закалкой	12
Квеглис Л.И., Носков Ф.М., Казанцева В.В., Абылкалькова Р.Б., Калитова А.А., Волочаев М.Н. Аномально быстрая макроскопическая миграция вещества	12
Клингер Л., Бохштейн Б.С., Родин А.О. Модель зернограничной сегрегации в системах с ограниченной растворимостью и химическими соединениями	1
Крюков Н.Е., Ковальский И.Н., Козырев Н.А., Игушев В.Ф., Крюков Р.Е. Изготовление нефтеналивных вертикальных резервуаров в северном исполнении с применением специальных сварочных материалов	2

Молотков С.Г., Ващук Е.С., Будовских Е.А., Громов В.Е., Целлермаер В.Я. Математическая модель формирования границы зоны электровзрывного легирования с основой металла 4	Кузнецов Л.А., Кондауров А.С. Информационный метод идентификации сложной технологии 3
Осадчий В.А., Костюхин Ю.Ю., Бузинов А.В. Расчет формоизменения полосы в клети профилигибочного стана методом конечных элементов 1	Мацко И.И., Белявский А.Б., Логунова О.С. Организация обратной связи в системе управления производством непрерывнолитой заготовки электросталеплавильного цеха 11
Петроченко Е.В. Взаимосвязь химического состава, структуры и свойств комплексно-легированных белых чугунов в литом состоянии 3	Мышляев Л.П., Евтушенко В.Ф., Березин Д.Г., Макаров Г.В., Ивушкин К.А. Понятия и условия подобия систем управления 12
Пикунов М.В., Баженов В.Е., Сидоров Е.В. Определение положения коноид в двухфазных областях трехкомпонентных систем 3	Романенко В.П., Фомин А.В., Илларионов Г.П. Исследование формоизменения металла при деформации на прессах сплошной и полой заготовок методом компьютерного моделирования в программном комплексе Deform 3D 3
Полушин Н.И., Яковлев В.В., Елютин А.В., Лаптев А.И., Поздняков А.А. Очистка от азота железа, применяемого при выращивании монокристаллов алмаза на заправке 7	Рыболовлев В.Ю., Краснобаев А.В., Спириин Н.А., Лавров В.В. Проблемы создания современных информационно-моделирующих систем технологических процессов в металлургии 10
Попов Е.В., Дружинин Г.М. Влияние теплофизических свойств стали на нагрев заготовок в печах 1	Рыболовлев В.Ю., Лавров В.В., Краснобаев А.В., Спириин Н.А. Разработка и внедрение автоматизированной системы анализа и прогнозирования производственных ситуаций доменного цеха на ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» 12
Рахманов С.Р. О моделировании процесса прошивки трубной заготовки на прошивном стане 2	Сарычев В.Д., Куксов И.А., Мочалов С.П., Шендриков А.Е. Математическое моделирование газодинамических течений в вихревой камере с использованием пакета STAR CMM+ 8
Редикульцев А.А., Юровских А.С. Влияние меди на процессы деформации и первичной рекристаллизации монокристаллов сплава Fe – 3 % Si 5	Соколов А.К., Овсянников Ю.М. Численно-аналитический метод расчета температурного поля прямоугольного параллелепипеда умеренной массивности в начале нагрева 9
Редькина Н.В., Харитонов С.В., Скуднов В.А. Влияние вида заготовки на микроструктуру сплава 44НХТЮ 7	Фомин С.Я. Инструментальный комплекс средств поддержки выбора решений в АСУ производством 1
Романцев Б.А., Лубе И.И. Исследование процесса прошивки заготовки в гильзы с «подъемом» по диаметру в двухвалковом стане винтовой прокатки МИСИС-130Д 1	Цымбал В.П., Мочалов С.П. Создание новых металлургических процессов и принципов управления на основе синергетического подхода 2
Самойлович Ю.А. Динамика структурных напряжений при дифференцированном термоупрочнении железнодорожных рельсов 7	Чукин М.В., Кузнецова А.С. Разработка алгоритма определения и прогнозирования показателей качества металлопродукции на основе моделирования в среде DEFORM-3D 7
Сапожков С.Б., Козырев Н.А., Соколов П.Д., Ерастов В.В., Живаго Э.Я. Покрывтия для защиты поверхности изделий при сварке в среде углекислого газа 4	
Сарычев К.Ю., Мясникова В.И., Коновалов С.В., Комиссарова И.А., Пискаленко В.В. Оценка адсорбционной активности примесей на границах зерен по бинарным диаграммам состояния 10	
Сизов В.В., Громов В.Е., Иванов Ю.Ф., Воробьев С.В., Коновалов С.В. Усталостное разрушение нержавеющей стали после электронно-пучковой обработки 6	
Сизов В.В., Громов В.Е., Иванов Ю.Ф., Воробьев С.В., Коновалов С.В. Эволюция зеренной структуры поверхностного слоя стали 20Х23Н18, подвергнутой электронно-пучковой обработке и многоциклового нагружению 10	
Соскова Н.А., Будовских Е.А., Громов В.Е., Иванов Ю.Ф., Райков С.В. Формирование бездислокационных наноструктур в металлах при электровзрывном легировании 12	
Тен Э.Б., Лихолобов Е.Ю. Управление процессом плавки стали 110Г13Л измерением активности кислорода в расплаве 1	
Тен Э.Б., Киманов Б.М., Рахуба Е.М. Осаждение неметаллической фазы на поверхности фильтра 5	
Тихонцева Н.Т., Софрыгина О.А., Жукова С.Ю., Пышминцев И.Ю., Битюков С.М. Исследование обратимой отпускной хрупкости современных конструкционных сталей 5	
Фарбер В.М., Пышминцев И.Ю., Арабей А.Б., Хотиннов В.А., Лежнин Н.В., Мальцева А.М. Модель возникновения и роста расщеплений 5	
Фарбер В.М., Пышминцев И.Ю., Арабей А.Б., Селиванова О.В., Полухина О.Н. Вклад различных структурных факторов в формирование прочностных свойств сталей класса прочности К65 9	
Чигиринский В.В. Аналитическое исследование модели пластической среды 1	
Шарыбин С.И., Клюев А.В., Столбов В.Ю. Сравнение методов распознавания образов в задачах поиска характерных зерновых микроструктур на фотографиях шлифов металлов 9	
Шморгун В.Г., Трыков Ю.П., Донцов Д.Ю., Слаутин О.В., Евстропов Д.А. Структура и свойства многослойных титаностальных композитов после высокотемпературных нагревов 9	
РЕСУРСОСБЕРЕЖЕНИЕ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ	
	Курносос В.В., Шульц Л.А. Сравнительная оценка энерго-экологических показателей печей безокислительного нагрева стали перед обработкой давлением 5
	Ларионова И.А., Стерлигов Б.М., Золкина А.В. Экономическая оценка источников формирования инвестиционных ресурсов металлургических предприятий 11
	Мочалов С.П., Калашников С.Н., Мочалов П.С. Математическое моделирование процессов теплообмена и оценка тепловых потерь в вихревой топке автоматизированного энергогенерирующего комплекса 10
	Мочалов С.П., Рыбенко И.А., Мочалов П.С., Калашников С.Н. Математическое моделирование динамических процессов горения в вихревой топке суспензионного водоугольного топлива из отходов углеобогащения 8
	Самигулина Л.А., Величко А.В., Павлович Л.Б. Синтез металлофталацианинов с различными комплексообразователями 8
	Харлашин П.С., Коломийцева Ю.С., Бакланский В.М., Плехих П.А. Исследование эффективности десульфурации при применении низкосернистого чугуна и различных вариантов внепечной обработки стали в ковше 2
ОТКЛИКИ И РЕЦЕНЗИИ	
	Еланский Г.Н. Рецензия на учебник А.Н. Смирнова, С.В. Куберского, Е.В. Штепана «Непрерывная разливка стали» 1
	Рецензия на книгу Г.Н. Еланского «Сталь и Периодическая система элементов Д.И. Менделеева» 9
КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ	
Газимов Р.Т., Демин А.В., Салихов К.З., Салихов З.Г. Компьютерная модель для расчета теплотехнических характеристик охлаждающих роликов в ЗВО МНЛЗ 7	Амдур А.М., Лхамсүрэн М., Благин Д.В. Роль продуктов термической деструкции угля в процессе металлизации железорудных материалов 6

Амдур А.М., Лхамсүрэн М., Разнищина А.Л. Структура сажистого углерода и его термодинамическая активность	8
Волков К.В., Филиппова М.В., Перетягко В.Н. Прокатка разделением	6
Волков К.В., Чинокалов В.Я., Коновалов С. Формирование структурно-фазовых состояний арматуры при слиттинг-процессе и последующем термическом упрочнении	6
Епишин А.Ю., Карелин В.Г., Зайнуллин Л.А. Поведение фосфорсодержащего компонента при высокотемпературном обжиге лисаковского железорудного концентрата	12
Карпайтис Е.П. Проектирование калибров с учетом пружинения валков ковочных вальцов модели ARWS-2a	5
Лисенко В.Г., Маликов Ю.К., Титаев А.А. Об одном из способов регулирования давления в печи с импульсной системой отопления	12
Литвинова Т.А., Егоров С.Н. Анализ условий миграции межчастичной поверхности сращивания при формировании порошковой стали	4
Макаров Г.В., Евтушенко В.Ф. Численные исследования подобия систем регулирования по контролируемым возмущениям	12
Молотков С.Г., Романов Д.А., Будовских Е.А., Софрошенков А.Ф. Анализ особенностей формирования структуры электровзрывных покрытий на границе с основой	2
Мошкина Е.А., Шатохин С.К. Повышение эффективности АСУ газоотводящих трактов сталеплавильных печей с целью улучшения энерго-экологических показателей их работы	1
Никитин А.Г., Чайников К.А., Реморов В.Е., Живаго Э.Я. Расчет жесткости пневматического цилиндра с ограниченной осевой деформацией	4
Оглоблин Г.В., Стулов В.В. Методика моделирования процесса формирования корочки заготовки в кристаллизаторе	10
Орлова Д.В., Филиппов Р.А., Данилов В.И. О возможных причинах влияния электрического потенциала на сопротивление металлов микроиндентированию	10
Потапов А.И., Семин А.Е. Технологические особенности легирования стали бором	9
Ревун М.П., Зинченко В.Ю., Иванов В.И. Об управлении стадийным сжиганием топлива в методических печах	6
Реморов В.Е., Федорович А.В., Федорович И.Н. Связь твердости с напряженно-деформированным состоянием металла	4
Скосарь Е.О., Шилов В.А. Температурное и напряженно-деформированное состояние металла при прокатке длинномерных рельсов	11
Старовацкая С.Н., Мышляев Л.П. Управление траекторией термической обработки стали с использованием физической модели	12
Фейлер С.В., Черепанов А.Н., Протопопов Е.В., Калимуллин Р.Ф. Обоснование выбора индукторов и технологии подачи материала при модифицировании стали в процессе непрерывной разливки	12
Феоктистов А.В. Опыт эксплуатации ваграночного рекуператора конструкции «труба в трубе»	12
Харитонов В.А., Лаптева Т.А. Методика определения ширины межпроволочного контакта при малом обжатии прядей	4
Хижняк В.Г., Аршук М.В. Диффузионные покрытия с участием хрома и алюминия на стали 12X18H10T с барьерным слоем нитрида титана	3

Тематическая подборка статей
«НАНОСТРУКТУРНОЕ МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ»

Алехин В.П. Получение нано- и субмикроструктур в сталях с использованием ультразвуковой технологии	8
Валиев Р.З., Рааб Г.И., Боткин А.В., Дубинина С.В. Получение ультрамелкозернистых металлов и сплавов методами интенсивной пластической деформации: новые подходы в разработке технологий	8
Вершинина Т.Н., Колобов Ю.Р., Леонтьева-Смирнова М.В. Анализ характеристик зернограницного ансамбля в хромистой феррито-мартенситной стали ЭК-181	8
Громов В.Е. О наноматериалах и нанотехнологиях	6
Иванов Ю.Ф., Будовских Е.А., Громов В.Е., Башенко Л.П., Соскова Н.А., Райков С.В. Формирование нанокомпозитных слоев на поверхности титана VT1-0 при электровзрывном науглероживании и электронно-лучевой обработке	6
Иванов А.М., Угурчиев У.Х., Столяров В.В., Петрова Н.Д., Платонов А.А. Комбинирование методов интенсивной пластической деформации конструкционных сталей	6
Ионина А.В., Ващук Е.С., Райков С.В., Иванов Ю.Ф., Будовских Е.А., Громов В.Е. Формирование поверхностных слоев при электронно-лучевой обработке углеродистой стали после электровзрывного бороалитирования и боромеднения	8
Кулагина В.В., Потекаев А.И., Клопотов А.А., Старостенков М.Д. Влияние плотности планарных дефектов структуры на термодинамическую устойчивость относительно структурно-фазовых превращений в слабоустойчивом состоянии сплавов	8
Полетаев Г.М., Мартынов А.Н., Дмитриенко Д.В., Старостенков М.Д. Молекулярно-динамическое исследование структурных превращений вблизи границ зерен кручения в никеле в условиях одноосной деформации	6
Потекаев А.И., Хохлов В.А., Галсанов С.В. Структурно-фазовые состояния и свойства никелида титана при глубоком неоднородном пластическом деформировании	6
Сарычев В.Д., Грановский А.Ю., Старовацкая С.Н., Громов В.Е. Гидродинамическая модель образования наноструктурных слоев	6
Федоткин А.А., Меденцов В.Э., Столяров В.В. Структурно-фазовые превращения при растяжении с током	8
Шаркеев Ю.П., Ерошенко А.Ю., Кукарко В.А., Белый А.В., Батаев В.А. Наноструктурированный титан. Применение, структура, свойства	8

ОБЩИЕ ВОПРОСЫ МЕТАЛЛУРГИИ

К 65-летию Виктора Евгеньевича Громова	11
К 75-летию Эдуарда Эдгаровича Меркера	1
К 80-летию Валентина Павловича Лузгина	11
Памяти Олега Михайловича Смирнова	10
Поздравляем юбиляра	9
Спирин Н.А. По материалам международной научно-практической конференции «Теория и практика тепловых процессов в металлургии»	11
Erdelen-Peppler M., Hillenbrand H.-G., Kalwa C., Knauf G. Investigations on the applicability of crack arrest predictions for high strength linepipe at low temperatures	3

СОДЕРЖАНИЕ

МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

Ноздрин И.В., Ширяева Л.С., Руднева В.В. Плазменный синтез и физико-химическая аттестация нанокарбида хрома	3
Амдур А.М., Пелевин А.Е., Лхамсурэн М., Разницина А.Л., Мушкетов А.А. Влияние степени обогащения железорудного концентрата на параметры его металлизации	8
Нохрина О.И., Рожихина И.Д., Кичигина О.Ю., Горюшкина Ю.В., Родзевич А.П. Исследование процесса извлечения марганца и никеля из полиметаллического марганецсодержащего сырья при его выщелачивании хлоридными растворами	11
Стулов В.В. Повышение эффективности охлаждения кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок	14
Гоник И.Л., Новицкий Н.А., Тюпина А.Г. Исследование термодинамики металлизации оксидоуглеродного брикета в условиях технологического обжига	16
Василев Я.Д., Самокиш Д.Н. Моделирование влияния натяжения на мощность процесса холодной полосовой прокатки	19
Марков О.Е. Исследование технологического процессаковки крупных поковок клиновыми бойками	24
Юрьев А.Б., Школлер М.Б., Протопопов Е.В., Ганзер Л.А. Перспективные направления получения синтетических топлив в технологическом цикле кокс – чугуи – сталь. Сообщение 2	27
Мурко В.И., Уманский А.А., Карпенко В.И., Федяев В.И., Чернышева Н.А. Исследование возможности использования водоугольного топлива в нагревательных и термических печах	30
Селянин И.Ф., Старовацкая С.Н., Куценко А.А., Куценко А.И. Воздействие постоянного электрического тока на формирование поверхностного слоя отливки	34

ИНЖИНИРИНГ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Савельев А.Н., Кипервассер М.В., Анканов Д.С. К обоснованию комплексного метода оценки работоспособности современных технологических объектов	37
Гаряшин В.В., Дворников Л.Т. Геометрический синтез механизма двухшестерной дробильной машины	41

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И НАНОТЕХНОЛОГИИ

Квевглис Л.И., Носков Ф.М., Казанцева В.В., Абылкалыкова Р.Б., Калитова А.А., Волочаев М.Н. Аномально быстрая макроскопическая миграция вещества	43
Соскова Н.А., Будовских Е.А., Громов В.Е., Иванов Ю.Ф., Райков С.В. Формирование бездислокационных наноструктур в металлах при электровзрывном легировании	45
Канаев А.Т., Кусаннова К.Т., Богомолов А.В. Исследование структурообразования в гребнях колесных пар, упрочненных плазменной закалкой	48

ИНФОРМАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И АВТОМАТИЧЕСКОЕ УПРАВЛЕНИЕ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Рыболовлев В.Ю., Лавров В.В., Краснобаев А.В., Спирин Н.А. Разработка и внедрение автоматизированной системы анализа и прогнозирования производственных ситуаций доменного цеха на ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат»	52
Мышляев Л.П., Евтушенко В.Ф., Берзин Д.Г., Макаров Г.В., Ивушкин К.А. Понятия и условия подбора систем управления	56

КРАТКИЕ СООБЩЕНИЯ

Епишин А.Ю., Карелин В.Г., Зайнуллин Л.А. Поведение фосфорсодержащего компонента при высокотемпературном обжиге Лисаковского железорудного концентрата	59
Лисиенко В.Г., Маликов Ю.К., Титаев А.А. Об одном из способов регулирования давления в печи с импульсной системой отопления	60
Старовацкая С.Н., Мышляев Л.П. Управление траекторией термической обработки стали с использованием физической модели	61
Феоктистов А.В. Опыт эксплуатации ваграночного рекуператора конструкции «труба в трубе»	62
Фейлер С.В., Черепанов А.Н., Протопопов Е.В., Калимуллин Р.Ф. Обоснование выбора инокуляторов и технологии подачи материала при модифицировании стали в процессе непрерывной разливки	64
Макаров Г.В., Евтушенко В.Ф. Численные исследования подбора систем регулирования по контролируемым возмущениям	65
Указатель статей за 2012 год	66

CONTENTS

METALLURGICAL TECHNOLOGIES

Nozdrin I.V., Shiryaeva L.S., Rudneva V.V. Plasma synthesis, physical and chemical certification of chrome nanocarbide	3
Amdur A.M., Pelevin A.E., Lkhamsuren M., Raznitsina A.L., Mushketov A.A. Influence of iron ore concentrate enrichment extent on parameters of its metallization	8
Nokhrina O.I., Rozhikhina I.D., Kichigina O.Yu., Goryushkina Yu.V., Rodzevich A.P. Study of manganese and nickel extraction from polymetallic manganous raw materials by leaching in chloride solutions	11
Stulov V.V. Increase of crystallizer cooling efficiency in blank continuous casting machine	14
Gonik I.L., Novitsky N.A., Tyupina A.G. Research of metallization thermodynamics of oxide-carbonic briquette in conditions of technological backing	16
Vasilev Ya.D., Samokish D.N. Modeling of tension influence on capacity of cold strip rolling process	19
Markov O.E. Study of technological process of large forged piece forging by wedge heads	24
Yuryev A.B., Shkoller M.B., Protopopov E.V., Ganzer L.A. Prospective directions of synthetic fuels acquisition in coke – cast iron – steel production cycle. Announcement 2	27
Murko V.I., Umansky A.A., Karpenok V.I., Fedyaev V.I., Chernysheva N.A. Study of possible use of water coal fuel in heating and thermal furnaces	30
Selyanin I.F., Starovatskaya S.N., Kutsenko A.A., Kutsenko A.I. Direct electric current impact on formation of casting surface layer	34

ENGINEERING IN FERROUS METALLURGY

Savelyev A.N., Kipervasser M.V., Anikanov D.S. To justification of complex method of assessment of modern technological objects operability	37
Garyashin V.V., Dvornikov L.T. Geometric synthesis of the mechanism of twin-jaw crusher	41

MATERIALS SCIENCE AND NANOTECHNOLOGIES

Kveglis L.I., Noskov F.M., Kazantsev V.V., Abylkalykova R.B., Kalitova A.A., Volochayev M.N. Abnormally fast macroscopic migration of substance	43
Soskova N.A., Budovskikh E.A., Gromov V.E., Ivanov Yu.F., Raykov S.V. Formation of dislocation free nanostructures in metals by electro-explosive alloying	45
Kanayev A.T., Kusainova K.T., Bogomolov A.V. Study of structurization in flanges of wheel pairs strengthened by plasma hardening	48

INFORMATION TECHNOLOGIES AND AUTOMATIC CONTROL IN FERROUS METALLURGY

Rybolovlev V.Yu., Lavrov V.V., Krasnobayev A.V., Spirin N.A. Development and introduction of automated system of analysis and prognosis of production situations blast-furnace shop for Magnitogorsk metallurgical plant JSC	52
Myshlyayev L.P., Evtushenko V. F., Berezin D.G., Makarov G.V., Ivushkin K.A. Concepts and conditions of control systems similarity	56

BRIEF COMMUNICATIONS

Epishin A.Yu., Karelin V.G., Zainullin L.A. The behavior of phosphorus containing component at the high firing of Lisakovsk iron ore concentrate	59
Lisiyenko V.G., Malikov Yu.K., Titayev A.A. About one method of pressure regulation in furnace with pulse heating system	60
Starovatskaya S.N., Myshlyayev L.P. Control of steel thermal processing trajectory by means of physical model	61
Feoktistov A.V. Experience of operating cupola recuperator of «tube in tube» design	62
Feyler S.V., Cherepanov A.N., Protopopov E.V., Kalimullin R.F. Justification of inoculator choice and technology of material feed during steel modifying became in course of continuous casting	64
Makarov G.V., Evtushenko V.F. Численные исследования подбора систем регулирования по контролируемым возмущениям	65
Index of articles for 2012	67

Подписано в печать 25.12.2012. Формат 60×90 1/8. Бум. Офсетная № 1.
Печать цифровая. Усл. печ. л. 9,0. Заказ 3804.

Отпечатано в типографии Издательского Дома МИСиС.
119049, г. Москва, Ленинский пр-т, 4.
Тел./факс: (499) 236-76-17, 236-76-35