

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ
АКАДЕМИЯ ИНЖЕНЕРНЫХ НАУК УКРАИНЫ
НАЦИОНАЛЬНАЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКАЯ АКАДЕМИЯ УКРАИНЫ

ТЕОРИЯ И ПРАКТИКА МЕТАЛЛУРГИИ

3-4

2017

ОБЩЕГОСУДАРСТВЕННЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

Издается с марта 1997 года
Выходит 6 раз в год

Учредители: Отделение материаловедения и металлургии
Академии инженерных наук Украины
Национальная металлургическая академия Украины

Издатели: Отделение материаловедения и металлургии
Академии инженерных наук Украины
Национальная металлургическая академия Украины

Днепр
2017

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНА МЕТАЛУРГІЙНА АКАДЕМІЯ УКРАЇНИ
АКАДЕМІЯ ІНЖЕНЕРНИХ НАУК УКРАЇНИ

Загальнодержавний науково-технічний журнал ISSN 1028-2335 <i>Випуск 3-4 (110-111) 2017р</i>	Засновники: Центр (відділення) матеріалознавства і металургії Академії інженерних наук України Національна металургійна академія України
Свідоцтво о реєстрації: серія KB № 21962-11862ПР від 23 березня 2016 року Постановою президії Вищої атестаційної комісії України від <u>16.05.2016 р.</u> журнал включено до переліку наукових фахових видань України в галузі технічних наук за номером <u>1156</u> Рекомендовано вченою радою Національної металургійної академії України №<u>6</u> від <u>06.07.2017</u> Формат 60x84¹/₈. Ум.друк.арк. 25,0 Адреса редакції та видавця: Національна металургійна академія України, пр.Гагаріна, 4, м.Дніпро, 49005 т.(0562) 47-44-61; 0662911534 Тираж 100 прим.	<i>Головний редактор,</i> <i>голова редакційної ради,</i> <i>Зам. головного редактора,</i> <i>Відповідальний редактор,</i> чл.-кор. НАНУ О.Г. Величко д.т.н., проф. Л.В. Камкіна к.т.н., доцент Ю.О. Діннік д.ф-м.н., проф Ахундов В.М. д.т.н., проф. Бойченко Б.М. акад. НАНУ Гасик М.І. д.т.н., проф. Гладких В.А. д.т.н., проф. Грищенко С.Г. д.т.н., проф. Губинский М.В. д.т.н., проф. Иващенко В.П. д.т.н., проф. Камкіна Л.В. д.т.н. проф. Кадильникова Т.М. д.т.н. проф. Куваєв В.М. д.т.н., проф. Луньов В.В. д.т.н., проф. Мазур В.І. д.т.н., проф. Мамузич І. д.т.н., проф. Пінчук С.Й. д.т.н., проф. Проїдак Ю.С. д.т.н., проф. Тараканов А.К. д.т.н., проф. Хричіков В.Є. д.т.н., проф. Чернятевич А.Г. д.т.н., проф. Шатоха В.І. д.т.н., проф. Шломчак Г.Г. Комп'ютерне верстання О.Г.Безшукурєнко

Передрук лише за дозвілом редакції
При використанні матеріалів посилання на журнал обов'язкове
**Видавництво не несе відповідальності за зміст матеріалу
наданого автором до друку**
Матеріали публікуються на мові оригіналу
За якість перекладу статей на англійську мову редакція відповідальності не несе
**Редакційна рада залишає за собою право змінювати текст статей,
не впливаючи на загальний зміст наданого матеріалу**

УДК 669.162

А.Л. Чайка, А.А. Сохацкий, А.А. Москалина, Б.В. Корнилов, В.Ю. Шостак, К. С. Цюпа, Р.В. Авдеев*

Полный энергетический баланс доменной плавки с применением ПУТ в условиях Украины

Разработан и адаптирован комплекс программ полного энергетического баланса доменной плавки к условиям применения ПУТ на основе модернизированных и синтезированных балансов: материального, тепло-энергетического и эксергетического. Выполнена ранжировка температуры дутья и содержания кислорода в дутье, расходов природного газа и ПУТ на технико – экономические, энергетические и эксергетические показатели доменной плавки. Выполнен анализ изменения технико – экономических, энергетических и эксергетических показателей доменной плавки на основе практики работы ДП № 4 ЧАО «МК «Азовсталь» при переходе на работу с природного газа на вдувание ПУТ. Полученные результаты расчетов технологических режимов работы печи использованы в качестве рекомендаций по выбору режима работы на ДП №3 ЧАО МК «Азовсталь» после ее реконструкции для достижения требуемых технико-экономических показателей.

A set of programs for the complete energy balance of blast furnace (BF) smelting was developed and adapted to the conditions of the use of pulverized coal (PC) on the basis of modernized and synthesized balances: material, heat and exergy. The ranking of the blast temperature and oxygen content in the blast, the costs of natural gas and PC for technical, economic, energy and exergetic indicators of blast furnace smelting have been performed. The analysis of the change in technical, economic, energy and exergetic parameters of BF smelting is carried out on the basis of the practice of BF №4 PJSC "MC" Azovstal" when switching from natural gas to injection of PC. The received results of calculations of technological modes of operation of the furnace were used as recommendations for choosing the operating mode at BF №3 of PJSC "MC" Azovstal "after its reconstruction in order to achieve the required technical and economic indicators.

Розроблено та адаптовано комплекс програм повного енергетичного балансу доменної плавки до умов застосування пилувугільного палива (ПВП) на основі модернізованих і синтезованих балансів: матеріального, теплоенергетичного та ексергетичного. Виконано ранжування температури дуття і вмісту кисню в дутті, витрат природного газу та ПВП на техніко - економічні, енергетичні та ексергетичні показники доменної плавки. Виконано аналіз зміни техніко - економічних, енергетичних і ексергетичних показників доменної плавки на основі практики роботи ДП № 4 ПрАТ «МК» Азовсталь» при переході на роботу з природного газу на вдування ПВП. Отримані результати розрахунків технологічних режимів роботи печі використані в якості рекомендацій щодо вибору режиму роботи на ДП №3 ПрАТ «МК» Азовсталь» після її реконструкції для досягнення необхідних техніко-економічних показників.

Введение. На современном этапе развития металлургической промышленности Украины актуальным вопросом является экономия энергетических ресурсов, которая может быть достигнута путем разработки и совершенствования энергетических методов расчета и прогноза технологических режимов работы доменных печей и их реализации на производстве при использовании различных видов топлива [1 - 4].

Энергетические методы расчета основываются на энергетических балансах технологических процессов, производств, предприятий и являются необходимой информационной базой, которая обеспечивает научную поддержку выбора управляющих решений по созданию современной системы управления энергией при производстве металла.

Методика составления универсального энергетического баланса основывается на базе трех начал термодинамики и пригодна для анализа

любых процессов. Данная методика получила название полного энергетического баланса, поскольку позволяет учесть все виды энергии, включая химическую энергию топлива, сырья и материалов в приходной части, а также продуктов и отходов процесса – в расходной [5]. Полный энергетический баланс позволяет оценить степень энергоэффективности и выбрать пути уменьшения энергоемкости продукции.

Применительно к доменному производству разработана методика составления универсального энергетического баланса, которая включает в себя совместный расчет и рассмотрение материального, теплового и эксергетических балансов (рис. 1). Материальный баланс рассчитывается по системе учета В. П. Ижевского, тепловой – по теплоэнергетической модели И. Д. Семикина, эксергетический – является развитием трудов А. В. Бородулина и В. С. Степанова [1, 5-7].

*Чайка Алексей Леонидович, с.н.с., ИЧМ им. З.И. Некрасова НАН Украины, к.т.н.,
Сохацкий Александр Анатольевич, с.н.с., ИЧМ им. З.И. Некрасова НАН Украины, к.т.н.,
Москалина Андрей Александрович, м.н.с., ИЧМ им. З.И. Некрасова НАН Украины,
Корнилов Богдан Владимирович, м.н.с., ИЧМ им. З.И. Некрасова НАН Украины,
Шостак Вячеслав Юрьевич, м.н.с., ИЧМ им. З.И. Некрасова НАН Украины,
Цюпа Кирилл Сергеевич, м.н.с., ИЧМ им. З.И. Некрасова НАН Украины,
Авдеев Роман Васильевич, начальник доменного цеха ЧАО «МК «Азовсталь».
Рецензент Чернятевич Анатолий Григорьевич, зав. отделом ИЧМ им. З.И. Некрасова НАН Украины, д.т.н., профессор.

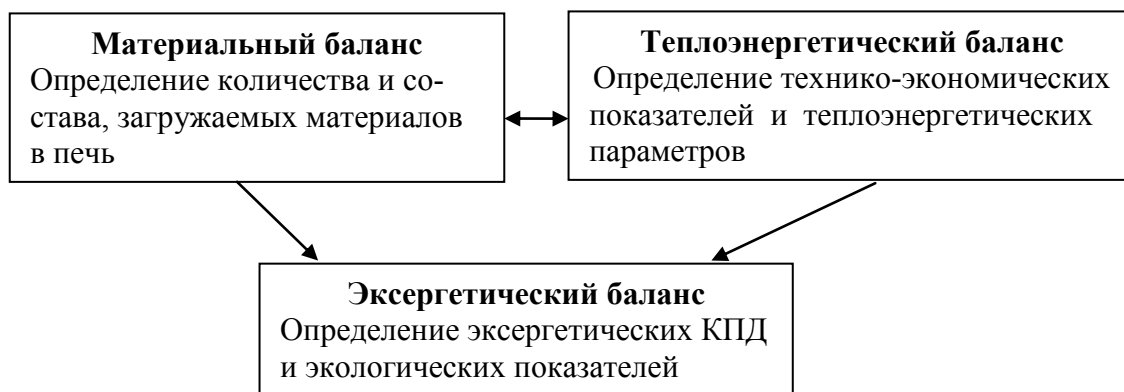


Рисунок 1 - Общая схема полного энергетического баланса

Материальный баланс. Составлению энергетического баланса всегда предшествует составление материального баланса, который используется для определения необходимого количества и состава загружаемых в печь материалов в соответствии с технологическими требованиями. Материальный баланс, составляемый по системе учета В. П. Ижевского [1,7], имеет следующую формулировку: масса исходных продуктов, поступающих в печь, должна быть равна массе конечных продуктов доменной плавки. Предлагаемая система дает возможность обнаруживать дефекты при получении основных данных баланса и учитывать их [1, 7].

Система В. П. Ижевского получила блестящую оценку и развитие у Н. А. Костылева, который подтвердил несомненные ее преимущества по сравнению с обычно практикуемыми способами учета, а также возможность установить и проверить оценку «выпыливания» руд [8].

С использованием информации о количестве и составе загружаемых материалов в печь и в соответствии с технологическими требованиями составляется теплоэнергетический баланс.

Теплоэнергетический баланс. Теплоэнергетический баланс, предложенный И.Д. Семикиным и развитый А.В. Бородулиным, позволяет анализировать параметры дутьевого режима, свойства шихтовых материалов, применение различных топливных добавок и тепловую работу системы охлаждения на показатели доменной плавки [1, 9]. Данный метод расчета универсален и имеет известные преимущества перед иными методами расчета показателей производства чугуна в доменных печах. Он позволяет осуществить плодотворную «стыковку» ряда энергетических и общесистемных представлений, сформулировать в физически содержательной и достаточно комплексной трактовке ряд концептуальных положений, а также стержневые элементы моделей, методов и итоговых решений.

Эксергетический баланс. Эксергетический баланс доменной печи базируется на материальном и теплоэнергетическом балансе. Он дополняет их, позволяет определить меру термодина-

мического совершенства производства чугуна в доменной печи и совместно с альтернативными способами получения чугуна, разрабатывать пути уменьшения энергоемкости металлопродукции и загрязнения окружающей среды. В общем виде в эксергетическом балансе доменной печи общее количество подведенной физической и химической эксергии дутья, шихты и топливных добавок равно сумме физической и химической эксергии продуктов плавки, уходящих газов и потерь эксергии [4-6]. Среди внешних потерь эксергии обычно наибольшими являются потери эксергии физической, вызванные высокой температурой продуктов сгорания уходящих газов, поступающих в окружающую среду. Отличие химического состава продуктов сгорания уходящих газов от состава атмосферного воздуха является причиной потери химической эксергии. Кроме того, в эксергетическом балансе возникают потери физической эксергии в твердых и жидких продуктах. Эти потери относятся к тем продуктам, для которых высокая температура не является необходимой для продолжения технологических процессов.

Для оценки термодинамического совершенства доменного процесса используют следующие эксергетические коэффициенты полезного действия (КПД) [4-6]:

- термодинамическое совершенство доменного процесса – отношение расходуемой эксергии в доменной печи к общему количеству подведенной эксергии;
- технологический КПД – показывает отношение суммы химической и физической эксергий чугуна к количеству подведенной эксергии;
- обобщенный КПД производства чугуна – показывает отношение суммы химической, физической эксергий чугуна с химической эксергией использованного колошникового газа к количеству подведенной эксергии.

Ввиду того, что доменная печь (ДП) является и источником выбросов в горно-металлургических регионах, а энергетические проблемы напрямую связаны с проблемами экологическими. Для оценки воздействия производства чугуна на

окружающую среду в эксергетическом балансе используются экологические показатели:

- показатель экологичности процесса;
- показатель ресурсоемкости процесса;
- коэффициент экологичности объекта.

Показатель экологичности процесса характеризует величину вредных воздействий на окружающую среду в расчете на единицу полезной продукции. Эта величина представляет собой удельные выбросы всех отходов или отдельных компонентов.

Показатель ресурсоемкости процесса показывает расход энергии, воды, воздуха, земельных и иных природных ресурсов на единицу полезной продукции.

Коэффициент экологичности объекта характеризует отношение чистого полезного эффекта (разницы эксергий полезной продукции и вредных выбросов) к израсходованным природным ресурсам.

Оценка эффективности технологических процессов по величинам экологических показателей позволяет оценить и «вредную» работу, совер-

шаемую производством над окружающей средой: чем выше химическая и физическая эксергия отходов и выбросов, тем большую работу над окружающей средой они могут совершать.

Полный энергетический баланс. Выполнена реализация, модернизация и синтез материального баланса по системе учета В. П. Ижевского, теплоэнергетического баланса И.Д. Семикина и эксергетического баланса в среде Excel.

Материальный, теплоэнергетический и эксергетический балансы модернизированы путем добавления расчетных блоков, учитывающих возможность вдувания смесей ПУТ различного химического состава и возможностью выполнения совместного взаимосвязанного учета материальных, теплоэнергетических и эксергетических потоков в доменной печи.

Адаптация полного энергетического баланса к условиям применения ПУТ выполнена на примере работы доменных печей №3 и № 4 ЧАО «МК «Азовсталь» (табл.1).

Таблица 1 – Влияние параметров дутья и топливных добавок на технико – экономические, энергетические и эксергетические показатели доменной плавки при переменной и постоянной температуре фурменной зоны*

Показатели	Увеличение:			
	температура дутья	кислород	природный газ	ПУТ
Производительность	+	+	–/+	–/+
Расход кокса	–	±	–/–	–/–
Расход условного топлива	–	±	+/+	+/+
Расход суммарного топлива	–	±	–/+	+/+
Общая тепловая мощность печи	0	+	0/+	0/+
К И Т	+	±	–/–	–/–
Усвоенная тепловая мощность печи	+	±	–/+	–/+
Температура фурменной зоны	+	+	–/0	–/0
Выход ВЭР	–	+	+/+	+/+
Чистые затраты условного топлива печи	–	+	+/+	+/+
Теплота сгорания колошник. газа	+	+	+/+	0/+
Часовой выход колошник. газа	+	+	+/+	0/+
Приход эксергии на 1 т чугуна	–	–	+/+	+/+
Эксергетические потери	–	–	+/+	+/0
Термодинамическое совершенство доменного процесса	+	+	–/0	–/0
Технологический КПД	+	+	–/–	–/–
Обобщенный КПД производства чугуна	+	+	0/+	–/+
экологичность	0	0	0/0	0/0
ресурсоемкость	–	0	0/0	0/0
коэффициент экологичности	+	0	0/0	0/0

* числитель – при переменной температуре фурменной зоны,

знаменатель – при постоянной температуре фурменной зоны за счет увеличения расхода O_2

Применение полного энергетического баланса для определения влияния параметров дутья, природного газа и ПУТ на технико–экономические, теплоэнергетические и эксерге-

тические показатели доменной плавки при прочих равных условиях показало (табл. 1), что:

- увеличение температуры дутья приводит к увеличению производительности печи, тепло-

энергетических параметров, температуры фурменной зоны, теплоты сгорания колошникового газа, термодинамического совершенства доменного процесса, технологического КПД, улучшению коэффициента экологичности, уменьшению расхода кокса, условного и суммарного топлива, выхода вторичных энергоресурсов (ВЭР), чистых затрат условного топлива в домне, эксергетических потерь и ресурсоемкости;

- увеличение содержания кислорода в дутье приводит к увеличению производительности печи, расходу кокса, условного и суммарного топлива, теплоэнергетических параметров, температуры фурменной зоны, выхода ВЭР, чистых затрат условного топлива в домне, теплоты сгорания колошникового газа, обобщенного КПД производства чугуна, уменьшению эксергетических потерь. влияние содержания кислорода в дутье на расход кокса, условного и суммарного топлива не однозначно и определяется изменением энергетических характеристик доменной печи (расход кокса – производительность – интенсивность плавки);

- увеличение расхода природного газа при постоянной температуре фурменной зоны приводит к увеличению производительности печи, расхода условного и суммарного топлива, общей и усвоенной тепловой мощности печи, выхода ВЭР, чистых затрат условного топлива в домне, теплоты сгорания колошникового газа, эксергетических потерь, обобщенного КПД производства чугуна; уменьшению расхода кокса, КИТ, технологического КПД;

- увеличение расхода ПУТ при постоянной температуре фурменной зоны приводит к увеличению производительности печи, расхода условного топлива и суммарного топлива, общей и усвоенной тепловой мощности печи, выхода ВЭР, чистых затрат условного топлива в домне, обобщенного КПД производства чугуна; уменьшению расхода кокса, КИТ, технологического КПД.

Анализ практики работы ДП № 4, полезным объемом 2000 м³, перешедшей на работу с ПУТ в декабре 2016 года показал, что:

- производительность печи увеличилась на ~800 т/сутки за счет увеличения поступления кислорода в печь;

- суммарный расход кокса и ореха уменьшился на 85÷100 кг/т чугуна за счет вдувания ПУТ;

- расход условного топлива уменьшился на ~20 кг/т чугуна;

- расход суммарного топлива уменьшился на ~25÷40 кг/т чугуна;

- теплота сгорания колошникового газа уменьшилась на ~15%;

- выход ВЭР уменьшился на ~50 кг условного топлива / т чугуна или на ~35%;

- чистые затраты топлива в домне уменьшились на ~10 кг условного топлива / т чугуна;

- степень использования СО увеличилась на ~3%;

- степень прямого восстановления оксидов железа увеличилась на ~7%;

- общая и усвоенная тепловая мощность печи увеличились на ~70 МВт и ~35 МВт соответственно;

- температура фурменной зоны увеличилась на ~100 °С;

- термодинамическое совершенство доменного процесса увеличилось на ~4%;

- технологический КПД увеличился на ~5%;

- обобщенный КПД производства чугуна увеличился на ~0,5%;

- показатели экологоемкости и экологичности не изменились;

- показатель ресурсоемкости улучшился.

На ДП №3 ЧАО «МК «Азовсталь», полезным объемом 2000 м³, полный энергетический баланс использован для определения и прогнозирования ее технологических параметров. После реконструкции при переходе на работу с применением ПУТ производительность печи увеличится на 300-600 т/сутки за счет увеличения поступления кислорода в печь, расход кокса уменьшится на 85÷160 кг/т чугуна за счет вдувания ПУТ, термодинамическое совершенство доменного процесса увеличится на ~1÷2%, технологический КПД увеличится на ~1÷2%, обобщенный КПД производства чугуна увеличится на ~1÷2%, показатели экологоемкости, ресурсоемкости и экологичности улучшатся незначительно.

Использование полного энергетического баланса позволяет качественно и количественно определять и прогнозировать изменение технико-экономических, энергетических и эксергетических показателей доменной плавки при вдувании различных топливных добавок.

Выводы.

1. Разработан и адаптирован комплекс программ полного энергетического баланса доменной плавки к условиям применения ПУТ и природного газа в доменном производстве на основе модернизированных и синтезированных балансов: материального по системе учета В. П. Ижевского, теплоэнергетического И.Д. Семикина и эксергетического.

2. Анализ изменения технико-экономических, энергетических и эксергетических показателей доменной плавки на основе практики работы ДП № 4 ЧАО «МК «Азовсталь» при переходе на работу с природного газа на вдувание ПУТ показал, что производительность печи увеличилась на ~800 т/сутки; суммарный расход кокса и ореха, условного и суммарного топлива уменьшился на ~85÷100 кг/т чугуна; теплота сгорания колошникового газа уменьшилась на ~15%, выход ВЭР уменьшился на ~50 кг условного топлива на т чугуна или на ~35%; термодинамическое совершенство доменного процесса увеличилось на ~4%; технологический КПД увеличился на ~5%; обобщенный КПД производства чу-

гуна увеличится на ~0,5%; показатели экологичности и экологичности не изменились, показатель ресурсоемкости улучшился.

3. Выполнена ранжировка температуры дутья и содержания кислорода в дутье, расходов природного газа и ПУТ при переменной и постоянной температуре фурменной зоны на технико – экономические, энергетические и эксергетические показатели доменной плавки. Установлено, что при переменной температуре фурменной зоны увеличение температуры дутья и содержания кислорода в дутье приводит к уменьшению прихода и потерь эксергии, а увеличение расходов природного газа и ПУТ приводит к увеличению прихода и потерь эксергии.

4. Увеличение температуры дутья позволяет увеличить термодинамическое совершенство доменного процесса, технологический КПД, уменьшить ресурсоемкость и улучшить коэффициент экологичности. Увеличение содержания кислорода в дутье позволяет увеличивать обобщенный КПД производства чугуна.

5. Качественное сопоставление применения природного газа и ПУТ показало, что при увели-

чении их расходов и постоянной температуре фурменной зоны отличия в их применении состоят в том, что эксергетические потери при вдувании ПУТ не изменяются, тогда, как при вдувании природного газа эксергетические потери увеличиваются.

6. Совместное вдувание с ПУТ природного газа в количестве 30 м³/т чугуна и более способствует уменьшению тепловых нагрузок на шахту и горн, окружной неравномерности их распределения, интенсивности износа футеровки и холодильников, увеличению ровности хода печи и более устойчивой газодинамической работе системы «ТВД–доменная печь».

7. Полученные результаты расчетов технологических режимов работы печи использованы в качестве рекомендаций по выбору режима работы на ДП №3 ЧАО «МК «Азовсталь» после ее реконструкции для достижения требуемых технико-экономических показателей.

Библиографический список

1. Домна в энергетическом измерении / Бородулин А. В., Горбунов А. Д., Романенко В. И., Суцев С.П. – Днепропетровск: ДГДУ, 2006. – 542 с.
2. Освоение работы доменной печи, полезным объемом 3000 м³, с применением пылеугольного топлива / В.И.Большаков, А.Л.Чайка, В.В.Лебедь и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2012. – № 4. – С.36-40.
3. Опыт и перспективы применения пылеугольного топлива на доменных печах Украины / В.И. Большаков, А.Л.Чайка, В.В. Лебедь, А.А. Сохацкий // Металл и литье Украины. – 2013. – № 10. – С. 5-10.
4. Эксергетический анализ энергоэффективности применения пылеугольного топлива в доменном производстве / В.И. Большаков, А.Л.Чайка, А.А. Сохацкий, А.А. Москалина // Экология и промышленность. – 2014. – № 2. – С. 87-94.
5. Степанов В. С., Степанова Т. Б. Эффективность использования энергии – Новосибирск: Наука СО, 1994. – 256 с.
6. Проблемы и политика энергосбережения на Западно – Сибирском металлургическом комбинате / Р.С. Айзатулов, А.В. Бородулин, Н.Е. Рехтин, В.С. Степанов и др. // Сталь. – 1997. – №8. – С. 70-77.
7. Ижевский В. П. Система учета доменного баланса // ЖРМО. 1912. Ч.1-я. № 2. с. 180-214.
8. Костылев Н. А. Очерки по теории доменного процесса // Под редакцией М. А. Павлова. – М.: Металлургиздат, 1945. – 370 с.
9. Семикин И.Д Топливо и топливное хозяйство металлургических заводов / Семикин И. Д, Аверин С. И., Радченко И. И. – М.: Металлургия, 1965. – 391с.

Статья поступила 02.05.2017 г.

УДК 669.162.281

В.В.Бочка, А.В.Двоеглазова, А.В.Сова*

Исследования влияния добавки железосодержащего материала на степень и скорость диссоциации известняка

При разработке технологии получения комплексного флюса на основе известняка и железосодержащего материала важную роль играют реакции взаимодействия между данными компонентами шихты. В данной статье приведено исследование влияния добавки железосодержащего материала на степень и скорость диссоциации известняка. Исследования проводили при разной крупности шихтовых материалов. Результаты исследований можно использовать при выборе шихтовых материалов для получения комплексного флюса.

При розробці технології отримання комплексного флюсу на основі вапняку і залізовмісного матеріалу важливу роль відіграють реакції взаємодії між даними компонентами шихти. В даній статті наведено дослідження впливу добавки залізовмісного матеріалу на ступінь і швидкість дисоціації вапняку. Дослідження проводили при різних крупності шихтових матеріалів. Результати досліджень можна використовувати при виборі шихтових матеріалів для отримання комплексного флюсу.

In this article was conducted a developing of a technology for the complex flux production. It was based on limestone and iron-containing materials and on the interaction reactions between these components of the charge play an important role. In this article, was study the effect of the addition of iron-containing material on the degree and rate of dissociation of limestone. Studies were carried out at different sizes of charge materials. The results of the research can be used in the selection of charge materials for obtaining a complex flux.

Постановка проблемы. Для повышения эффективности производства окискованного сырья в качестве флюсующей добавки стали использовать комплексный флюс. Комплексный флюс - продукт термической обработки смеси железосодержащих материалов, отходов различных производств, а также известьсодержащих компонентов [1-2]. Отличительной особенностью данных флюсов является то, что они, в отличие от известняка и извести, расширяют возможности участия их при агломерации в процессах связывания частиц и формирования гранул, минералообразования, формирования специальных свойств спёка, что благоприятно влияет на эффективность процессов окискования сырья.

На данный момент существуют различные технологии получения комплексного флюса. Наибольшее распространение имеют технологии получения комплексных флюсов в обжиговых печах из гранул, полученных из смеси тонкодисперсных и вяжущих материалов. Готовым продуктом является кусковый материал в виде гранул, брикетов или кусков неправильной формы, имеющий стабильный химический состав. Применение таких материалов в шихте процессов окискования требует использования дополнительных мероприятий по предварительному приведению их гранулометрического состава к технологическим требованиям. Кроме того, такие материалы имеют низкое содержание свободной извести, что несколько снижает их участие в процессах предварительного окомкования шихты.

Перспективным способом получения комплексного флюса является способ [3-4], в соответствии

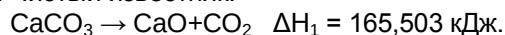
с которым гранулы, полученные путём нанесения на кусочки известняка определённой крупности слоя железосодержащего материала заданной толщины, обжигаются по агломерационной технологии на конвейерной машине. Стоит отметить, что данные технологии получения комплексного флюса не имеют достаточного теоретического, и экспериментального обоснования механизма формирования состава и структуры комплексного флюса при взаимодействии известняка ядра гранулы с нанесёнными на неё различными материалами, особенно с металлургическими отходами, что ограничивает возможности данной технологии в получении комплексного флюса с заданными свойствами.

Целью данной работы является исследование реакций взаимодействия между известняком и различными добавками и разработка на их основе механизма формирования комплексного флюса с заданными свойствами. Теоретические исследования проводились с помощью математической программы [5]. Был проведен термодинамический и кинетический анализ взаимодействия известняка с железосодержащим материалом. При этом было установлено, что добавка к известняку различных компонентов, таких как Fe_2O_3 , SiO_2 , Al_2O_3 ускоряет процесс диссоциации известняка и снижает расход теплоты на процесс за счёт образования соединений из извести и указанных оксидов. Реакции диссоциации известняка и реакции взаимодействия извести с оксидами железосодержащих материалов приведены ниже:

*Бочка Владимир Васильевич, проф. НМетАУ, д.т.н., профессор,
Двоеглазова Алиса Викторовна, аспирант НМетАУ,
Сова Артём Валерьевич, аспирант НМетАУ.

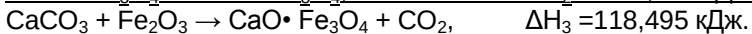
Рецензент Иващенко Валерий Петрович, проректор НМетАУ, д.т.н., профессор.

1. Чистый известняк:

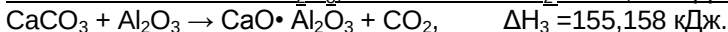


2. Известняк с железосодержащим материалом:

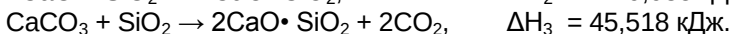
а) взаимодействие с Fe_3O_4 концентрата:



б) взаимодействие с Al_2O_3 концентрата:



в) взаимодействие с SiO_2 концентрата:



Из приведенных реакций видно, что при совместном обжиге известняка с железосодержащим материалом происходит взаимодействие известняка с оксидами, что снижает затраты теплоты на процесс диссоциации известняка.

Экспериментальные исследования. Исследования проводились в лаборатории кафедры металлургии чугуна НМетАУ. Для исследования использовали следующие шихтовые материалы:

- концентрат крупностью менее 0,1мм;
- известняк крупностью меньше 0,1мм;
- известняк крупностью 3-12мм;
- топливо крупностью 3-5 мм.

Из мелкоизмельченного известняка и концентрата формировалась смесь в различном соотношении концентрата к известняку: 25/75, 50/50, 25/75 и 100% чистый известняк.

Из смеси формировали прямоугольные брикеты размером 10×10×8мм и спрессовывали их в пресс-машине.

Различное соотношение известняка и концентрата показывает разницу в скорости и степени диссоциации известняка со смесью и чистого известняка.

Для формирования гранул кусочки известняка крупностью 3-12мм предварительно смачивались и направлялись в гранулятор для накатывания магнетитового концентрата. Толщина слоя накатанной смеси изменялась в пределах 0,5-1мм. После получения гранул известняка их смешивали с твердым топливом (количество топлива - 8%).

Полученные брикеты и гранулы обжигали в лабораторной установке, снабженной весовым устройством и анализатором состава отходящего газа. Исследования проводили в температурном интервале 900-1300°C.

Результаты исследования. Результаты исследования приведены на рис.1-2. На рис. 1 при-

ведены результаты исследования степени и скорости диссоциации брикетов из смеси известняка и концентрата. Видно, что степень диссоциации зависит от температуры в реакционном пространстве и количества железосодержащей добавки.

При температуре 900°C (рис. 1а) максимальная степень диссоциации составила для брикетов из смеси, состоящей из 75% концентрата и 25% известняка, более 80%. Для чистого известняка при таких же условиях степень диссоциации составила 43%.

Наиболее значительное влияние на скорость диссоциации добавка концентрата оказывает при температуре 900°C (рис.1а). Максимальная скорость диссоциации достигается при диссоциации брикетов, состоящих из смеси из 75% концентрата и 25% известняка.

При повышении температуры до 1000°C (рис.1б) скорость диссоциации выше для брикетов из смеси лишь на первой минуте. Ко второй минуте выдержки они выравниваются, а в дальнейшем скорость диссоциации выше для брикетов из смеси 75% концентрата и 25% известняка. Заметное отличие наблюдается при повышении температуры до 1100°C и 1200°C (рис.1в,г). Причём, это в большей степени характерно для начального периода диссоциации.

Повышение температуры до 1000 – 1100°C и 1200°C (рис.1б, в, г.) существенно ускоряет как процесс разложения брикетов как из чистого известняка, так и из смеси концентрата с известняком. При температурах 1000°C и 1100°C степень диссоциации брикетов из чистого известняка приблизилась к степени диссоциации брикетов из смеси, но время достижения одной и той же степени разложения для чистого известняка было намного больше.

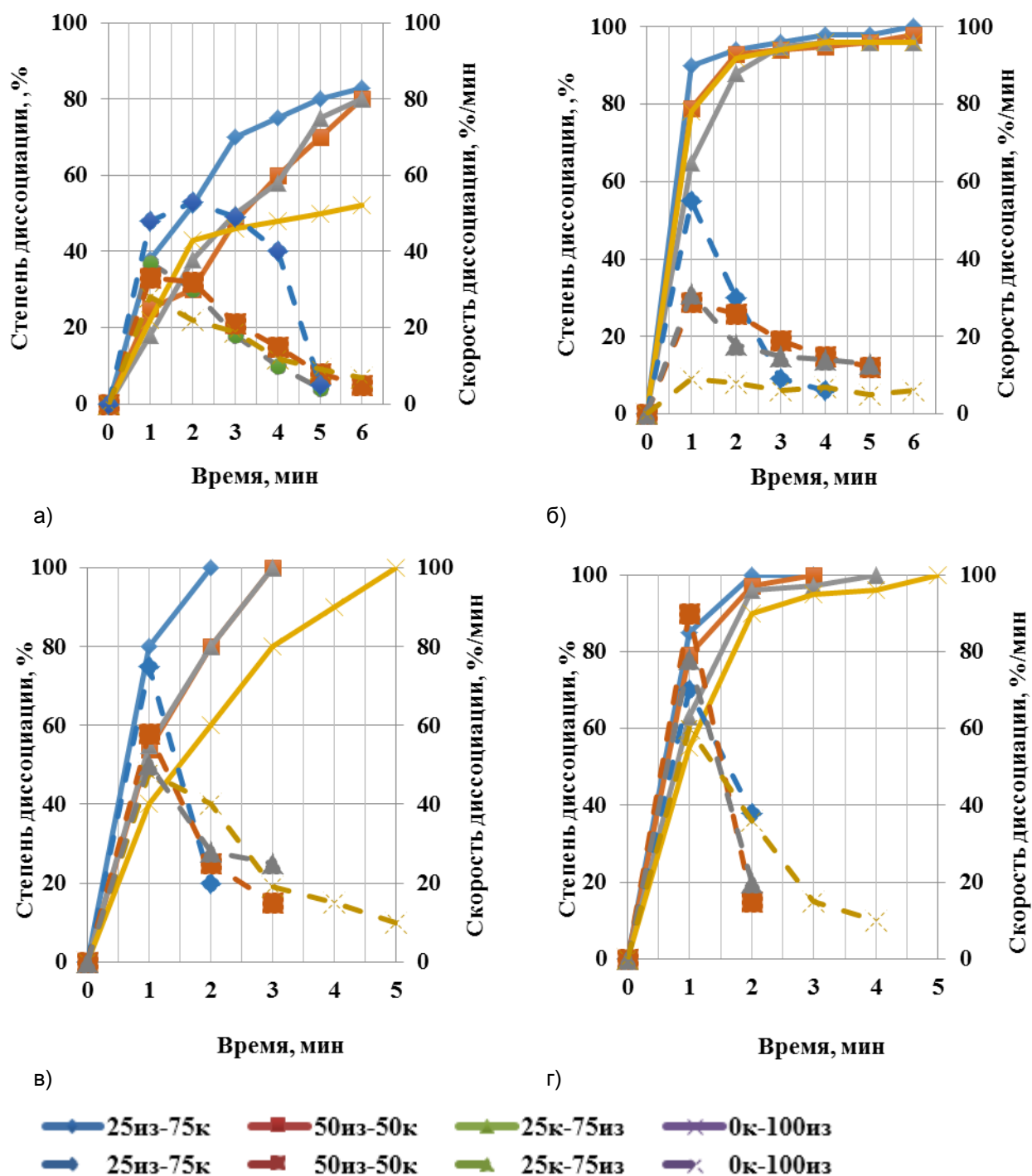


Рисунок 1 - Зависимость степени и скорости диссоциации известняка в различных условиях: а) 900°C; б) 1000°C; в) 1100°C; г) 1200°C. (сплошная линия – степень диссоциации, штрихпунктирная – скорость диссоциации).

При температуре 1200°C (рис.1,2) степень полной диссоциации брикетов из смеси известняка с концентратом достигается при меньшем времени выдержки (примерно 2 минуты), что свидетельствует об активном протекании процессов взаимодействия вновь образовавшейся извести с оксидами железосодержащего материала. При данной температуре начинают образовываться жидкие фазы из реагирующих веществ, что улучшает разложение брикетов из смеси.

Наличие наката на известняке из чистого концентрата снижает степень диссоциации известняка, по сравнению с брикетами из смеси. При температуре 900°C степень диссоциации гранул с накатом составила лишь 43%, так же, как и для чистого известняка. На рисунке 3. приведены результаты скорости диссоциации чистого известняка и известняка с накатом. Из графиков видно, что при температуре 900 °C скорость диссоциации практически одинакова как для известняка с накатом, так и для чистого известняка. При по-

вышении температуры до 1000°C скорость диссоциации повышается, но остается одинаковой как для известняка с накатом, так и для чистого.

При повышении температуры до 1100-1200°C наличие наката из концентрата на гранулах известняка оказывает заметное действие на степень диссоциации известняка, по сравнению чистым известняком. Время для полной диссоциации известняка с накатом составило при этих температурах 5 и 3 минуты соответственно, в то время как для чистого известняка оно составило 6 и 4 минуты. Известняк с накатом обжигали так-

же при температуре 1300 °C. Полная степень диссоциации для чистого известняка при этой температуре достигается за 4 минуты, а для известняка с накатом - за 2 минуты.

При повышении температуры до 1100-1300°C скорость диссоциации известняка с накатом выше чем для чистого известняка. Так же, как и для брикетов из смеси, для гранул с накатом повышение скорости диссоциации выше лишь в начальный период диссоциации. Со временем скорости диссоциации выравниваются

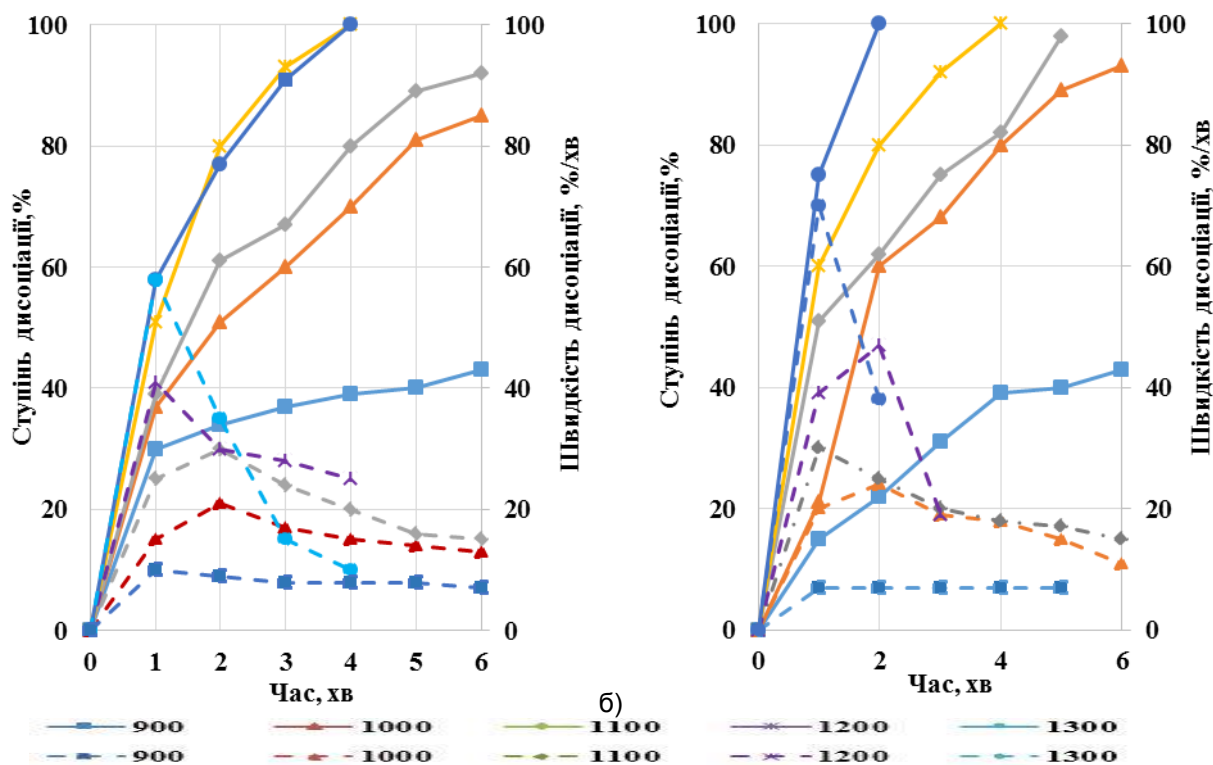
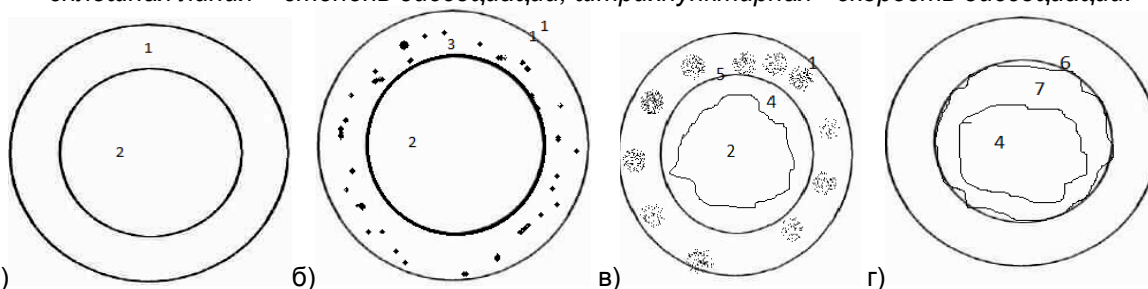


Рисунок 2 - Зависимость степени диссоциации чистого известняка (а) и известняка с накатом, сплошная линия – степень диссоциации, штрихпунктирная - скорость диссоциации.



1 – накатанный слой; 2 – известняк; 3 – зона начального протекания реакций взаимодействия; 4 – известь; 5 – зона взаимодействия образующейся извести с оксидами концентрата; 6 – спеченные ферриты 7 – зона пропитки расплавом.

Рисунок 3 – Механизм взаимодействия между концентратом в накате и известняком при различных температурах: а) 900°C; б) 1000°C; в) 1100°C; г) 1200-1300°C.

На рис.3 приведено взаимодействия между концентратом в накате и известняком при различных температурах

При $t \geq 900^\circ\text{C}$ (рис. 3а) за счёт подачи внешней теплоты гранула с накатанным слоем концентрата нагревается до 900°C. При продвижении вглубь гранулы температура снижается. В короч-

ке наката начинается разложение известняка в накатанной смеси. Образующийся CO_2 через поры накатанного слоя удаляется в ламинарную плёнку, а затем в атмосферу. Образующееся из известняка наката небольшое количество извести разрыхляет корочку наката и делает её более доступной газу CO_2 , с другой стороны, эта известь

вступает в твердофазные реакции, прежде всего, с оксидом железа концентрата, образуя однокальциевый феррит. Выравнивание температуры по радиусу гранулы приводит к началу разложения основного куска известняка на границе известняк-накат. Повышение данной температуры $>900^{\circ}\text{C}$ ускоряет процесс разложения известняка как в накате, так и в ядре гранулы. При этом серьезного влияния оксиды концентрата на скорость диссоциации известняка не оказывают.

При температурах $\geq 1000^{\circ}\text{C}$ (рис. 3б) ускоряется процесс твердофазного взаимодействия известности с оксидами в накатанном слое. Одновременно начинается процесс интенсивного разложения известняка в направлении от границы раздела наката и известняка к ядру. При этом образующийся слой извести имеет высокую рыхлость и отрывается от слоя корочки. На этой стадии ещё не проявляется решающее влияние на разложение известняка компонентов концентрата.

При температурах 1200°C (рис. 3 в,г) и более к отмеченным выше процессам добавляется плавление эвтектики на основе ферритов кальция и образование расплава. Этот расплав заполняет образовавшиеся рыхлости извести (поры) и вступает в непосредственный контакт с образующейся известью. С этого момента начинается интенсивное развитие жидкофазных реакций взаимодействия извести разложившегося известняка с оксидами концентрата (Fe_2O_3 , SiO_2 , Al_2O_3). Это способствует, с одной стороны, к ускорению реакции разложения известняка по термодинамическим причинам. С другой стороны, эти реакции происходят с выделением теплоты, что при неизменной температуре с внешней стороны гра-

нулы способствует повышению температуры внутри гранулы и ускорению процессов разложения известняка. Процесс пропитки извести расплавом, образовавшимся в слое наката, перемещается вглубь гранулы, интенсифицируя вышеуказанные процессы. Глубина пропитки достигает в зависимости от диффузионно-кинетических условий 20-40% от суммарной площади сечения гранулы. В этих условиях скорость диссоциации известняка в максимальной степени определяется влиянием количества оксидов из расплава, и она становится равной скорости диссоциации известняка из его смеси с концентратом. В момент окончания разложения и охлаждения известняка ядра сечение гранулы имеет многослойную структуру: слой смешанного материала (снаружи), слой промежуточного продукта и слой обожженной извести в ядре гранулы в количестве 15-25% от содержания извести в известняке. Полученный продукт находится в виде обожженных отдельных гранул или спеченных в друзы. Такой материал после предварительного дробления может с успехом применяться в виде комплексного флюса в шихте процессов окускования металлургического сырья.

Выводы. При проведении теоретических и экспериментальных исследований было установлено, что при взаимодействии чистого известняка с оксидами, которые входят в состав железорудного материала, происходит увеличение степени и скорости диссоциации известняка за счёт образования различных соединений на основе известняка, таких как: ферриты, алюминаты и силикаты.

Библиографический список

1. Ферритокальциевый материал - основа ресурсосберегающих технологий металлургического производства - Хайдуков В.П., Тучина М.В. и др. / - "Теория и технология производства чугуна и стали". Сборник трудов международной НТК. Липецк-1995.-с.203-208
2. Бочка В.В., Двоглазова А.В., Сова А.В., Сулименко С.Е. «Выбор технологии получения комплексного флюса». Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2017. - № 1. – с. 12-17.3 Спосіб отримання комплексного флюсу/ Патент на корисну модель №115725 Україна - Бочка В.В., Двоглазова А.В., Суліменко С.Є., Сова А.В., Бузоверя М.Т., Бузоверя В.М., Горобець С.Г. / /Опубл.25.04.2017 Бюл.№8 про видачу патенту.
4. Способ получения железифлюса. Авторское свидетельство СССР № 602576, заяв.15.04.78 кл. C22B1 / 00
5. Математическая модель HSCChemistry 6.0, Финляндия, 2014р.

Статья поступила 02.05.2017 г.

УДК 669.162.211.5:669.162.25.001.5

Б.В.Корнилов, А.Л.Чайка, В.В. Лебедь, Н.В.Логвинов, А.А.Сохацкий*.**Исследования газодинамической работы свободной от шихты зоны колошника доменной печи и их практическое приложение**

Приведены результаты исследования газодинамического режима работы свободной от шихтовых материалов области колошника. Выполнено прогнозирование и установление влияния выхода колошникового газа на изменения параметров газового потока, вынос колошниковой пыли и технико-экономические показатели доменной плавки. Установлено влияние параметров газового потока на технологические и технико-экономические параметры доменной плавки, получен обобщающий показатель работы свободной от шихты зоны колошника.

Наведено результати досліджень газодинамічного режиму роботи вільної від шихтових матеріалів області колошника. Виконано прогнозування і встановлення впливу виходу колошникового газу на зміни параметрів газового потоку, винос колошникового пилу і техніко-економічні показники доменної плавки. Встановлено вплив параметрів газового потоку на технологічні і техніко-економічні параметри доменної плавки, отриманий узагальнюючий показник роботи вільної від шихти зони колошника.

The results of the investigation of the gasdynamic working regime of zone of the top which is free of burden materials are presented. The prognosis and establishment of the effect of the top gas yield on changes in the parameters of the gas flow, removal of blast-furnace dust and technical and economic indicators of blast-furnace smelting were carried out. The effect of gas flow parameters on the technological and technical and economic parameters of blast furnace smelting has been established, and a generalizing indicator of the work of the blast furnace zone which is free from burden is obtained.

Постановка задачи. Газодинамическая работа свободной от шихты зоны колошника, как и тепловая работа системы охлаждения, отражает динамику изменения теплообменных процессов в рабочем пространстве печи [1 - 3]. Практический интерес представляет использование этой информации для своевременного определения расстройств в тепловой работе печи и оценки рациональности выбранного технологического режима ведения доменной плавки.

Одним из направлений решения поставленной задачи является установление взаимосвязей конструкции колошника, параметров потока колошникового газа с газодинамическим режимом работы доменной печи, выносом колошниковой пыли, технико-экономическими показателями доменной плавки. Увеличение выноса колошниковой пыли и потерь давления в свободной от шихты зоны колошника может стать причиной уменьшения ресурса работы газоочистки и ухудшения показателей тепловой работы печи.

Цель работы. С целью анализа влияния газодинамической работы свободной от шихты зоны колошника на вынос колошниковой пыли разработана и опробована модель, основанная на физических законах сохранения массы и количества движения колошникового газа, которые реализованы численным моделированием по методу Рунге-Кутты [4,5]. Исходными параметрами для расчета являются выход и температура колошникового газа, давление на колошнике, плотность и фракционный состав выходящей пыли. Результа-

том расчета является количество пыли, выносимой газовым потоком через газоотводы, потери давления и параметры газа в свободной от шихты области колошника.

Изложение результатов исследования. Газодинамическая модель настраивалась по данным работы ДП № 9 объемом 5000 м³ ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» («АМКР») и ДП №7 объемом 4291 м³ ОАО «Новолипецкий металлургический комбинат» («НЛМК»).

На первом этапе исследования выноса колошниковой пыли определялись траектории (линии тока) движения газового потока в направлении от поверхности шихтовых материалов к газоотводам [6]. Для этого использовались фактические данные о распределении температур и давлений на поверхности шихты или прогнозные варианты расчета параметров газового потока в сухой зоне доменной печи (рис.1) [1, 2].

На втором этапе рассчитывалось движение пылинки в потоке колошникового газа [7]. Уравнение, описывающее движение частицы пыли в векторном виде, представлено ниже:

$$\begin{cases} \frac{dV_x}{dt} = -F_{сопр\ x} \\ \frac{dV_y}{dt} = -G - F_{сопр\ y} \end{cases} \quad (1)$$

где V_x и V_y – проекции скорости частицы пыли в газовом потоке на оси x и y соответственно, м/с; G – сила тяжести, действующая на частицу, Н; $F_{сопр\ x}$ и $F_{сопр\ y}$ – проекции силы сопротивления газовому потоку на оси x и y , Н.

*Корнилов Богдан Владимирович, м.н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, Чайка Алексей Леонидович, с.н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, к.т.н., Лебедь Виталий Васильевич, н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, Логвинов Николай Владимирович, ст. мастер доменного цеха №7 Новолипецкого металлургического комбината, Сохацкий Алексей Анатольевич, с.н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, к.т.н. Рецензент Иващенко Валерий Петрович, проректор НМетАУ, д.т.н., профессор.

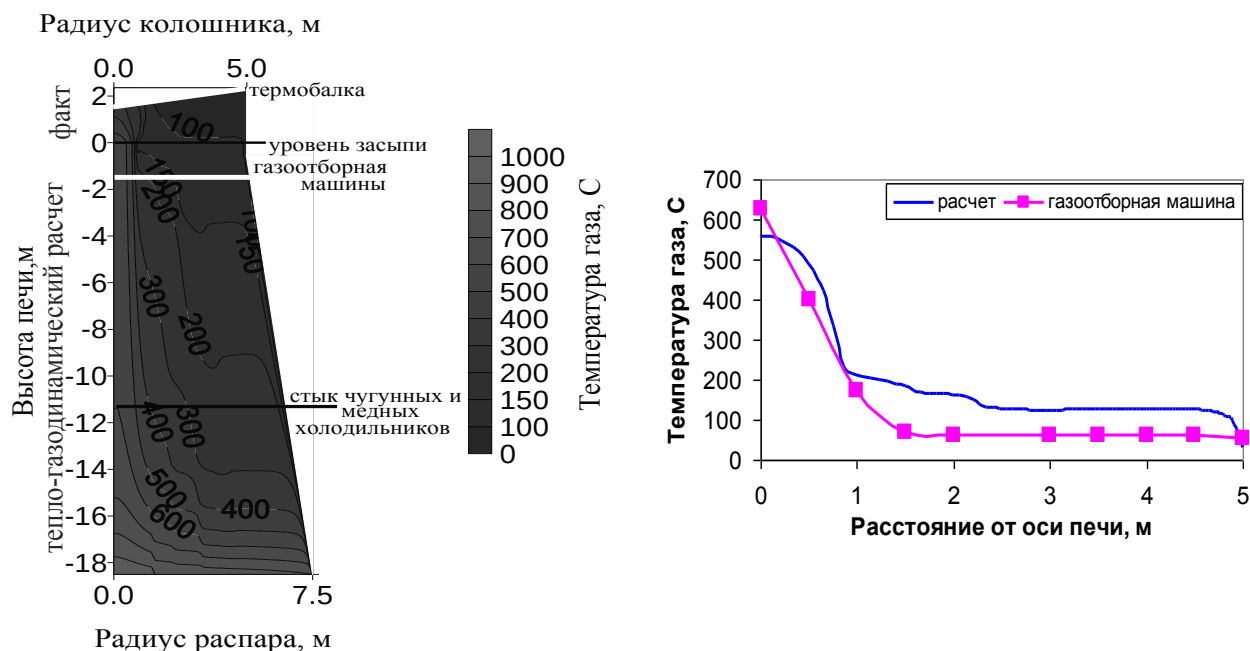


Рисунок 1 - Расчетное и фактическое распределение температуры газа в шахте ДП №7 ОАО «НЛМК»

Сила сопротивления газовому потоку зависит как от газодинамических параметров обтекающего пылинку газа, так и от физических параметров частицы пыли:

$$F_{\text{сопр}} = C_x \rho V^2 \quad (2)$$

где ρ – плотность пыли, кг/м³;
 V – разность скорости газового потока и частицы пыли, м/с;

C_x – коэффициент сопротивления твердой частицы газовому потоку. Определяется в зависимости от числа Рейнольдса [7,8].

Сжимаемость газа учитывалась уравнением состояния:

$$\rho = p/(RT) \quad (3)$$

где ρ – плотность колошниковых газа, кг/м³; p – давление колошниковых газа, Па; T – температура

тура колошниковых газа, °К; R – газовая постоянная, зависящая от состава колошниковых газа.

Адекватность результатов расчета проверялась их сопоставлением с фактическими данными выноса колошниковой пыли (рис. 2). Отклонение расчетного выноса пыли от фактических данных для работы ДП №7 ОАО «НЛМК» не превышало 20%.

Установлено, что при увеличении давления под колошником уменьшается вынос колошниковой пыли и потери давления на колошнике (рис. 3). При увеличении давления с 0,1 МПа до 0,25 МПа и сохранении температуры уходящего газа на постоянном уровне вынос колошниковой пыли уменьшается на ~17% до 100 т/сут., а потери давления уменьшаются на ~27% до 4 кПа (рис.3).

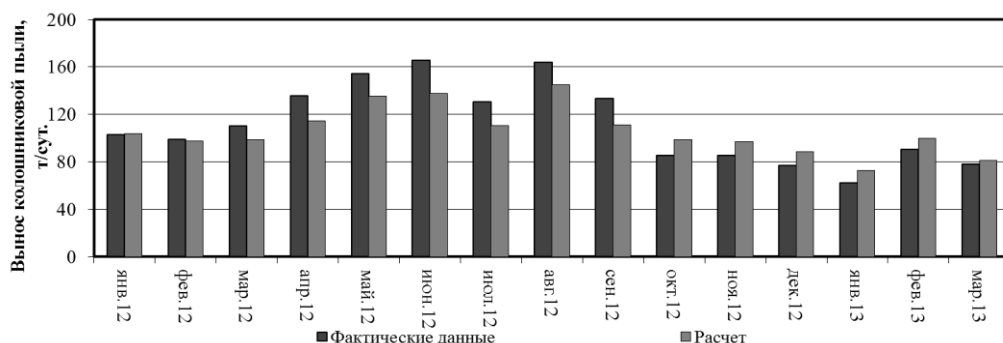


Рисунок 2 - Сравнение выноса колошниковой пыли по фактическим и расчетным данным работы ДП №7 ОАО НЛМК

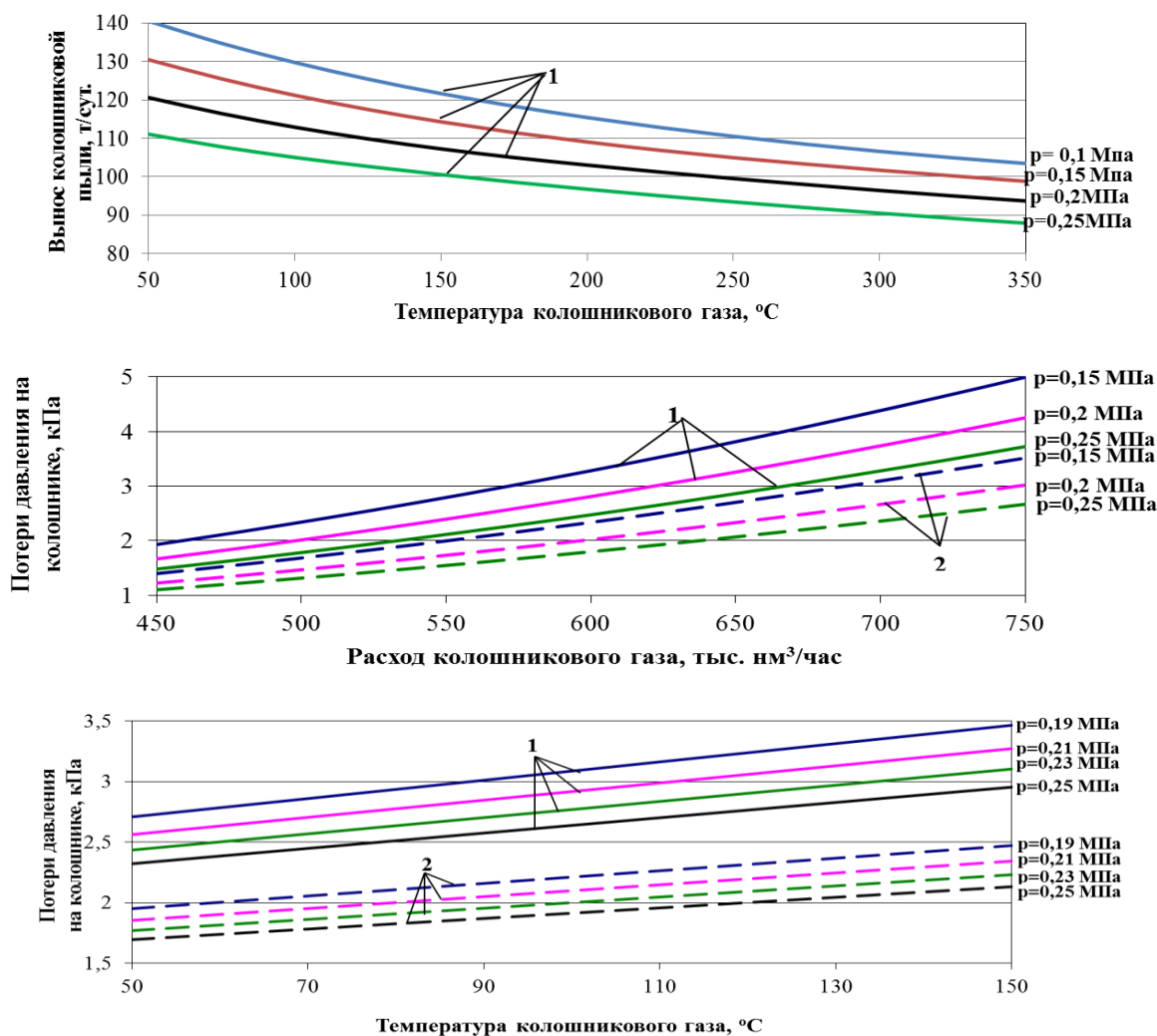


Рисунок 3 - Зависимость выноса колошниковой пыли и потерь давления на колошнике от температуры и выхода колошникового газа при фиксированных значениях давления на колошнике (p) для фактической площади газоотводов (1) и прогнозируемом увеличении суммарной площади газоотводов на ~20% (2)

Потери давления газового потока, которые сопровождают вынос колошниковой пыли, составляют 8–25% от потерь давления при переходе газового потока из колошникового пространства в газоотводы (рис. 3). При увеличении выхода колошникового газа и температуры, уменьшении давления под колошником потери давления при переходе газового потока из колошникового пространства в газоотводы увеличиваются (рис. 3). Увеличение давления под колошником на ~30% с 0,19 МПа до 0,25 МПа, при прочих равных условиях, приводит к уменьшению потерь давления на ~17%, с 2,9 кПа до 2,4 кПа. При увеличении выхода колошникового газа на 10% с 605 тыс. $\text{нм}^3/\text{час}$ до 665,5 тыс. $\text{нм}^3/\text{час}$ потери давления на колошнике увеличиваются на 22%, с 2,8 кПа до 3,4 кПа.

Для уменьшения потерь давления на колошнике целесообразно с увеличением объема доменных печей увеличивать суммарную площадь газоотводов и учитывать это при проектировании

новых печей. Например, отношение суммарной площади газоотводов к площади колошника на ДП №7 меньше на 20%, чем на ДП № 6 ОАО «НЛМК» или ДП №9 ПАО «АМКР», что приводит к увеличению потерь давления в свободной от шихты части колошника в 1,5 раза.

Для планирования и оперативного управления доменной плавкой интерес представляет исследование влияния давления и температуры колошникового газа, которые контролируются в автоматическом режиме, на выход колошникового газа и его скорость.

Наиболее сильное влияние на выход колошникового газа и его скорость оказывает отношение давления на колошнике к температуре колошникового газа (рис. 4). Оперативное изменение давления под колошником позволяет поддерживать на заданном уровне скорость движения колошникового газа, а значит скорости и потери давления в столбе шихты, «ровность» хода доменной печи.

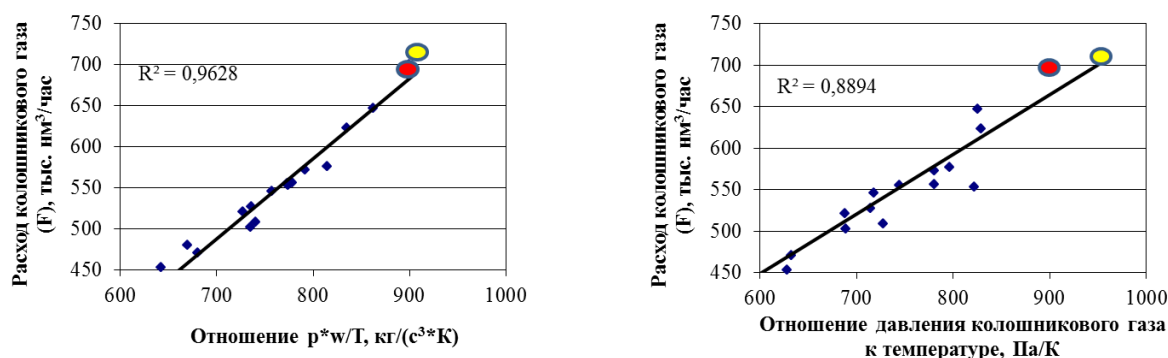


Рисунок 4 - Взаимосвязь выхода колошникового газа с параметрами газового потока на колошнике по среднемесячным данным за 2012 - 2014 гг.

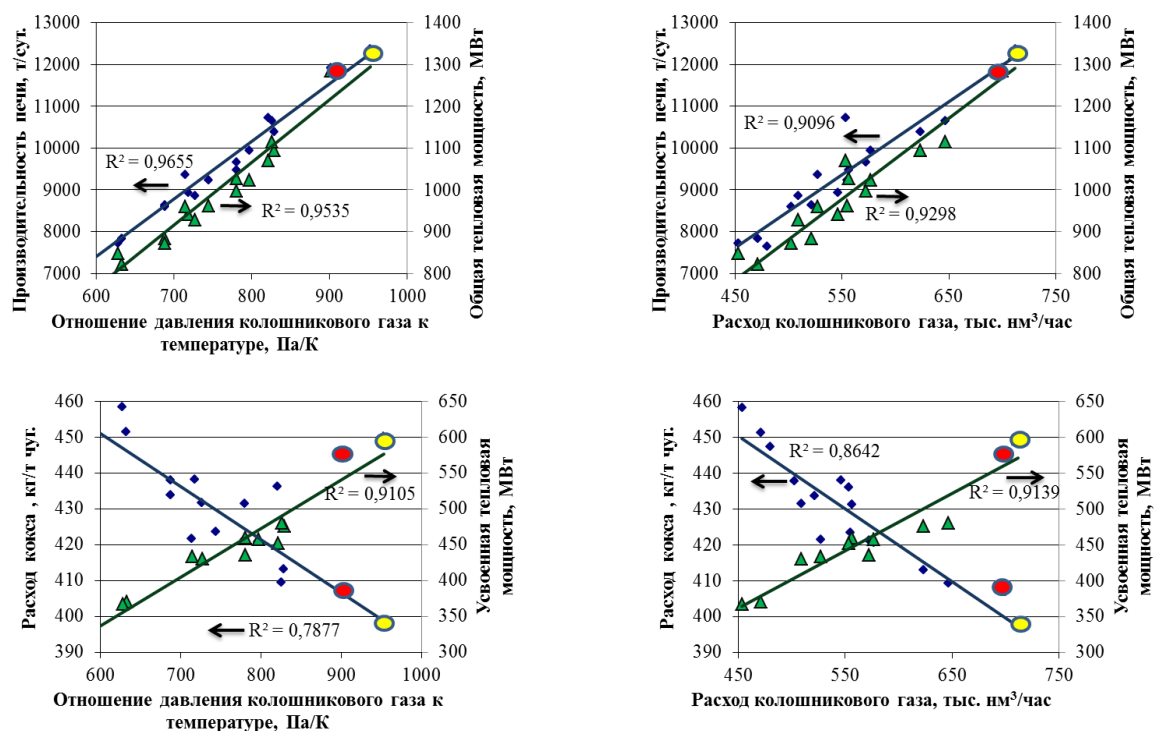
● - январь 2014 г.; ● - сентябрь 2014 г.

Из результатов исследований следует, что технико-экономические и теплоэнергетические показатели работы ДП №7 тесным образом связаны с особенностями газодинамического режима ее работы и, прежде всего, с расходом, давлением и температурой колошникового газа (рис. 5).

Обобщающим показателем работы свободной от шихты зоны колошника является скорость колошникового газа. Управляя в оперативном режиме давлением под колошником и составом дутья, ориентируясь на скорость колошникового газа и соотношения потерь давления по высоте печи можно добиться улучшения технико-экономических показателей доменной плавки за

счет увеличения ровности хода доменной печи при ее форсировании (рис.5).

Форсирование работы ДП №7 осуществлялось за счет увеличения расхода кислорода и общей тепловой мощности печи, уменьшение расхода кокса достигалось за счет увеличения усвоенной тепловой мощности печи (рис.5) [2]. Совершенствование дутьевого и газодинамического режимов плавки, загрузки и распределения шихтовых материалов на колошнике, улучшение качества кокса позволили с мая 2012 по май 2013 года увеличить фактическое производство чугуна на ~1700 т/сутки до 10700 т/сутки, среднемесячный расход кокса уменьшить на ~27 кг/т чугуна до 409 кг/т чугуна, расход суммарного топлива уменьшен на ~ 16 кг/т чугуна до 488 кг/т чугуна.



● - январь 2014 г.; ● - сентябрь 2014 г.

Дальнейшее форсирование доменной печи за счет увеличения концентрации кислорода до 30,5%, дутья до 7300 $\text{нм}^3/\text{мин}$. позволило в октябре 2014 года увеличить производство чугуна до 12300 т/сутки. Выход колошникового газа увеличился до 690 тыс. $\text{нм}^3/\text{час}$. Для поддержания ровности хода печи, устойчивого газодинамического

режима давление под колошником было увеличено до 2,4 ати, диаметр фурм до 160 мм.

Применительно к освоенной в 2012-2013 гг. году технологии ведения доменной плавки на ДП №7 разработана методика, которая позволяет прогнозировать рациональное сочетание давления под колошником, температуры и выхода колошникового газа (рис. 6).

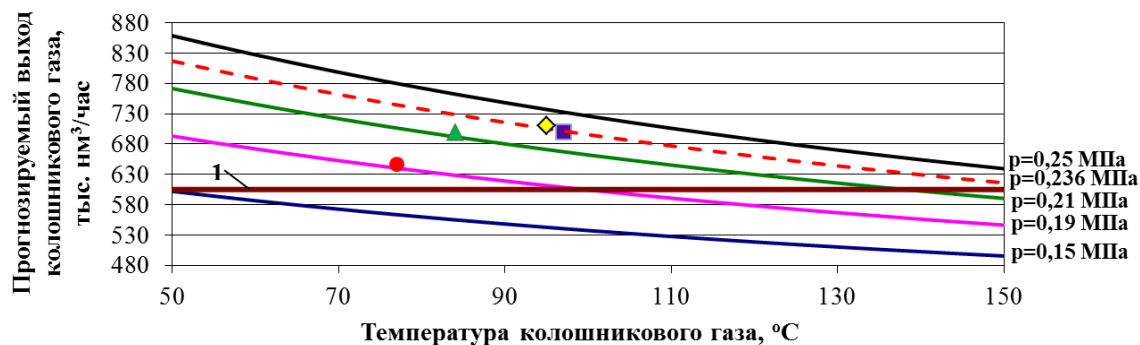


Рисунок 6 - Прогнозируемые варианты выхода колошникового газа, приведенного к нормальным условиям, в зависимости от давления под колошником (p) и его температуры при поддержании скорости колошникового газа в пределах 0,9÷1,1 м/с. ● – базовый период (март 2013 г.); ■ – работа в январе 2014 г.; ◆ – работа в сентябре 2014 г.; ▲ – работа в октябре 2014 г.; 1 – проектный выход колошникового газа, приведенный к нормальным условиям

На рис. 6 точками отмечены базовый период работы печи в 2013 году после настройки прогнозного расчета и фактические (спрогнозированные) в 2014 году. Из рисунка видно, что прогноз и расчет рационального сочетания давления, температуры и выхода колошникового газа для форсировки ДП №7 при обеспечении ровности ее хода совпадают.

При поддержании скорости колошникового газа в пределах 0,9 ÷ 1,1 м/с, увеличении тепловой мощности и выхода колошникового газа можно ожидать увеличения производства чугуна при сохранении ровности хода печи за счет увеличения давления под колошником. При поддержании давления под колошником на том же уровне можно ожидать увеличения производства чугуна при сохранении ровности хода печи за счет увеличения тепловой мощности и выхода колошникового газа в случае уменьшения его температуры (рис. 6).

Рациональный диапазон скорости колошникового газа на ДП №7 в исследуемый период работы печи составлял $w=0,9\div1,1$ м/с. Ранее выполненными исследованиями ИЧМ НАНУ на ПАО «АМКР» было установлено, что для ДП №9, полезным объемом 5000 м^3 , рациональный диапазон скорости колошникового газа составлял 0,75÷1,0 м/с [3]. Для выхода на рациональный диапазон скоростей давление газа на колошнике ДП №9 уменьшили с 0,212 до 0,174 МПа. Это позволило увеличить производство и уменьшить расход кокса за счет увеличения ровности хода печи [3].

Выводы.

1. Технично-экономические показатели работы доменной печи тесным образом связаны с параметрами газодинамической работы колошника: расходом, давлением и температурой колошниковых газов.

2. Обобщающим показателем работы свободной от шихты зоны колошника является скорость колошниковых газов, которую целесообразно контролировать в автоматизированном режиме.

3. Наиболее существенное влияние на выход колошниковых газов и его скорость оказывает отношение давления на колошнике к температуре колошниковых газов.

4. Разработана методика, которая позволяет прогнозировать рациональное сочетание давления под колошником, температуры и выхода колошниковых газов. Методика основана на поддержании в рациональном диапазоне скорости колошниковых газов и перепада давлений по высоте печи за счет управления газовым потоком «сверху» – изменением давления под колошником, и «снизу» – расходом дутья.

5. Увеличение давления под колошником приводит к уменьшению выноса колошниковой пыли и уменьшению потерь давления в свободной от шихтовых материалов зоне колошника. Увеличение температуры колошниковых газов приводит к уменьшению выноса колошниковой пыли и увеличению потерь давления. При уменьшении суммарной площади газоотводов на 20% потери давления в свободной от шихты части колошника уменьшаются в 1,5 раза.

При проектировании и реконструкции доменных печей целесообразно определять рациональный диаметр газоотводов с точки зрения уменьшения потерь давления в печи и выноса колошниковой пыли.

6. Оперативное изменение давления под колошником позволяет поддерживать на заданном уровне скорость колошниковых газов, а значит ско-

рости и потери давления в столбе шихты, «ровность» хода доменной печи. Управляя в оперативном режиме давлением под колошником и составом дутья, ориентируясь на скорость колошниковых газов и соотношение потерь давления по высоте печи, можно добиться улучшения технико-экономических показателей доменной плавки.

Библиографический список

1. Исследования тепло-газодинамической работы в «сухой» зоне доменной печи и применение их результатов / В.И. Большаков, А.А. Сохацкий, А.Л. Чайка, А.Г. Шевелев, А.И. Швачка // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2013. – № 2. – С. 15-19
2. Домна в энергетическом измерении. А.В. Бородулин, А.Д. Горбунов, Г.И. Орел, В.И. Романенко и др. / Кривой Рог: Издательство СП «Мира» - 2004г., с. 436.
3. Работа доменной печи с рациональным газодинамическим режимом в шахте / М.Т. Бузовера, А.Г. Ульянов, С.Т. Шулико, И.Е. Почекайло, В.В. Тарановский, И.Т. Хомич // Черная металлургия. – 1985. – №12. – С.47–48
4. Абрамович Г.Н. Прикладная газовая динамика. – М.: Наука, 1969. – 824 с.
5. Роуч П. Вычислительная гидродинамика / Роуч П. – М.: Мир, 1980, 616 с.
6. Исследование газодинамической работы колошника / Корнилов Б.В., Лычагин Н.Н., Чайка А.Л. // Теория и практика тепловых процессов в металлургии: Сб. докл. междунар. научно-практ. конф. 18 – 21 сент. 2012 г. – Екатеринбург: УрФУ, 2012. – с. 99-107
7. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. – М.: Наука, 1970. – 904 с.
8. Давідсон В.Є. Вступ до гідродинаміки: підручник. пер. з рос. – Вид-во ДНУ, 2004. – 216 с.

Статья поступила 02.06.2017 г.

УДК 669.162

**В.Ю.Шостак, А.Л.Чайка, А.А.Сохацкий, К.С.Цюпа, Б.В.Корнилов,
А.А.Москалина*.**

Особенности вдувания пылеугольного топлива и тепловой работы фурменной зоны доменной печи

Проведен обзор современного состояния технологии вдувания пылеугольного топлива в условиях доменного производства Украины. Выполнен анализ влияния перехода доменной плавки от технологии ПГ на вдувание ПУТ на тепло-газодинамическую работу фурменной зоны. Выполнено исследование по влиянию способов подачи ПУТ в фурменную зону доменной печи на тепловое состояние форсунки вдувания ПУТ.

Проведено обзор сучасного стану технології вдування пилеугольного палива в умовах доменного виробництва України. Виконано аналіз впливу переходу доменної плавки від технології ПГ на вдування ПУП на тепло-газодинамічну роботу фурменної зони. Виконано дослідження по впливу способів подачі ПУП у фурменну зону на тепловий стан форсунки вдування ПУП.

A review of the current state of the technology of injection of pulverized coal under conditions of blast furnace production in Ukraine is carried out. The analysis of the influence of the blast furnace transition from the GHG technology on the PUT injection on the heat and gas dynamic work of the tuyere zone is performed. A study was made of the influence of the ways of feeding the PUT into the tuyere zone of the blast furnace on the thermal state of the PUT injector.

Введение. В современном доменном производстве для достижения высокоэффективного и энергосберегающего производства чугуна в доменную печь вдувают топливные добавки. В условиях Украины это природный газ (ПГ) и пылеугольное топливо (ПУТ). Использование природного газа потеряло производственную целесообразность из-за роста его себестоимости и замещается технологией ПУТ [1]. Перевод доменных печей от вдувания природного газа к применению ПУТ привел к изменению условий протекания тепло-газодинамических процессов в печи, и, в частности, в фурменной зоне, что повлекло увеличение тепловых нагрузок на воздушные фурмы и шахту, отразилось на их сроке службы, устойчивости газодинамического режима плавки и технико-экономических показателях [2 - 5].

Основная часть. Технология вдувания дополнительных топлив в фурменную зону доменной печи берет свое начало с первых опытно-промышленных экспериментов по вдуванию пылеугольного топлива и природного газа на металлургических комбинатах СССР в 40-60 годах прошлого века, позднее – в США и Западной Европе [6, 7]. Специфика доступности топлива в регионе, простота его использования и месторасположение металлургического предприятия предопределили направление развития технологии пылевдувания в Украине [8]. На современном этапе развития доменного производства в Украине по состоянию на 2017 год практически на всех печах, где это целесообразно, внедрено вдувание ПУТ или идет строительство новых установок пылевдувания и его активное освоение в производство. Внедрение технологии вдувания ПУТ произошло с изменением узлов подачи топливной добавки с целью интенсификации про-

цессов сжигания (рис. 1) [9-11]. Подача природного газа производится периферийно к потоку дутья через отверстие в стенке фурмы, в то время как пылеугольное топливо подается через форсунку по оси фурмы. Имеются существенные отличия в кинетике транспортировки и сжигания ПУТ и природного газа [12]. Пылеугольное топливо, представляет собой, в отличие от газообразного природного газа, газовзвесь, – поток инертного газа с мелкодисперсным углем. Сопоставление факторов, влияющих на тепловые и газодинамические условия работы фурм и фурменных очагов с ПУТ и природным газом при сопоставимом производстве, показало их кардинальное отличие. Так, по данным работы ДП №4 ПАО «ММК им. Ильича», полезным объемом 2002м³, за период 2011 – 2014 г. (табл.1) можно видеть, что массовый расход ПУТ в ~3 раза больше расхода ПГ, в то время как объемный расход более чем в 150 раз меньше (табл.1), при этом объемный выход горновых газов, образованных при сжигании этих топлив в единицу времени, соизмерим. Увеличение объема горновых газов при сжигании ПУТ, в сравнении с ПГ, а также колебание плотности потока ПУТ может приводить к явлению пульсации, что вводит дополнительные возмущения в доменную плавку и может отрицательно влиять на ровность хода доменной печи. Теоретическая температура горения уменьшилась в среднем на 35°С в сравнении с технологией работы с ПГ (табл.1). Многолетний опыт применения в доменном производстве Украины технологии вдувания холодного природного газа показал, что при определенных условиях плавки в фурменной зоне доменной печи возникают процессы его термического разложения, что негативно влияет на

* Шостак Вячеслав Юрьевич, м.н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова,
Чайка Алексей Леонидович, с.н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, к.т.н.,
Сохацкий Александр Анатольевич, с.н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, к.т.н.,
Цюпа Кирилл Сергеевич, н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова,
Корнилов Богдан Владимирович, м.н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова,
Москалина Андрей Алексеевич, м.н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова.
Рецензент Ивашенко Валерий Петрович, проректор НМетАУ, д.т.н., професор.

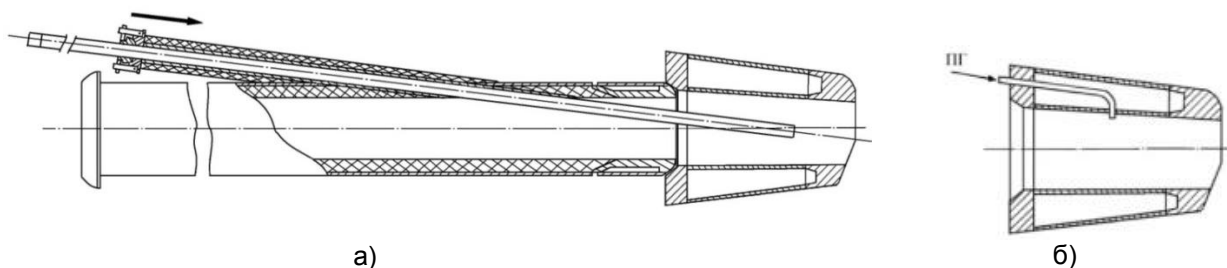


Рисунок 1 - Устройства подачи топливных добавок в фурменную зону доменной печи:
а) - ПУТ, б) - ПГ

Таблица 1 – Дутьевой и газодинамический режим работы ДП №4 ПАО «ММК им. Ильича» с использованием ПУТ и природного газа

Наименование параметра	Пылеугольное топливо	Природный газ
Производительность печи, $t_{\text{чуг}}/\text{сутки}$	3100 ÷ 3600	
Расход топливной добавки и выход газов от ее сжигания:		
массовый расход, $t/\text{час}$	18 ÷ 22	7 ÷ 8
объемный расход, $m^3/\text{час}$	50 ÷ 65	11100 ÷ 12200
объемный выход горновых газов, тыс. $m^3/\text{час}$	267,5 ÷ 293,8	300,9 ÷ 316,7
Давление ПУТ И ПГ, ати	15 ÷ 16	5 ÷ 6
Теоретическая температуры горения, $^{\circ}\text{C}$	2022 ÷ 2070	2060 ÷ 2095
Рудная нагрузка на кокс, t/t	3,0 ÷ 3,3	3,4 ÷ 3,5
Дутьевой режим и газодинамические параметры в печи:		
объемный расход дутья, $m^3/\text{мин}$	3460 ÷ 3760	3750 ÷ 3930
температура дутья, $^{\circ}\text{C}$	1005 ÷ 1080	1070 ÷ 1080
давление горячего дутья, ати	2,2 ÷ 2,4	2,3 ÷ 2,5
давление под колошником, ати	1,1 ÷ 1,2	1,1 ÷ 1,3
концентрация кислорода в дутье, %	22,1 ÷ 23,1	22,4 ÷ 22,9
Химический состав колошникового газа:		
Содержание CO_2 , %	14,3 ÷ 15,9	15,1 ÷ 16,1
Содержание CO , %	24,4 ÷ 25,2	23,6 ÷ 24,4
Содержание H_2 , %	4,5 ÷ 5,5	5,0 ÷ 6,6

доменный процесс, снижает эквивалент замены кокса природным газом до 0,3 – 0,4 $\text{кг}/\text{м}^3$. Этот недостаток технологии ПГ в своих работах отмечали многие отечественные исследователи, такие как В.Г. Аносов, К.П. Бугаев, В.К. Корнев, И.Ф. Курунов, И.Г. Товаровский, С.В. Шаврин и др. [13]. Экспериментальные исследования и практика работы доменных печей с ПУТ подтвердили, что при сжигании ПУТ также возможны явления неполноты его сжигания в пределах фурменного очага [14-16]. Неполнота сжигания ПУТ на фурмах приводит к резкому снижению эквивалента замены кокса ПУТ, уменьшению размеров фурменного очага, увеличивает тепловые нагрузки на фурмы. Несгоревшие частицы ПУТ снижают фильтрующую способность коксовой насадки, увеличивают вязкость шлаков, осложняют газодинамику зоны расплава. Положительный эффект на полноту сжигания ПУТ оказывают увеличение температуры и давления в смеси, концентрации кислорода, интенсификация смешения топливной

добавки с окислителем [14]. Для улучшения газодинамики фурменной зоны необходимо свести к минимуму потери давления дутья и давления смеси газов перед срезом воздушной фурмы, что достигается за счет согласованного выбора диаметра фурм и устройства для подачи ПУТ, параметров и состава дутья, давления под колошником и режимом загрузки печи. С целью интенсификации процессов смешения потока ПУТ с дутьем и кислородом для вдувания ПУТ в доменную печь используется инжекционное устройство – коаксиальная топливная форсунка (рис.1). Подача смеси ПУТ и вспомогательного кислорода осуществляется по оси подвода дутья в фурменный очаг доменной печи, что способствует увеличению степени смешения струи ПУТ с потоком дутья, уменьшению недожога частичек ПУТ, открывает возможности оперативного регулирования тепловой работы печи [9 -11]. Внедрение технологии вдувания ПУТ приводит к изменению тепло-газодинамического режима работы домен-

ной печи. Важным технологическим параметром, характеризующим температурный потенциал фурменной зоны, которым руководствуются при ведении доменной плавки, является теоретическая температура горения топлива в фурменных очагах доменной печи [14 -16]. На комбинатах Украины нет единой методики расчета температуры горения в фурменном очаге и влияния на нее химического состава ПУТ, который, в отличие от природного газа, изменяется в широких пределах по содержанию углерода, серы, золы и летучих [17-18]. Определить температуру горновых газов в фурменном очаге возможно по количеству переданной и израсходованной теплоты некоторому объему фурменного газа:

$$T_{\text{фо}} = \frac{Q_K + Q_T + Q_{\text{ТК}} + Q_{\text{ТД}} + Q_{\text{ДТ}} - Q_{\text{ВД}}}{\sum V_{\text{Г}} C_i^{\text{тф}}} \quad (1)$$

где Q_K , Q_T – приход тепла от сжигания кокса и дополнительного топлива, кДж, $Q_{\text{ТК}}$, $Q_{\text{ТД}}$, $Q_{\text{ДТ}}$ – теплосодержание поступающего на фурмы кокса, горячего дутья и дополнительного топлива кДж, $Q_{\text{ВД}}$ – расход тепла на разложение влаги дутья, кДж $V_{\text{Г}i}$ – объем, занимаемый компонентами горнового газа, м³, $C_i^{\text{тф}}$ – средняя теплоемкость компонентов горнового газа, кДж/м³.

Для условий работы ДП № 2 ПАО «Запорожсталь» с производительностью 3400 т/сутки чугуна (табл.2.) был выполнен расчет зависимости теоретической температуры при применении различных марок углей для помола ПУТ (табл.3.) [18] при прочих равных условиях (рис. 2).

Таблица 2 - Дутьевые параметры ДП № 2 ПАО «Запорожсталь» с производительностью 3400 т/сутки чугуна

Расход O_2 ПУТ, м ³ /час	Дутья расход, м ³ /мин.	Температура горячего дутья, °С	Содержание O_2 в дутье, %	ПУТ, т/час	Природный газ, м ³ /час	Влага в дутье, г/м ³
2550	2800	1110	22,4	20	0	17,5

Таблица 3 - Химический состав углей различных марок

Массовое содержание элемента, %	Марка угля для помола ПУТ									
	Бурый	Д	Г	Ж	К	СС	Тош	ПА	АШ	АП,Ак
Углерод	56,1	62,1	66,2	67,5	70,55	80,1	73,7	75,7	75,9	88,6
Водород	3,3	4,4	4,2	4	3,8	4,7	3,3	2,9	1,5	1,6
Кислород	18,5	10,4	6,6	4,3	2,5	6	1,1	1,5	2	1,1
Сера	0,3	3,9	3,5	2,9	2,9	0,2	2,7	2	1,8	1,8
Влага	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Азот	0,9	1,2	1	1,1	1,1	2	1,1	1	0,8	0,9
Зола	20,9	17,9	18,5	20,1	19,1	7	18	16,9	18	6

Результаты расчета показали, что наибольшее влияние на значение теоретической температуры оказывает содержание углерода и водорода в составе ПУТ (рис. 2). Так, увеличение содержания углерода и водорода на 1% увеличивает на 10°С и уменьшает на 35°С теоретическую температуру соответственно. Увеличение содержания кислорода в ПУТ на 1% уменьшает на 7°С значение теоретической температуры. Влияние остальных химических элементов менее значительное – увеличение содержания азота, серы и золы увеличивают теоретическую температуру в среднем на 0,5 - 1°С на 1% содержания элемента. Для достижения стабильной и эффективной работы доменной печи с ПУТ необходимо обеспечить максимальную равномерность подачи ПУТ по окружности доменной печи [19]. Практически это можно осуществлять в оперативном режиме за счет изменения расхода ПУТ и/или

сопутствующего газа на фурму. По технологическим требованиям поставщиков оборудования для вдувания ПУТ, в частности «Küttner GmbH», эксплуатация топливной форсунки ПУТ без подачи по ее наружному контуру охладителя кислорода или азота запрещается в связи с высокой вероятностью ее повреждения вследствие высоких температур (табл. 4) Исходя из отечественного опыта сжигания водоугольных суспензий в топках паровых котлов и зарубежного опыта ведения доменной плавки с ПУТ с подачей пара 4 т/час и выше, в качестве альтернативы подачи кислорода или азота в фурменный очаг печи проведены исследования тепловой работы фурменной зоны и горелочного устройства при подаче пара либо природного газа через топливную форсунку (рис. 3) [11,20]. При стационарном тепловом состоянии количество переданной от дутья к потоку сопутствующего газа теплоты должно быть одинаковым.

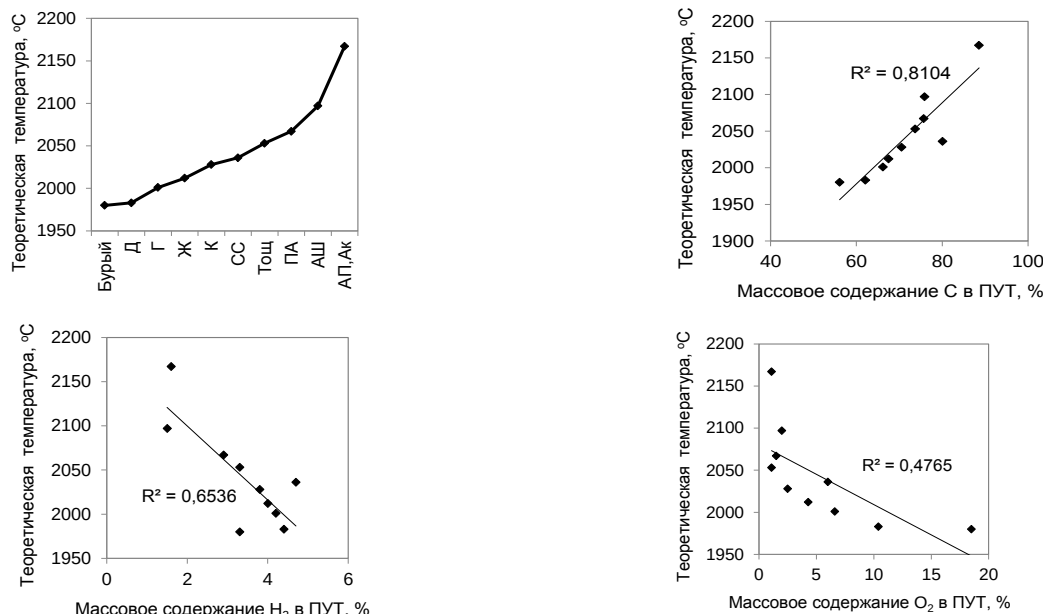


Рисунок 2 - Изменение теоретической температуры горения топлива от состава ПУТ. Влияние массового содержания углерода, водорода и кислорода в ПУТ на значение теоретической температуры

Таблица 4 - Требования к установке системы вздувания ПУТ фирмы «Küttner GmbH»

Параметр	Величина	Размерность
Требования к ПУТ		
Расход номинальный	180, min 50	кг/т _{ууг}
Расход N ₂ на транспортировку номинальный	2550	Нм ³ /ч
Давление ПУТ	16	Атм
Объемная плотность	0,5 – 0,6	т/м ³
Гранулометрический состав	0 – 80	мкм
Содержание влаги	max. 12	% массы
Содержание золы	max. 14	% массы
Содержание летучих	14 – 38	% массы
Требования к O ₂ "Оху-Coal"		
Чистота	95	% объема
Расход на сопло	min. 100	Нм ³ /ч
	max. 500	Нм ³ /ч
Давление	10	10 Атм
Расход кислорода	1,5 - 2	% F _{O₂тех.}

Температура газа на выходе из форсунки определяется соотношением (2), °C:

$$T_{\text{БВЛX}} = T_{\text{BX}} + \frac{Q}{cm} \quad (2)$$

где k – линейный коэффициент теплопередачи, определяемый по выражению, Вт/(м²·К):

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_0 d_1} + \frac{1}{2\lambda_1} \ln\left(\frac{d_1}{d_1 - 2S_1}\right) + \frac{1}{\alpha_1 (d_1 - 2S_1)}} \quad (3)$$

где α_0 , α_1 – коэффициенты теплоотдачи потоков дутья и сопутствующего газа, Вт/(м²·К).

Опираясь на законы теории теплопроводности [20], с нахождением условий, при которых обеспечивается неизменность теплового состояния системы «топливная форсунка – дутье» произведем расчет по нахождению соответствующего расхода газа или пара, подаваемого на форсунку вместо кислорода (рис. 4). В том случае, когда подача пылеугольной смеси для сжигания в доменной печи не представляется возможной по техническим, технологическим или организационным причинам, в качестве альтернативного варианта возможно подавать вместо кислорода либо азота по внешнему контуру топливной форсунки пар или природный газ (рис. 4). В том случае, когда подача пылеугольной смеси для сжигания в доменной печи не представляется возможной

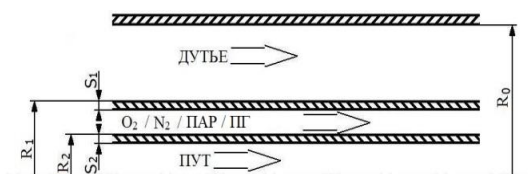


Рисунок 3 - Форсунка для подачи пылеугольного топлива. На рисунке: R_0 – радиус фурменного прибора, R_1 , S_1 – радиус и толщина внешней стенки топливной форсунки, R_2 , S_2 – радиус и толщина внутренней стенки топливной форсунки

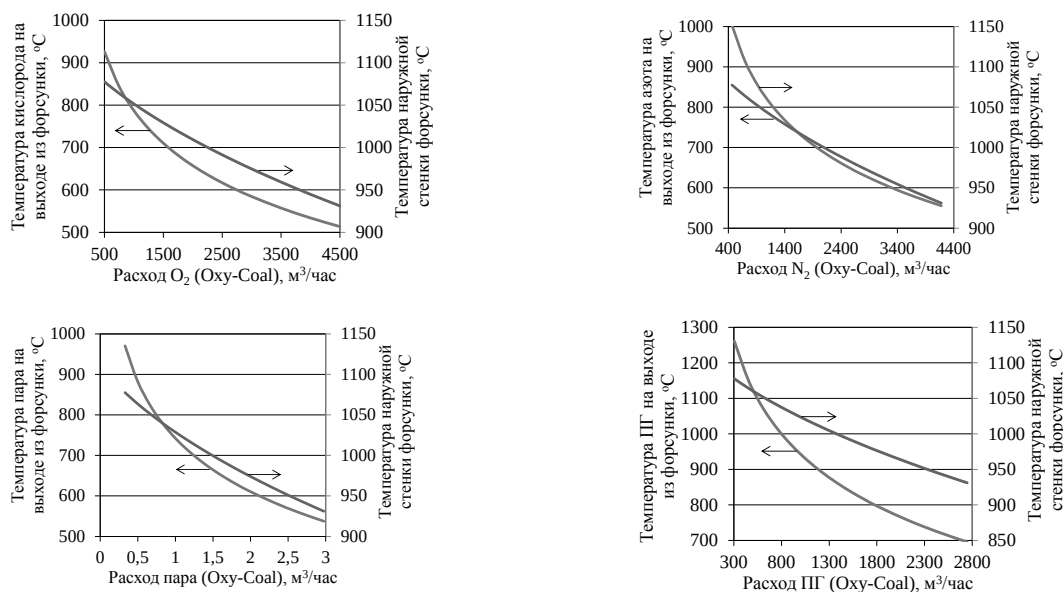


Рисунок 4 - Тепловая работа форсунки ПУТ при ее охлаждении азотом, перегретым паром или природным газом

по техническим, технологическим или организационным причинам, в качестве альтернативного варианта возможно подавать вместо кислорода либо азота по внешнему контуру топливной форсунки пар или природный газ (рис. 4). Минимальное количество подаваемого пара или природного газа определяется из необходимости охлаждения форсунки до температур, которые не допускают ее разрушения. При подаче природного газа меньше 2 тыс. м³/час возможно увеличение его температуры свыше 730°C, что может вызвать пиролиз природного газа в топливной форсунке.

От подачи по внешнему контуру форсунки для вдувания ПУТ пара можно ожидать лучших условий для более полного сжигания ПУТ и углерода кокса в фурменной зоне [20]

Выводы.

1. Освоение доменной плавки с использованием пылеугольного топлива и увеличение эффективности использования природного газа требует развития теоретической и практической базы, описывающей процесс сжигания топлива в доменной печи с учетом современных технических решений его подачи в горн через фурменные приборы. Анализ работы доменных печей при переходе к технологии вдувания ПУТ показал, что

при сжигании ПУТ можно ожидать увеличение пульсаций, так как объем газов выделяемых от сжигания пылеугольного топлива отличается от аналогичных условий при сжигании ПГ более чем в 150 раз, а плотность ПУТ в газотранспортной системе перед подачей на фурменный прибор может изменяться в 2 и более раза.

2. Выполнены исследования и уточнена методика расчета по влиянию химического состава ПУТ на температуру фурменной зоны доменной печи и расход кислорода на его сжигание. Разработана методика расчета тепловой работы форсунки в потоке нагретого дутья и установлено влияние на ее тепловое состояние используемых газов азота, кислорода, пара, природного газа, подаваемых для ее охлаждения по наружному контуру форсунки. Минимальное количество подаваемого пара или природного газа определяется из технических требований безопасности эксплуатации топливной форсунки, не допускающих выхода ее из строя вследствие перегрева и термического разрушения.

3. В случае, когда подача пылеугольной смеси не представляется возможной по техническим, технологическим или организационным причинам, в качестве альтернативного варианта имеется воз-

возможность вдувать вместо кислорода либо азота по внешнему контуру топливной форсунки природный газ. При подаче природного газа меньше 2 тыс.м³/час возможно увеличение его темпера-

туры свыше 730°С, что может вызвать пиролиз природного газа в топливной форсунке.

Библиографический список

1. Опыт и перспективы применения пылеугольного топлива на доменных печах Украины / В.И. Большаков, А.Л.Чайка, В.В. Лебедь, А.А. Сохацкий // Металл и литье Украины. – 2013. – № 10. – С. 5-10.
2. Освоение работы доменной печи, полезным объемом 3000 м³, с применением пылеугольного топлива / В.И.Большаков, А.Л. Чайка, В.В.Лебедь и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2012. – № 4. – С.36-40.
3. Тепловая работа и перспективные конструкции шахты и металлоприемника доменной печи при применении пылеугольного топлива / В. И. Большаков, А. В. Бородулин, А. Л. Чайка, В. В. Лебедь, А. А. Сохацкий, Г. В. Панчоха // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2014. – № 3.
4. Влияние технологии применения пылеугольного топлива на показатели тепловой работы доменной печи, полезным объемом 3000 м³ / В.И. Большаков, А.Л. Чайка, В.В. Лебедь, А.А. Сохацкий, А. А. Жеребецкий, В.Н. Диментьев // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. – 2014. – Вып. 29. – С. 31 – 40.
5. Опыт и перспективы применения пылеугольного топлива в доменном производстве Украины / В.И. Большаков, А.Л. Чайка, В.В. Лебедь, А.А. Сохацкий // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2015. – № 2. – С. 6-11.
6. Вдувание пылеугольного топлива в горн доменной печи / в.И. Логинов, Г.Г. Орешкин, И.Г. Половченко и др. // Сталь. 1956, № 8. – С. 675–682.
7. Future Sources of Energy For Ironmaking / W.C. Sieghardt, H.E. Harris, C.S. Finnery // Blast Furnace and Steel Plant. 09.1967. P. 809-815.
- 8 Некрасов З. И. 12 лет применения комбинированного дутья в доменном производстве СССР. «Металлург», 1970, №4, с.29-32.
9. Разработка и промышленные испытания эффективных узлов ввода пылеугольного топлива и природного газа в фурменные приборы доменной печи / Приходько Ю.А., Товаровский И.Г., Можаренко Н.М., Касаткин А.А. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сборник научных трудов ИЧМ, Киев:Наукова думка, 1995, вып. 1.
10. Промышленная технология вдувания пылеугольного топлива в горн доменной печи.// Приходько Ю.А., Ульянов А.Г., Носков В.А., Касаткин А.А.// Черная металлургия. Наука – технология – производство. Тематический сборник научных трудов ИЧМ под ред. И.Г. Узлова// М.:Металлургия, 1989
11. Товаровский И.Г., Лялюк В.П. Эволюция доменной плавки. Днепр. «Пороги», 2001. 424 с.
12. Динамика горения пылевидного топлива / Виленский Т.В., Хзмалян Д.М. // М.:Энергия, 1977.- 248с.
13. Домна в энергетическом измерении / А.В. Бородулин, А.Д. Горбунов, Г.И. Орел, В.И. Романенко и др. // Кривой Рог: Издательство СП «Мира» – 2004г. – 436 с.
14. Топливо и топливное хозяйство металлургических заводов / Семикин И.Д, Аверин С.И., Радченко И.И. // М.: Металлургия, 1965.- 391 с.
15. Рамм А.Н. Современный доменный процесс. М.: «Металлургия», 1980. 304 с.
16. Металлургия чугуна. / Е. Ф. Вегман, Б. Н. Жеребин, А. Н. Похвиснев и др. // М.: Металлургия, 1989. – 512 с.
17. Расчет теоретической температуры горения в горне доменной печи при вдувании пылеугольного топлива / С. А. Анищенко, А. А. Томаш, В. П. Кравченко// Вісник Приазовського державного технічного університету : зб. наукових праць / ПДТУ. - Маріуполь, 2010. - Вип. 20. - С. 25-28.
18. К вопросу о целесообразных режимах комбинированного дутья с использованием пылеугольного топлива / Ю.А.Приходько // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1983 – № 3(129), С.5-7.
19. Modern Blast Furnace Ironmaking: An Introduction / M. Geerdes,R. Chaigneau,I. Kurunov// IOS Press , 2015 - Third Edition - 176 pages
20. Опыт сжигания водоугольных суспензий в топках паровых котлов / Делягин Г.Н. // М., 1966. 88 с.
21. Теория тепло- и массообмена: Учебное пособие / Румянцев В.Д. // Днепропетровск: Пороги – 2006. – 532 с.

Статья поступила 02.05.2017 г.

УДК: 669.094:669.26

Гришин А.М., Щеглова И.С.*

О механизме восстановления Cr_2O_3 высшим карбидом хрома и при действии каталитических добавок

Рассмотрен механизм восстановления оксида хрома карбидом Cr_3C_2 . Экспериментальные данные и литературные материалы позволили заключить, что процесс развивается через парогазовую фазу с определяющей ролью $\text{CO} - \text{CO}_2$. Проанализированы особенности течения процесса в условиях комплексного восстановления с участием H_2 . Механизм каталитического действия добавок рассмотрен с точки зрения современных представлений теории хемосорбции и катализа гетерогенных реакций "твердое тело - газ". Он связан с благоприятными изменениями поверхностной структуры и электронного состояния твердых реагентов.

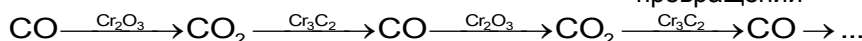
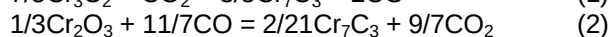
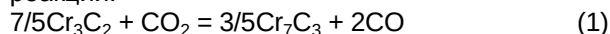
Розглянуто механізм відновлення оксиду хрому карбідом Cr_3C_2 . Експериментальні дані та літературні матеріали дозволили зробити висновок, що процес розвивається через парогазову фазу з визначальною роллю $\text{CO} - \text{CO}_2$. Проаналізовано особливості перебігу процесу в умовах комплексного відновлення за участю H_2 . Механізм каталітичної дії добавок розглянуто з точки зору сучасних уявлень теорії хемосорбції і каталізу гетерогенних реакцій "тверде тіло - газ". Він пов'язаний зі сприятливими змінами поверхневої структури та електронного стану твердих реагентів.

The mechanism of chromium oxide reduction by Cr_3C_2 carbide is considered. Experimental data and literature have allowed us to conclude that the process develops through a vapor-gas phase with the determining role of $\text{CO} - \text{CO}_2$. The features of the process flow under conditions of complex reduction involving H_2 are analyzed. The mechanism of catalytic action of additives is considered from the point of view of modern concepts of the theory of chemisorption and catalysis of heterogeneous reactions "solid-gas". It is associated with favorable changes in the surface structure and electronic state of solid reagents.

Key words: reduction, chromium oxide, mechanism, carbon, carbon monoxide, chromium carbide.

Введение. Результаты проведенных ранее исследований позволили заключить, что твердофазное восстановление оксида хрома (III) карбидом Cr_3C_2 развивается преимущественно через газовую фазу [1].

В настоящей работе были получены подтверждения этих представлений о механизме реализации процесса. В частности установлено, что ввод разрыхляющей добавки Al_2O_3 в шихтовую смесь практически не отражается на скорости процесса (рис. 1). Следовательно, непосредственное контактное взаимодействие карбидной и оксидной фаз не играет определяющей роли. В то же время увеличение массы (и объема) шихтовой смеси существенно ускоряет процесс. Это должно быть связано с развитием совокупности реакций:



Благодаря цепочке указанных превращений молекулы газов за время пребывания в объеме шихты могут многократно участвовать в реакциях (1) и (2). Продолжительность циклов возрастает с увеличением объема шихтовой смеси. Это, в свою очередь, должно приводить к ускорению восстановления Cr_2O_3 , что установлено экспериментально. Ранее было показано, что восстановление Cr_2O_3 углеродом в диапазоне указанных

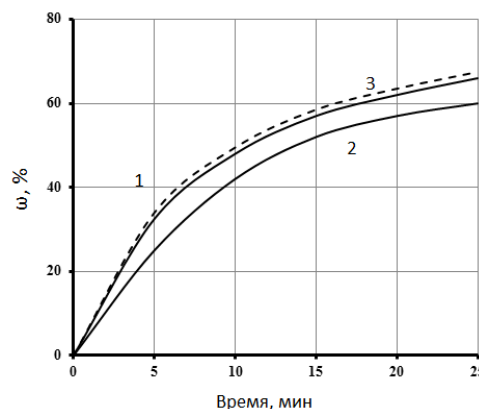


Рисунок 1 - Кинетика восстановления Cr_2O_3 карбидом Cr_3C_2 при 1350°C

1, 2 – без добавки; 3 – в присутствии Al_2O_3 ; 1, 3 – масса образца 740 мг; 2 – масса образца 370 мг.

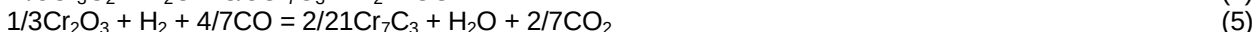
Тесная взаимосвязь их приводит к циклам превращений

(3)

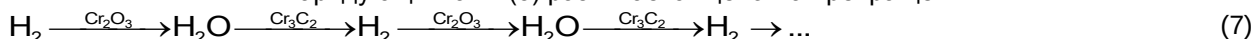
температур пары карбида хрома не могут играть определяющую роль [2]. В отсутствии свободного углерода пренебречь участием паров Cr_3C_2 в развитии процесса нельзя. Однако количественные данные для оценки их роли в настоящее время отсутствуют. В условиях комплексного восстановления в парогазовой фазе появляются водород и водяной пар. Протекают реакции:

*Гришин Александр Михайлович, доцент НМетАУ, к.т.н.,
Щеглова Ирина Сергеевна, доцент НМетАУ, ктн.

Рецензент Чернятевич Анатолий Григорьевич, зав. отделом ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, д.т.н., профессор.



Наряду с циклами (3) развивается цепочка превращений



Течение реакций (2) и (5) представляется наиболее вероятным через предварительное образование оксикарбидных флуктуаций, из которых постепенно удаляется кислород с помощью СО и H_2 . В результате появляется самостоятельная фаза Cr_7C_3 . Авторы [3] указали на возможность возникновения оксикаридов хрома в ходе восстановления Cr_2O_3 углеродом. Значительную интенсификацию процесса в результате перехода к комплексному восстановлению нужно связать с рядом причин. При замене аргона водородом возрастает концентрация восстановительных газов в реакционной зоне. Неоднократная регенерация их возможна по реакциям (1) и (4). При этом последняя, по-видимому, имеет скоростные преимущества перед (1). В пользу такого предположения свидетельствуют результаты исследования газификации углерода его диоксидом и водяным паром (напр. [4]). Термодинамическая предпочтительность реакции (6) была показана нами ранее. По аналогии с процессами восстановления оксидов железа [5] можно допустить, что водород имеет адсорбционно-химические преимущества перед СО во взаимодействии с Cr_2O_3 . Из этого вытекают более высокие скорости реакции (5) по сравнению с (2). Диффузионные преимущества $\text{H}_2 - \text{H}_2\text{O}$ перед $\text{CO} - \text{CO}_2$ проявляются при любом механизме газопереноса. Ранее было отмечено, что в опытах с ограниченным количеством Cr_3C_2 в шихте степень восстановления Cr_2O_3 при 1400°C составляет ~70% (рис. 2). Эта величина превышает ту, которая отвечает образованию промежуточного карбида Cr_7C_3 ($\omega \approx 50\%$), и свидетельствует о появлении Cr_{23}C_6 . Термодинамические расчеты подтвердили возможность такого характера развития процесса. Она связана со специфическими условиями

проведения опытов. Масса, а следовательно и высота сыпучей шихты были небольшими.

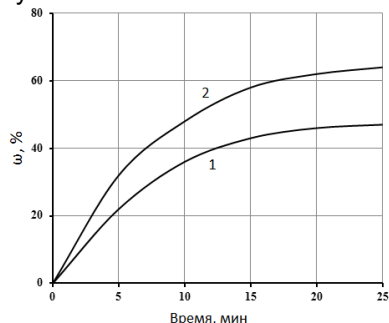
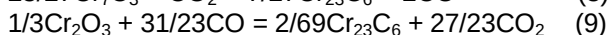
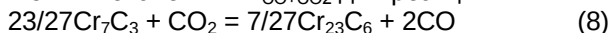


Рисунок 2 - Кинетика восстановления Cr_2O_3 при ограниченном количестве Cr_3C_2 в шихте ($\omega_{\text{max}} \approx 50\%$) 1 – 1350°C ; 2 – 1400°C .

Вследствие невысоких скоростей восстановления газовыделение оказалось слабым и не создавало значительных препятствий проникновению аргона внутрь образца. Поэтому давление углеродсодержащих газов сильно снижалось, создавая условия для восстановления оксида хрома за счет Cr_7C_3 с образованием низшего карбида Cr_{23}C_6 . Такой сдвиг подтверждается расчетом равновесного состава газовой фазы при повышенных значениях $P_{\text{CO}+\text{CO}_2}$ для реакций:



Константа равновесия последней определялась по уравнению

$$\ln K = -6152.5/T - 3.643 \quad (10)$$

Путь расчета равновесного состава газа не отличался от рассмотренного ранее:

$$K = \frac{P_{\text{CO}_2}^{27/23}}{P_{\text{CO}}^{31/23}} = \frac{X^{27/23}}{(P-X)^{31/23}}, \text{ где } X = P_{\text{CO}_2} \quad \text{получим}$$

$$y = X^{27/31} + K^{23/31} \cdot X - K^{23/31} \cdot P$$

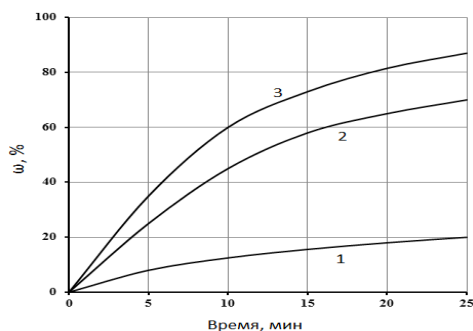


Рисунок 4 - Влияние температуры на кинетику комплексного восстановления Cr_2O_3 в потоке H_2 (количество карбида в шихте ограничено) 1 – 1300°C ; 2 – 1350°C ; 3 – 1400°C .

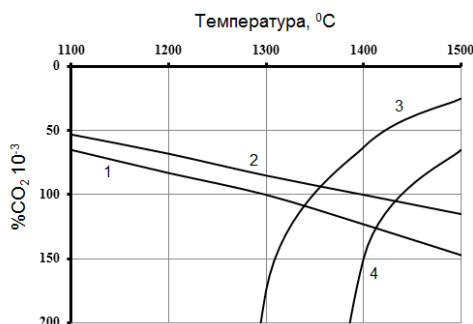
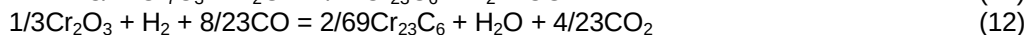


Рисунок 3 - Влияние давления углеродсодержащих газов на равновесия реакций восстановления Cr_2O_3 и газификации карбида Cr_7C_3

1, 2 – $1/3\text{Cr}_2\text{O}_3 + 31/23\text{CO} = 2/69\text{Cr}_{23}\text{C}_6 + 27/23\text{CO}_2$; 3, 4 – $23/27\text{Cr}_7\text{C}_3 + \text{CO}_2 = 7/27\text{Cr}_{23}\text{C}_6 + 2\text{CO}$; 1, 4 – $P=0,05 \text{ атм}$; 2, 3 – $P=0,02 \text{ атм}$.

Значения P_{CO_2} для различных давлений углеродсодержащих газов ($P = 0,05$ и $0,02$ атм) представлены на рис. 3. Они свидетельствуют о том, что в условиях достаточных малых давлений образование $Cr_{23}C_6$ становится возможным уже ниже $1400^\circ C$. Подобная картина наблюдалась и в наших исследованиях. Сходное явление было отмечено и в процессе комплексного восстанов-



Алгоритм решения представленной системы не отличался от рассмотренного ранее. При этом уравнение трансформировалось в форму

$$P_{H_2O} = \frac{P_H}{1 + K_{24} \cdot P_{CO}/P_{CO_2}}, \quad (13)$$

где $P_H = (P_{H_2} + P_{H_2O})$ варьировали, а соотношение P_{CO}/P_{CO_2} соответствовало равновесию реакции (9).

Результаты выполненных расчетов для $P_H = 0,95$ и $0,98$ атм иллюстрируются рис. 5.

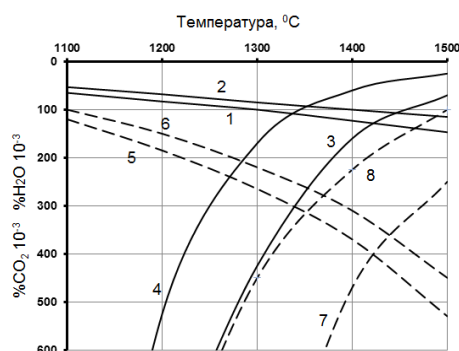


Рисунок 5 - Влияние давления углерод- и водородсодержащих газов на равновесия реакций восстановления Cr_2O_3 и газификации карбида Cr_7C_3

1, 2 – $1/3 Cr_2O_3 + 31/23 CO = 2/69 Cr_{23}C_6 + 27/23 CO_2$; 3, 4 – $23/27 Cr_7C_3 + CO_2 = 7/27 Cr_{23}C_6 + 2CO$; 5, 6 – $1/3 Cr_2O_3 + H_2 + 8/23 CO = 2/69 Cr_{23}C_6 + H_2O + 4/23 CO_2$; 7, 8 – $23/27 Cr_7C_3 + H_2O = 7/27 Cr_{23}C_6 + H_2 + CO$; 1, 3, 5, 7 – $P_{(CO_2+CO)} = 0,05$ атм; $P_{(H_2O+H_2)} = 0,95$ атм; 2, 4, 6, 8 – $P_{(CO_2+CO)} = 0,02$ атм; $P_{(H_2O+H_2)} = 0,98$ атм.

Они свидетельствуют о возможности восстановления Cr_2O_3 карбидом Cr_7C_3 уже при $1350^\circ C$ для $P_H = 0,98$ атм. Столь глубокой вентиляции шихты водородом может способствовать его очень высокая диффузионная подвижность. Расчетные данные показывают также термодинамические преимущества $H_2 - H_2O$ в реакциях (11), (12) по сравнению с $CO - CO_2$ в реакциях (8), (9).

Механизм интенсификации звена газового восстановления Cr_2O_3 (монооксидом углерода и водородом) каталитическими добавками солей щелочных металлов был подробно рассмотрен нами ранее в работе [6]. Он связан с замещением катионов Cr^{3+} одновалентными ионами калия и

натрия, что приводит к обогащению поверхности оксида электронными дырками. Это, в свою очередь, благоприятствует хемосорбции молекул восстановительных газов и десорбции газообразных продуктов – CO_2 и H_2O .

Одновременно указанные процессы замещения сопровождаются появлением новых вакансий в кристаллической решетке оксида. Растет концентрация ненасыщенных валентностей. Ослабление химических связей $Cr-O$ облегчает удаление кислорода оксидной фазы.

Взаимозависимость отдельных звеньев восстановления и развитие циклов превращений (3), (7) приводит к тому, что интенсификация одного звена благоприятствует развитию другого. Поэтому ускорение каталитическими добавками реакций газового восстановления Cr_2O_3 должно в определенной мере форсировать газификацию карбида хрома диоксидом углерода и водяным паром. Непосредственное воздействие катализатора на процесс газификации требует специальных исследований. Можно лишь предположительно высказать следующие соображения. Для карбида хрома характерна смешанная электронно-дырочная проводимость [7]. Доля дырочной растет в последовательности $Cr_3C_2 - Cr_7C_3 - Cr_{23}C_6$.

Окислительная газификация карбидов хрома должна сопровождаться акцепторной хемосорбцией молекул CO_2 и H_2O . Развитию ее будет способствовать обогащение поверхности кристаллов карбида электронами.

В работе [10] нами показано, что в температурных условиях проведенных экспериментов испытанные добавки диссоциируют с переходом щелочных металлов в газовую фазу. Адсорбируясь на поверхности карбидов, атомы калия и натрия могут отдавать свои валентные электроны твердому восстановителю. Хемосорбция молекул CO_2 и H_2O будет усиливаться, ускоряя звенья газификации карбидов и восстановления Cr_2O_3 в целом.

Учитывая возможность реализации приведенного механизма следует заметить, что каталитический эффект добавок солей щелочных металлов проявлялся сильнее при использовании в шихте свободного углерода [6].

Библиографический список

1. Золотарева В.В., Симонов В.К., Власенко В.Н. Кинетика и механизм восстановления хрома из оксидных фаз в отсутствии расплавов //Металлургическая и горнорудная промышленность.- 1999, №4.- С. 43-45.
2. Симонов В.К., Золотарева В.В., Гришин А.М. Механизм углестермического восстановления хрома из его оксида (III) в отсутствии расплавов // Известия вузов. Черная металлургия.- 2000, №6.- С. 31-34.
3. Водопьянов А.Г., Кожевников Г.Н. Кинетика и механизм взаимодействия тугоплавких оксидов металлов с углеродом //Физическая химия окислов металлов.- М.: Наука, 1981.- С. 30-34.
4. Исследование скоростных закономерностей газификации углеродистых материалов /В.К. Симонов, Л.Н. Руденко, А.М. Гришин и др.- Известия вузов. Черная металлургия.- 1994, №11.- С. 6-8.
5. Ростовцев С.Т., Симонов В.К., Руденко Л.Н. Кинетика газового восстановления окислов железа и некоторые возможности интенсификации процесса // Физическая химия окислов металлов.- М.: Наука, 1981.- С. 42-47.
6. Исследовать особенности кинетики и разработать механизм металло- и углестермического восстановления элементов из шлаковых систем, которые содержат хрома и кремния, при различных условиях организации процесса с целью получения металлопродукта заданного состава// Отчет по НИР.- Днепропетровск, НМетАУ, 2000.-25с.
7. Косолапова Т.Я. Карбиды.- М.: Металлургия, 1968.- 300с.

Статья поступила 02.04.2017 г.

УДК:669.094:669.26:544

Гришин А.М.*

Термодинамика и некоторые особенности кинетики восстановления хрома в сложных системах с участием карбидов

Предложена физико-химическая модель формирования и трансформации карбидной фазы в процессе восстановления оксида хрома. Выполнен термодинамический анализ реакций, протекающих при восстановлении Cr_2O_3 карбидом Cr_3C_2 самостоятельно и в присутствии водорода. Установлены преимущества организации комплексного восстановления оксида хрома высшим карбидом с участием H_2 . Исследованы кинетические закономерности комплексного и карботермического восстановления Cr_2O_3 . В качестве интенсификаторов были использованы малые добавки в шихту солей щелочных металлов: K_2CO_3 , Na_2CO_3 , KCl и NaCl .

Запропонована фізико-хімічна модель формування і трансформації карбідної фази у процесі відновлення оксиду хрому. Здійснено термодинамічний аналіз реакцій, що відбуваються при відновленні Cr_2O_3 карбідом Cr_3C_2 окремо і у присутності водню. Встановлені переваги організації комплексного відновлення оксиду хрому вищим карбідом за участі H_2 . Досліджені кінетичні закономірності комплексного та карботермічного відновлення Cr_2O_3 . В якості інтенсифікаторів у шихті були використані малі добавки солей лужних металів: K_2CO_3 , Na_2CO_3 , KCl та NaCl .

A physico-chemical model of the formation and transformation of carbide phase in the process of chromium oxide reduction is proposed. The thermodynamic analysis of the reactions taking place during the reduction of Cr_2O_3 with Cr_3C_2 carbide independently and in the presence of hydrogen is performed. The advantages of organization of complex reduction of chromium oxide by higher carbide with H_2 participation are established. The kinetic regularities of the complex and carbothermic reduction of Cr_2O_3 are studied. Small additions of alkali metal salts in the charge were used as intensifiers: K_2CO_3 , Na_2CO_3 , KCl and NaCl .

Введение. Комплексное восстановление хрома с участием углерода сопровождается образованием карбидной фазы, что обусловлено термодинамическими [1]. Физико-химические особенности образования карбидной фазы весьма сложны и мало исследованы. Однако, роль их как в процессе восстановления хрома, так и при формировании конечного продукта достаточно важна. Сложный железо-хромистый карбид при определенных условиях организации процесса могут выступать как восстановитель по отношению к оксиду хрома. Трудность термодинамического анализа такого процесса заключается в отсутствии надежных термохимических данных о совместных карбидах. Целью данной работы является оценка термодинамических и кинетических закономерностей восстановления хрома в сложных системах с участием карбидов.

Формирование совместных карбидов переменного состава в ходе процесса восстановления хрома вероятнее всего осуществляется последовательно от цементита до тригонального карбида, если начальное соотношение C/O определяет получение конечного карбида $(\text{Cr},\text{Fe})_7\text{C}_3$. При формировании карбидной фазы в условиях твердофазного восстановления определяющим фактором, помимо термодинамических условий, будут процессы диффузии катионов металлов (например, Fe и Cr), анионов кислорода и вакансий в объеме кристаллической решетки формирующегося карбида. По мнению авторов [2,3] тип карбидов и их состав зависит от общего содержания хрома в системе, а так же от количества других карбидообразующих элементов, а углерод

является регулятором количества карбидов. При этом роль хрома в процессах образования карбидов с участием железа изучены недостаточно. Хром обладает большим сродством к углероду, чем железо, и является карбидообразующим элементом. Он входит в состав карбидов типа цементит $(\text{Fe}, \text{Cr})_3\text{C}$, однако до настоящего времени нет единого мнения о растворимости хрома в цементите. По мнению [4,5] эта величина составляет 20 масс. %. Авторами [6] отмечается, что в цементите может растворяться до 18 % (ат.) Cr, что соответствует 21,18 масс. %. Дискутируется вопрос о существовании карбида Fe_7C_3 [7]. В подтверждение этого приводятся данные о существовании хромистых карбидов с содержанием 24 – 37,6% Cr, что превышает максимальную растворимость его в цементите (Fe_3C), но недостаточную для формирования Cr_7C_3 . Следовательно, предполагаемый карбид - Fe_7C_3 , легированный хромом, располагается между $(\text{Fe}_{1-x}, \text{Cr}_x)_3\text{C}$ и $(\text{Cr}_{1-x}, \text{Fe}_x)_7\text{C}_3$.

Изложение результатов исследований. По результатам наших исследований, а так же литературным данным при совместном восстановлении железа и хрома первым восстанавливается железо. Подтверждением этого служит равновесный состав газовой фазы и температура начала процесса. Это справедливо при изотермическом и неизотермическом режимах процесса. При восстановлении хромита железа четкая стадийность процесса может теряться, что вероятно обусловлено характером и разнообразием химических связей в молекуле Cr_2FeO_4 . Полученные нами термодинамические данные [8] свидетельствуют

*Гришин Александр Михайлович, доцент НМетАУ, к.т.н.

Рецензент Иващенко Валерий Петрович, проректор НМетАУ, д.т.н., профессор.

о весьма близкой вероятности получения на первом этапе, как чистого железа, так и Fe_3C . В пользу последнего свидетельствует и наличие в шихте свободного углерода. Как восстановители $\text{C}_{\text{тв}}$ и Fe_3C по отношению к различным оксидам так же весьма близки. Нами [8] получены данные о температуре начала восстановления оксидов углеродистыми реагентами, а также равновесный состав газовой фазы при газификации карбидов.

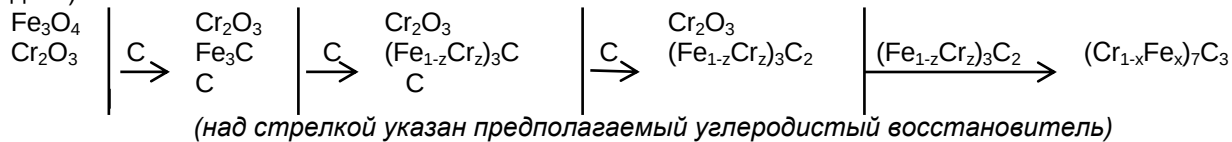
Исходя из сказанного можно предположить, что образовавшееся $\text{Fe}_{\text{мет.}}$ науглероживается, достигая предельного значения, превращается по определенным закономерностям в карбид Fe_3C . Вероятна так же схема образования карбида через реакцию $3\text{Fe} + 2\text{CO} = \text{Fe}_3\text{C} + \text{CO}_2$, но она термодинамически возможна до температуры $\sim 960\text{K}$ ($\Delta G^0 = 0$). Выше этой температуры (более $\sim 1063\text{K}$) термодинамически предпочтительней реакция $\text{Fe}_{\text{нас.С}} + \text{C} = \text{Fe}_3\text{C}$, которая сопровождается существенными трансформациями кристаллической решетки аустенита $\gamma\text{-Fe}_{\text{нас.С}}$ в решетку цементита. Цементит это фаза внедрения с широкой областью гомогенности, образование которой происходит за счет внедрения атомов углерода в междоузлия (пустоты) кристаллической решетки $\gamma\text{-Fe}$. При этом располагаются не в любом междоузлии, а в таких пустотах, где для них имеется больше свободного пространства. Таким образом, на начальном этапе восстановления в анализируемой системе кроме исходных компонентов шихты, могут присутствовать Fe и Fe_3C . Закономерности их образования и участия в процессе, должно быть предметом отдельного анализа.

На следующей стадии процесса создаются термодинамические условия для восстановления хрома. Процесс может развиваться по трем гипотетическим схемам:

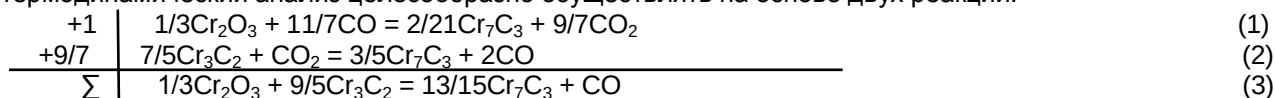
а) образующиеся атомы хрома растворяются в $\text{Fe}_{\text{мет.}}$, в результате формируется совместный твердый металлический раствор;

б) атомы Cr замещают атомы железа цементита, образуя фазу M_3C ;

в) восстановленные атомы хрома взаимодействуют с углеродом, образуя последовательно карбиды $\text{Cr}_{23}\text{C}_6 \rightarrow \text{Cr}_7\text{C}_3 \rightarrow \text{Cr}_3\text{C}_2$, которые могут растворять атомы железа (на разных стадиях).



Независимо от действительного механизма восстановления оксида хрома его высшим карбидом, термодинамический анализ целесообразно осуществлять на основе двух реакций:



Температурная зависимость константы равновесия реакции (2) и для всех реакций далее бы-

Реализация последней схемы может осуществляться следующим образом. Для температурного диапазона $973 - 1673\text{K}$ растворимость углерода составляет от 0,0000014 до 0,0245%. Переход через верхнюю границу приводит к образованию карбида Cr_{23}C_6 , содержащего 5,68% углерода. Последние публикации приводят диаграмму $\text{Cr} - \text{C}$ с указанием области твердых растворов для каждого карбида, однако границы областей весьма условны. Наличие в системе свободного углерода позволяет предположить, что образовавшийся карбид трансформируется в тригональный карбид Cr_7C_3 и далее в высший карбид Cr_3C_2 . Такая схема возможна при углеродотермическом либо комплексном восстановлении Cr_2O_3 и любом соотношении C/O , т.к. взаимодействие карбида с углеродом термодинамически более предпочтительно, чем с оксидом хрома. Вероятно и параллельной реализации указанных схем. Независимо от соотношения исходных компонентов шихты ($\text{Cr}_2\text{O}_3 + \text{C}$), на этом этапе восстановления последовательно, через цепочку преобразований: $\text{Cr}_{23}\text{C}_6 + \text{C} = \text{Cr}_7\text{C}_3$ и $\text{Cr}_7\text{C}_3 + \text{C} = \text{Cr}_3\text{C}_2$ образуется высший карбид хрома (после восстановления железа).

На втором этапе восстановления свободный углерод израсходован, и роль твердого восстановителя переходит к карбиду $(\text{Cr,Fe})_3\text{C}_2$. Эта стадия процесса реализуется по значительно более сложным схемам: $(\text{Fe}_{1-z}, \text{Cr}_z)_3\text{C}_2 + \text{Fe}_2\text{CrO}_4 =$ либо $(\text{Fe}_{1-z}, \text{Cr}_z)_3\text{C}_2 + (\text{Cr}_2\text{O}_3 + \text{Fe}_3\text{O}_4) =$, которые включают большое число сложно сопряженных стадий. Реализация этих схем приводит к появлению карбида $(\text{Cr}_{1-x}, \text{Fe}_x)_7\text{C}_3$, газовой фазы ($\text{CO} + \text{CO}_2$) и возможно некоторого количества металлической фазы – $(\text{Fe} + \text{Cr})$, насыщенной углеродом. Такая неопределенность объясняется переменным составом

карбида, который зависит от различных факторов.

Исходя из сказанного, в условиях дефицита углерода и повышенного содержания хрома в исходной шихте (Cr/Fe) процесс карбидообразования предположительно может развиваться по схеме:

ла получена с помощью термодинамических данных [9]:

$$\ln K = 22270/T + 20.283 \quad (4)$$

Для расчета равновесного состава газовой фазы использовалось уравнение

$$\%CO = 50 \cdot \frac{K}{P} \cdot \left[\sqrt{1 + \frac{4P}{K}} - 1 \right] \text{ и}$$

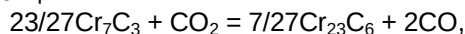
$$\%CO_2 = 100 - \%CO \quad (5)$$

$$\ln K = -3232.9/T - 5.7857 \quad (6)$$

Обозначив $P_{CO_2} = X$, получим уравнение для расчета состава газа

$$y = X^{9/11} + K^{7/11} \cdot X - K^{7/11} \cdot P = 0.$$

Кроме указанной выше подверглась анализу реакция:



$$\ln K = -26113.6/T + 19.167 \quad (7, 8)$$

Равновесный состав газовой фазы рассчитывали по формуле (5).

Расчетные данные (давление углеродсодержащих газов равно 1) для всех трех реакций графически иллюстрируется рис. 1. Анализ их свидетельствует о том, что восстановление Cr_2O_3 карбидом Cr_3C_2 становится термодинамически возможным при $\sim 1300^\circ C$. Это весьма близко к расчетной величине температуры начала восстановления: $T_n = 1287^\circ C$; использование термохимических сведений других авторов приводит к значениям T_n от 1270 до $1283^\circ C$. Восстановление Cr_2O_3 за счет промежуточного карбида Cr_7C_3 для рассматриваемых условий невозможно (рис. 1).

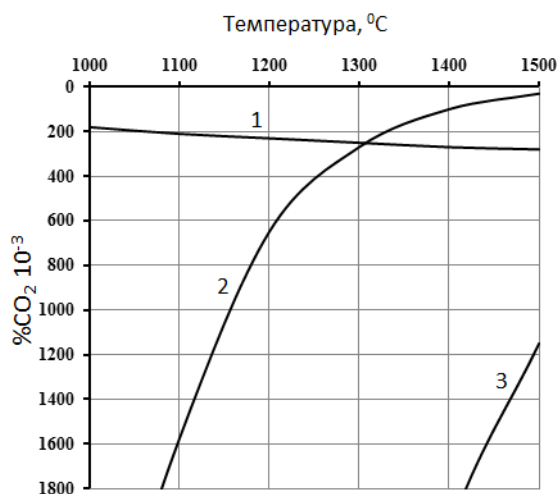
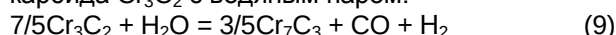


Рисунок 1 - Равновесный состав газовой фазы в реакциях восстановления Cr_2O_3 и газификации карбидов хрома: 1 – $1/3Cr_2O_3 + 11/7CO = 2/21Cr_7C_3 + 9/7CO_2$; 2 – $7/5Cr_3C_2 + CO_2 = 3/5Cr_7C_3 + 2CO$; 3 – $23/27Cr_7C_3 + CO_2 = 7/27Cr_{23}C_6 + 2CO$.

При подаче в реактор водорода число возможных реакций значительно возрастает. Необходимо, в частности, учитывать взаимодействие карбида Cr_3C_2 с водяным паром:



Константа равновесия этой реакции имеет вид:

$$K = \frac{P_{H_2} \cdot P_{CO}}{P_{H_2O}} = \frac{(\%H_2) \cdot (\%CO)}{(\%H_2O)} \cdot \frac{P}{100}; \quad (10)$$

$$\ln K = -\frac{18243.6}{T} + 16.8254$$

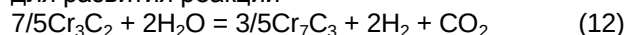
Обозначив $\%H_2O = X$, $\%H_2 = \%CO = (100-X)/2$, можно записать

$$P \cdot X^2 - 2 \cdot 10^2(2K + P)X + 10^4P = 0;$$

$$X = 100 \cdot \frac{(2K + P) - 2K \sqrt{1 + P/K}}{P} \quad (11)$$

Анализ полученных данных показывает, что взаимодействие Cr_3C_2 с водяным паром имеет существенные термодинамические предпочтения перед его реакцией с углекислым газом.

Были проверены также условия, необходимые для развития реакции

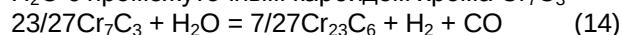


Уравнение для расчета равновесного состава газа получено, как и для (9)

$$y = 4PX^3 - 9 \cdot 10^2 \cdot K \cdot X^2 + 6 \cdot 10^4 \cdot K \cdot X - 10^6 \cdot K \quad (13)$$

Расчет показал, что равновесная концентрация водяных паров при $1300 - 1400^\circ C$ превышает значения для реакции (2). Следовательно, реакция (12) не получает в процессе восстановления Cr_2O_3 своего развития.

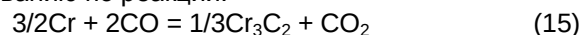
Была проверена возможность взаимодействия H_2O с промежуточным карбидом хрома Cr_7C_3



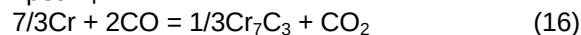
Результаты расчета свидетельствуют о том, что в ходе восстановления

Cr_2O_3 при рассматриваемых температурах превращение $Cr_7C_3 \rightarrow Cr_{23}C_6$ за счет частичного окисления углерода водяным паром по реакции (14) при условии $P = 1$ и 0,5 невозможно.

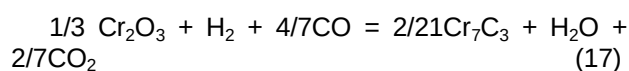
Расчет также показал, что появление $Cr_{мет.}$ за счет восстановления оксида хрома водородом термодинамически невозможен из-за высокого значения P_{CO} , которое приводит к карбидообразованию по реакции:



Аналогично был выполнен расчет равновесий для реакции



Результаты расчета представлены на рис. 2. Здесь же показан равновесный состав газа для реакции (3), которая протекает относительно быстро и контролирует состав газовой фазы в реакционном пространстве. Сопоставление данных рис. 2 позволяет заключить, что металлический хром фактически образует карбид хрома, т.к. течение реакций (2) и (9) обуславливает неустойчивость Cr_3C_2 , следует записать



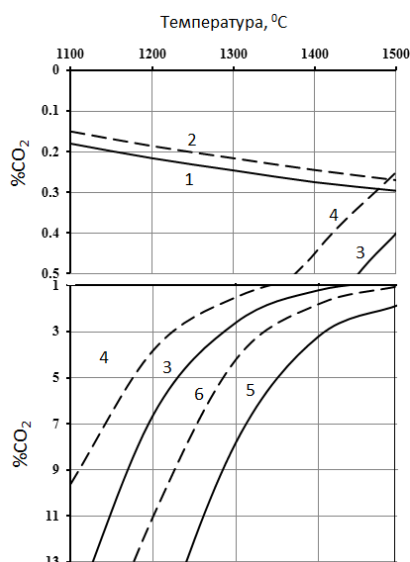


Рисунок 2 - 1 Равновесный состав газовой фазы в реакциях восстановления Cr_2O_3 и образования карбидов при давлениях 1 атм (1,3,5) и 0.5 атм (2,4,6) 1, 2 - $\frac{1}{3}\text{Cr}_2\text{O}_3 + \frac{11}{7}\text{CO} = \frac{2}{21}\text{Cr}_7\text{C}_3 + \frac{9}{7}\text{CO}_2$ - 1 атм; 0.5 атм; 3, 4 - $\frac{3}{2}\text{Cr} + 2\text{CO} = \frac{1}{2}\text{Cr}_3\text{C}_2 + \text{CO}_2$ - 1 атм; 0.5 атм; 5, 6 - $\frac{7}{3}\text{Cr} + 2\text{CO} = \frac{1}{3}\text{Cr}_7\text{C}_3 + \text{CO}_2$ - 1 атм; 0.5 атм.

К числу основных реакций комплексного восстановления Cr_2O_3 следует отнести (2), (3), (9) и (17), а также реакцию

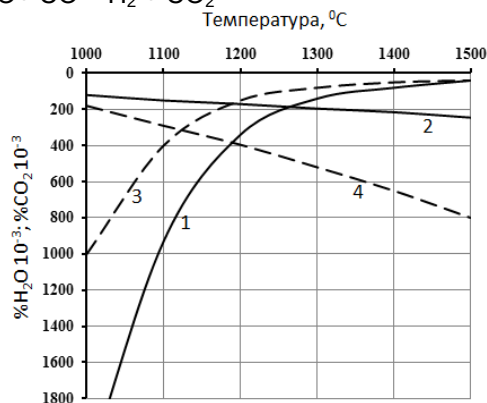
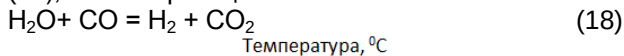


Рисунок 3 - Равновесие реакции восстановления Cr_2O_3 и газификации Cr_3C_2 в условиях $P_{\text{CO}} + P_{\text{CO}_2} = P_{\text{H}_2} + P_{\text{H}_2\text{O}} = 0.5$ атм 1 - $\frac{7}{5}\text{Cr}_3\text{C}_2 + \text{CO}_2 = \frac{3}{5}\text{Cr}_7\text{C}_3 + 2\text{CO}$ 2 - $\frac{1}{3}\text{Cr}_2\text{O}_3 + \frac{11}{7}\text{CO} = \frac{2}{21}\text{Cr}_7\text{C}_3 + \frac{9}{7}\text{CO}_2$ 3 - $\frac{7}{5}\text{Cr}_3\text{C}_2 + \text{H}_2\text{O} = \frac{3}{5}\text{Cr}_7\text{C}_3 + \text{H}_2 + \text{CO}$ 4 - $\frac{1}{3}\text{Cr}_2\text{O}_3 + \text{H}_2 + \frac{4}{7}\text{CO} = \frac{2}{21}\text{Cr}_7\text{C}_3 + \text{H}_2\text{O} + \frac{2}{7}\text{CO}_2$

Лимитирующими звеньями в исследуемой системе можно считать реакции (2) и (9). Остальные реакции протекают относительно быстро, определяя состав газовой фазы в реакционном пространстве. С опорой на изложенные соображения был произведен термодинамический анализ комплексного восстановления Cr_2O_3 - карби-

дом Cr_3C_2 в потоке H_2 . Результаты выполненных расчетов представлены на рис. 3. Они позволяют заключить, что реакция (3) становится принципиально возможной при $\sim 1250^\circ\text{C}$. Снижение температурного уровня начала восстановления Cr_2O_3 карбидом Cr_3C_2 (см. рис. 1) вполне естественно из-за разбавления углеродсодержащих газов смесью $\text{H}_2 - \text{H}_2\text{O}$. Водород включается в комплексное восстановление Cr_2O_3 еще раньше - при температуре $\sim 1130^\circ\text{C}$. Таким образом существуют термодинамические предпосылки для интенсификации извлечения хрома из оксида за счет карбида Cr_3C_2 с участием H_2 .

Восстановление хрома углеродом из оксидных фаз, происходящее в условиях постепенного прогрева шихты, сопровождается первоначальным образованием карбида Cr_3C_2 . При дальнейшем подъеме температуры карбид может включаться в восстановление Cr_2O_3 , превращаясь в промежуточный карбид Cr_7C_3 . Исследования в неизотермическом режиме показали, что восстановление начинается около 1300°C .

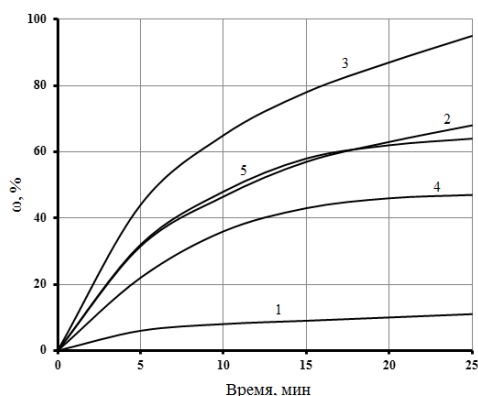


Рисунок 4 - Влияние температуры и количества карбида на кинетику восстановления Cr_2O_3 карбидом Cr_3C_2 1, 2, 3 - количество карбида стехиометричное; 4, 5 - ограниченное количество Cr_3C_2 ($\omega \approx 50\%$); 1 - 1300°C ; 2, 4 - 1350°C ; 3, 5 - 1400°C .

Результаты изотермических экспериментов представлены на рис. 4. Они свидетельствуют о том, что процесс развивается значительно медленнее, чем в случае использования в шихте свободного углерода.

Так, при 1400°C степень восстановления Cr_2O_3 карбидом Cr_3C_2 за 25 мин составляла 93,6%, тогда как в опытах с графитом превращение $\text{Cr}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{Cr}_3\text{C}_2$ завершается за ~ 15 мин. Уменьшение вдвое Cr_3C_2 в шихте ($\omega = 50\%$) еще более замедлило процесс. При 1350°C достигаемая степень восстановления практически соответствовала предельной величине (рис. 4). Подъем температуры до 1400°C обеспечивал несколько больший уровень восстановления $\sim 70\%$.

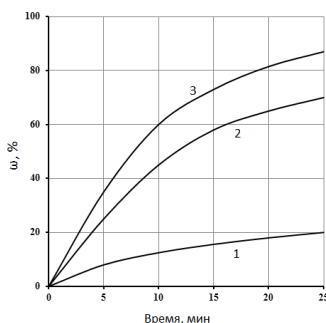


Рисунок 5 - Влияние температуры на кинетику комплексного восстановления Cr_2O_3 в потоке H_2 (количество карбида в шихте ограничено) 1 – 1300°C ; 2 – 1350°C ; 3 – 1400°C .

Выводы.

1. Изучены кинетические закономерности комплексного восстановления Cr_2O_3 – карбидом Cr_3C_2 в потоке водорода (рис.5). В отличие от опытов в потоке аргона комплексное восстановление Cr_2O_3 протекало с существенной скоростью уже при 1300°C . Подъем температуры интенсифицировал процесс, глубина развития которого значительно превысила 50%. Для дальнейшего увеличения скорости восстановления Cr_2O_3 были использованы малые добавки в шихту солей щелочных металлов (рис.6). Наиболее существенно ускорение процесса в присутствии K_2CO_3 : степень восстановления в течение 25 мин. возрастала от 68 до 79,5%. Ввод в шихту карбоната натрия приводил к возрастанию ω более 77%. Немного меньше оказалась эффективность KCl – степень восстановления возрастала до 76,5%. Хлорид натрия ускорял процесс в минимальной степени: достигнутая за 25 мин величина ω составляла ~73%. Каталитическое действие испытанных добавок сохранялось и при 1400°C .

Библиографический список

1. Острик П.Н., Гасик М.М., Пирог В.Д. Металлургия губчатых и порошковых лигатур. Киев: Техніка, 1992. 128с.
2. Нетребко В. В. Влияние марганца на структуру высокохромистых чугунов / В. В. Нетребко // Вісн. ДНУЗТ ім. акад. В. Лазаряна. – Дніпропетровськ. 2012. – Вип. 42. – С. 167-169.
3. Belikov, S. Manganese influence on chromium distribution in high-chromium cast iron / S. Belikov, I. Volchok, V. Netrebko // Archives of Metallurgy and Materials. – 2013. – Vol. 58. – Iss. 3. – P. 895-897.
4. Гудремон, Э. Специальные стали / Э. Гудремон. – Москва: Металлургия, 1966. – Т. 1. – 736 с.
5. Циммерман, Р. Металлургия и материаловедение : справочник / Р. Циммерман, К. Гюнтер. – Москва : Металлургия, 1982. – 480 с.
6. Коняева, М. А. Электронная структура, магнитные свойства и стабильность бинарных тройных карбидов $(\text{Fe}, \text{Cr})_3\text{C}$ и $(\text{Fe}, \text{Cr})_7\text{C}_3$ / М. А. Коняева, Н. И. Медведева // Физика твердого тела. – 2009. – Т. 51, вып. 10. – С. 1965–1969.
7. Жуков, А. А. Псевдогексагональный карбид Fe_7C_3 и эвтектика $\text{Fe}_3\text{C}-\text{Fe}_7\text{C}_3$ в системе $\text{Fe}-\text{C}$ / А. А. Жуков // Изв. Акад. наук СССР. Металлы. – 1973. – № 1. – С. 181–183.
8. О роли карбидной фазы в процессе углеродотермического восстановления хрома в сложных системах / А.М. Гришин // Всеукраїнська н.-т. конференція «Актуальні проблеми розвитку металургійної освіти і науки», 4-5 квітня 2017 р, - Дніпро: НМетАУ. - с.263-270.
9. Туркдоган Е.Т. Физическая химия высокотемпературных процессов. -Пер. с англ.- М.: Металлургия, 1985.-344 с.

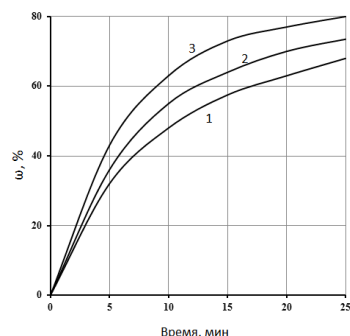


Рисунок 6 - Кинетика восстановления Cr_2O_3 карбидом Cr_3C_2 при 1350°C в присутствии 1% каталитической добавки 1 – без добавки; 2 – K_2CO_3 ; 3 - NaCl

2. Переход к комплексному восстановлению значительно интенсифицировал процесс. Средняя скорость его при 1350°C и 1400°C возрастала в 1,35 и 1,22 раза соответственно (рис. 3.2 и 3.3). Дополнительное ускорение за счет каталитических добавок было менее значительным. Более эффективным оказался карбонат натрия, в его присутствии скорость восстановления Cr_2O_3 при 1350°C за 25 мин увеличилась от 68,5% до 77,2%. Несколько слабее влияли Na_2CO_3 и KCl – за то же время удалялось 76 и ~75% кислорода, связанного с хромом. Еще меньший эффект обеспечивал хлорид натрия – степень восстановления Cr_2O_3 возрастала до ~73,5%. Таким образом, кинетические исследования показали возможность успешного вовлечения высшего карбида хрома в восстановление Cr_2O_3 в области умеренных температур, исключающих расплавление шихты. Развитию процесса способствовало присутствие водорода в реакционной зоне, а также наличие малых количеств каталитических добавок.

Статья поступила 02.06.2017 г.

УДК 669.162.215: 669.162.262

Лебедь В.В., Жеребецкий А.А.*

Определение рационального количества рабочих угловых положений лотка БЗУ

Впервые получены аналитические зависимости количества рабочих угловых положений лотка, обеспечивающие наибольшую вариативность матрицы, от радиуса доменной печи. Рациональное количество рабочих угловых положений лотка, используемых при выгрузке одной порции материала в печь, существенно расширяет технологические возможности системы загрузки по формированию и управлению распределением рудных нагрузок на колошнике, увеличит эффективность обоснованного выбора рациональных параметров режима загрузки.

Вперше отримано аналітичні залежності кількості робочих кутових положень лотка, що забезпечують найбільшу варіативність матриці, від радіуса доменної печі. Рациональна кількість робочих кутових положень лотка, використаних при вивантаженні однієї порції матеріалу в піч, істотно розширить технологічні можливості системи завантаження по формуванню і управлінню розподілом рудних навантажень на колошнику, збільшить ефективність обґрунтованого вибору раціональних параметрів режиму завантаження.

For the first time, analytical dependences of the number of operating angular positions of the chute, providing the greatest variability of the charging matrix, on the radius of the blast furnace have been obtained. The rational number of operating angular positions of the tray, used during charging one portion of burden material into the furnace, will substantially expand the technological capabilities of the charging system to form and manage the distribution of ore loads on the top, increase the efficiency of a rational choice of rational parameters of the charging mode.

Постановка задачи. Современные бесконусные загрузочные устройства (БЗУ) могут работать в различных режимах управления и выгружать порции шихты различными способами. Системой управления БЗУ реализуются многокольцевая, спиральная, кольцевая и секторная загрузка, а также загрузка в точку сечения колошника. Базовым режимом работы БЗУ является многокольцевая загрузка, которая осуществляется путем выгрузки заданного количества содержимого бункера БЗУ в различные зоны колошника из нескольких рабочих угловых положений вращающегося распределителя [1].

В зависимости от способа задания количества материала, распределяемого по угловым поло-

жениям лотка, многокольцевую загрузку можно разделить на два вида – распределение по оборотам и массе (табл. 1). Многокольцевая загрузка по массе или оборотам осуществляется путем выгрузки порции из бункера БЗУ определенной массы материала или на количество оборотов, совершаемых лотком в рабочих угловых положениях. Как правило, порции материалов загружаются в печь при 6-14 оборотах лотка (45-105 с), что при дискретности задания распределения ± 1 оборот лотка обеспечивает деление массы материала между рабочими угловыми позициями лотка ± 7 -17% от массы порции.

Таблица 1 – Пример задания распределения различным способом порции железорудных материалов Р9-5 по угловым положениям лотка

Вид материала	Угловое положение лотка, ед.										Масса порции, т
	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1	
Количество материалов, выгружаемое из углового положения лотка, заданное по оборотам (об.)											
Р		2	3	3	1	1					60
Количество материалов, выгружаемое из углового положения лотка, заданное по массе (%)											
Р		20	30	30	10	10					60

Такой принцип распределения масс порций цикла загрузки по положениям лотка является более «грубым», чем режим распределения со взвешиванием ($\pm 0,5$ -1,0% от массы порции), однако при этом он дает возможность формирования замкнутых колец материала на поверхности засыпи шихты [2, 3]. Выбор количества рабочих

угловых положений лотка, на которые будут выгружаться порций шихты, в настоящее время осуществляется интуитивно и во многом зависит от конструктивных особенностей БЗУ (массы подачи; объемного расхода материалов, обеспечиваемого шихтовыми затворами; наличия тензометрии и др.), возможностей системы управления

*Лебедь Виталий Васильевич, н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, Жеребецкий Антон Александрович, н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, Рецензент Чернятевич Анатолий Григорьевич, зав. отделом ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, д.т.н. профессор.

загрузкой, технологических соображений (ограничения времени выгрузки по причине отсутствия резерва пропускной способности, особенности распределения рудных нагрузок) и др.

Существенное влияние на выбор количества рабочих угловых положений, используемых для выгрузки порций шихты, оказывает способ задания массы распределяемого по ним материала и обеспечиваемая им дискретность деления массы.

Так, большая дискретность деления массы материала между рабочими угловыми положениями существенно ограничивает вариативность (гибкость) матрицы загрузки, ее возможности по «мягкому» воздействию на распределение рудных нагрузок (управляемость), что, в свою очередь, усложняет оперативное управление ходом печи.

В случае распределения по массе (%), наименьшая дискретность (величина которой непосредственно влияет на возможности матрицы загрузки по управлению распределением рудных нагрузок на колошнике и во многом определяет степень воздействия режима загрузки на распределение материалов в целом) деления массы материала между рабочими угловыми позициями БЗУ доменной печи неизменна и составляет

$$1\% * \frac{M_{\text{порошки}}}{100\%}.$$

В случае распределения по оборотам, наименьшая дискретность составляет

$$1 \text{ оборот} * \frac{M_{\text{порошки}}}{\sum N_{\text{оборотов}}}.$$

При этом величина дискретности переменна и зависит от суммарного количества оборотов ($\sum N_{\text{оборотов}}$),

на которые осуществляется выгрузка порции материалов, которое в свою очередь определяют возможное количество рабочих угловых положений, используемых для их выгрузки.

Например, при распределении железорудной подачи (порции) массой 60 т на 5 оборотов, масса материала в 1 обороте (дискретность) составит 12 т, а возможное количество рабочих угловых положений для выгрузки не может быть более 5. В случае распределения на 10 оборотов масса 1 оборота (дискретность) составит 6 т и количество используемых рабочих угловых положений соответственно может быть увеличено.

Ранее было показано, что для повышения эффективности применения БЗУ и улучшения точности реализации заданного распределения за счет уменьшения количества смежных зон, в которые попадает материал при выгрузке необходимо использование рационального количества кольцевых зон [4].

Рациональное количество рабочих угловых положений лотка, обеспечит высокую вариативность программы загрузки, что существенно расширит возможности программы загрузки по формированию и управлению распределением рудных нагрузок на колошнике и увеличит эффективность процесса выбора рационального режима загрузки в целом. Таким образом, решение поставленной задачи сводится к определению такого количества рабочих угловых положений, использование которых при различных конструктивных особенностях БЗУ и способах задания распределяемого материала, позволит получить достаточное количество рациональных вариантов матрицы программы загрузки.

Описание методики определения рационального количества рабочих угловых положений лотка и полученных результатов. Как описано выше, основным критерием рационального количества рабочих угловых положений лотка, используемых для выгрузки одной порции, является обеспечение наибольшего количества возможных вариантов матрицы загрузки. Основными факторами, оказывающими влияние на вариативность матрицы, задаваемой в оборотах или % от массы порции, являются количество используемых для выгрузки порций цикла загрузки угловых положений, масса материалов, доступная для перераспределения между ними и, соответственно, наименьшая дискретность деления массы порции между угловыми положениями. Наименьшая дискретность деления массы порции между угловыми положениями при различных способах ее задания и максимально возможное количество оборотов, на которое возможно выгрузить порцию, зависят от конструктивных особенностей шихтовых затворов БЗУ.

Для определения возможностей шихтовых затворов по продолжительности истечения (табл. 2), установленных на БЗУ реальных доменных печей различного объема, были использованы экспериментальные данные ИЧМ основных параметров режимов загрузки, конструктивных параметров шихтового тракта и распределительных лотков БЗУ, установленных на различных доменных печах СНГ. Как видно из табл. 2, шихтовые затворы, установленные на всех рассматриваемых доменных печах, обеспечивают схожий массовый расход (на примере порции железорудных материалов – ЖРМ). Учитывая, что величина массы подачи ЖРМ прямо пропорциональна объему (радиусу колошника) доменной печи, максимальное количество оборотов, на которое возможно ее выгрузить, также увеличивается с увеличением объема (радиуса колошника) печи – от 7 (1370 м³) до 12 (4291 м³).

Таблица 2 – Фактические параметры режимов загрузки доменных печей различного объема и расчетные возможности их шихтовых затворов по продолжительности истечения порций железорудных материалов

Параметр				ДП№2 ММК 1370 м ³	ДП№3 ЕМЗ 1713 м ³	ДП№1 АМК 3000 м ³	ДП№4 Се- версталь 2700 м ³	ДП№6 НЛМК 3200 м ³	ДП№7 НЛМК 4291 м ³
Фактические параметры	Радиус колошника, м			3,30	3,60	4,30	4,45	4,55	5,00
	Матрица загрузки	Масса железорудной порции, т		32	40	52	57	55	72
		Способ задания распределения		оборот	масса	оборот	масса	оборот	оборот
		Количество оборотов		3	-	4	-	11	11
		Количество обычно используемых угловых положений		4	4	4	5	5	6
	Выгрузка порции	Фактический массовый расход железорудных материалов, т/с	макс	1,2	1,4	2,0	2,0	2,0	2,0
			мин	0,6	0,6	0,8	0,6	0,6	0,8
		Масса железорудной порции, выгружаемая за 1 оборот лотка, т	макс	9,0	10,5	15,0	15,0	15,0	15,0
			среднее	6,8	7,5	10,5	9,8	9,8	10,5
			мин	4,5	4,5	6,0	4,5	4,5	6,0
Расчетные параметры			Наименьшая дискретность деления массы порции между угловыми положениями (при различных способах ее задания), т		оборот	14,0	11,0	12,0	8,0
	масса	0,3			0,4	0,5	0,6	0,6	0,7
	Максимально возможное количество оборотов, на которое возможно выгрузить порцию			7	9	9	13	12	12

Как описано выше, значение дискретности (наименьшей) деления массы порции между угловыми положениями распределителя зависит от способа задания распределения. Как видно из табл. 2, в случае задания распределения по массе (%), дискретность ее деления увеличивается с увеличением объема печи от 0,3 т (1370 м³) до 0,7 т (4291 м³). При задании распределения по оборотам, дискретность деления массы порции ЖРМ значительно больше, а ее значение имеет обратную зависимость от объема печи – уменьшается от наибольшего значения 14 т (1370 м³) до 8 т (4291 м³).

С использованием данных табл. 2 была составлена матрица (табл. 3), отображающая суммарное количество доступного материала для перераспределения, выраженное в виде оборотов или % от массы порции ЖРМ, в зависимости от количества используемых для ее выгрузки угловых положений лотка.

Так, например, на доменной печи с радиусом колошника 5 м для равномерной выгрузки порции ЖРМ на 5 угловых положений лотка (табл. 2) необходимо минимум ~42% массы порции (1 оборот = 6т, 5 оборотов = 5*6т = 30т или ~42% массы 72 т порции) или, соответственно, 5 оборотов распределителя. Оставшийся материал (58%

массы порции или 7 оборотов) может быть использован для перераспределения между угловыми положениями лотка (табл. 3).

Задача определения рационального количества рабочих угловых положений лотка, обеспечивающих наибольшее количество возможных вариантов матриц загрузки, относится к комбинаторным задачам и для ее решения целесообразно применение комбинаторной конфигурации сочетания с повторениями. Было предложено следующее выражение определения количества возможных вариантов матриц выгрузки порции цикла загрузки, при использовании различного количества рабочих угловых положений:

$$N_{\text{матриц}} = \frac{!(N_{\text{угл.пол}} + \Delta - 1)}{!\Delta \times !(N_{\text{угл.пол}} - 1)} \quad (1)$$

где $N_{\text{угл.пол}}$ – количество рабочих угловых положений, Δ – суммарное количество перераспределяемого материала, выраженное в виде оборотов или % от массы порции.

С использованием табл. 3 и предложенной формулы (1) было определено количество возможных вариантов матриц распределения порции ЖРМ заданных различными способами (для удобства выраженное в относительных величинах - $N_{\text{матриц}}/N_{\text{матриц. среднее}}$), которое приведено на рис.1.

Таблица 3 – Суммарное количество доступного материала для перераспределения между угловыми положениями лотка, выраженное в виде оборотов или % от массы железорудной порции

Радиус колошника, м	3,3		3,6		4,3		4,5		4,6		5,0	
Количество используемых угловых положений лотка, ед	Количество перераспределяемого материала (Δ)											
	%	оборот	%	оборот	%	оборот	%	оборот	%	оборот	%	оборот
10	0	0	0	0	0	0	21	3	18	2	17	2
9	0	0	0	0	0	0	29	4	26	3	25	3
8	0	0	10	1	8	1	37	5	35	4	33	4
7	2	0	21	2	19	2	45	6	43	5	42	5
6	16	1	33	3	31	3	53	7	51	6	50	6
5	30	2	44	4	42	4	61	8	59	7	58	7
4	44	3	55	5	54	5	68	9	67	8	67	8
3	58	4	66	6	65	6	76	10	75	9	75	9
2	72	5	78	7	77	7	84	11	84	10	83	10
1	86	6	89	8	88	8	92	12	92	11	92	11

Как видно, вариативность матрицы при различных способах ее задания имеет ярко выраженные экстремумы для всех рассматриваемых

Радиус колошника, м

Кол-во рабочих угловых положений (%)

Кол-во рабочих угловых положений (обороты)

доменных печей. Однако достигается это значение при различном количестве рабочих угловых положений:

3,30 3,60 4,30 4,45 4,55 5,00

5 6 6 8 8 8

4 5 5 7 7 7

Полученные зависимости количества рабочих угловых положений лотка, обеспечивающие наибольшую вариативность матрицы, задавае-

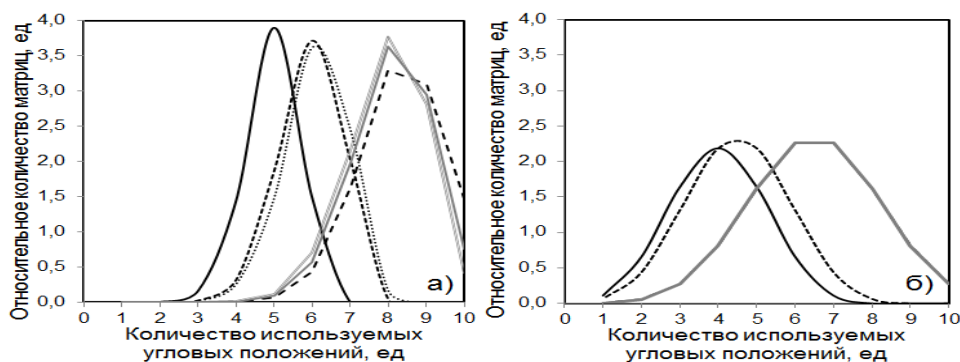
мой различными способами для доменных печей различного объема, могут быть аппроксимированы полиномами 2-ой степени:

$$\text{ - по массе (\%): } N_{\text{раб.угл.пол}} = -0,2982 * R_k^2 + 4,295 * R_k - 5,8452 \quad (2);$$

$$\text{ - по оборотам: } N_{\text{раб.угл.пол}} = -0,2982 * R_k^2 + 4,295 * R_k - 6,8452 \quad (3)$$

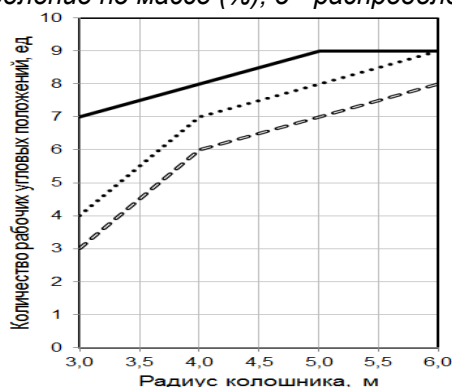
Используя зависимости (2) и (3), предоставляется возможность определить рациональное количество рабочих угловых положений лоткового распределителя для доменных печей с различным радиусом колошника (рис.2). На рис. 2 показана зависимость рационального количества кольцевых зон колошника от его радиуса, полученная ранее [4]. Как видно из рис. 2, зависимость рационального количества рабочих угловых положений при различных способах задания матрицы загрузки имеет схожий характер. При способе задания в матрице загрузки распределения по оборотам количество рабочих угловых положений для всех рассматриваемых доменных печей меньше, чем при задании распределения по массе (%). Для малых доменных печей, с радиусом колошника около 3м, их количество составляет по оборотам – 3, по массе – 4. По мере увеличения радиуса колошника до 4м, количество рабочих положений увеличивается до 6 и 7, соответ-

ственно. Этот диапазон радиусов колошников, соответствует доменным печам, объемом от 1000-2000м³. Данная особенность подтверждает необходимость особо точного учета конструктивных параметров БЗУ, установленных на доменных печах малого объема, при выборе рационального количества кольцевых зон и рабочих угловых положений распределителя, определяющих эффективность использования возможностей БЗУ в управлении распределением шихты. В диапазоне изменения радиусов колошника от 4 до 6м, рациональное количество рабочих угловых положений лотка линейно увеличивается от 6 (7) до 8 (9). Зависимости рационального количества рабочих угловых положений, используемых при разработке режимов загрузки, были получены для условий нормальной работы загрузочного оборудования и отсутствия ограничений по пропускной способности системы загрузки.



радиус колошника: — 3,3м; 3,6м; ---- 4,3м; - - 4,5м; — 4,6м; — 5,0м

Рисунок 1 – Зависимость относительного количества возможных вариантов матриц распределения порции шихты от количества используемых угловых положений для доменных печей различного объема (а - распределение по массе (%); б - распределение по оборотам)



— зоны колошника; угловые положения (%); - - - угловые положения (обороты)

Рисунок 2 – Зависимость рационального количества рабочих угловых положений лоткового распределителя БЗУ, используемых для выгрузки одной порции шихты, от радиуса колошника доменной печи

Заключение. Определение рационального количества кольцевых зон и рабочих угловых положений лотка необходимо для эффективного использования возможностей БЗУ в управлении распределением шихты. Оно основано на выборе такого их количества, которые при различных конструктивных особенностях БЗУ и способах задания распределения материала, позволит получить наибольшее количество рациональных вариантов матрицы программы загрузки. Получено выражение для определения количества возможных вариантов матриц выгрузки порции цикла загрузки при использовании различного количества рабочих угловых положений. Впервые получены

аналитические зависимости количества рабочих угловых положений лотка, обеспечивающие наибольшую вариативность матрицы загрузки, от радиуса доменной печи, что обеспечит высокую вариативность программы загрузки, что существенно расширит технологические возможности системы загрузки по формированию и управлению распределением рудных нагрузок на колошнике, увеличит эффективность обоснованного выбора рациональных параметров режима загрузки, способствующих уменьшению расхода кокса при заданной производительности доменной печи.

Библиографический список

1. Большаков В.И. Теория и практика загрузки доменных печей. – М, 1990. – 256 с.
2. В.И.Большаков, В.В.Лебедь, А.А.Жеребецкий. Особенности управления загрузкой на современной доменной печи // Сб. науч. тр. ИЧМ «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». – 2012. - № 25. – С. 13-24.
3. В.И.Большаков, Ф.М.Шутылев, Н.Г.Иванча, В.В.Лебедь. Формирование программ распределения шихтовых материалов в доменной печи, оборудованной БЗУ. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. - №1. – С. 59-63.
4. В.И.Большаков, В.В.Лебедь, А.А.Жеребецкий. Определение рационального количества кольцевых зон колошника и угловых положений лотка БЗУ. // Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия". – 2015.- №1. – С. 39-46.

Статья поступила 01.06.2017 г.

УДК: 669.162.2:669.162.144:669.89.003.12

Тогобицкая Д.Н., Цюпа Н.А., Оторвин П.И., Степаненко Д.А., Лихачев Ю.М.,
Скачко А.С. *

Влияние химического состава доменных шлаков на вывод щелочных соединений (K_2O и Na_2O) из доменной печи

Разработаны критерии и методика оценки оптимальной щелочной емкости конечного доменного шлака для обеспечения оптимального режима ведения доменной плавки с целью максимального выведения щелочных оксидов со шлаком и минимизации их негативного влияния на процесс плавки.

Розроблено критерії та методика оцінки оптимальної лужної ємності кінцевого доменного шлаку, для забезпечення оптимального режиму ведення доменної плавки з метою максимального виведення лужних оксидів зі шлаком і мінімізації їх негативного впливу на процес плавки.

Criteria and methods for estimating the optimal alkaline capacity of the final blast furnace slag have been developed to ensure the optimal mode of blast furnace smelting in order to maximize the removal of alkali oxides with slag and minimize their negative influence on the smelting process.

Вступление. На втором международном симпозиуме «Познание процессов и развитие технологии доменной плавки» были подняты вопросы совершенствования и развития технологии доменной плавки в существующих нестабильных сырьевых и технологических условиях, а также глобальные вопросы реализации эффективных технологий для повышения экономичности выплавки чугуна в доменных печах. В частности, были затронуты вопросы минимизации вредного влияния щелочных соединений на ход процесса доменной плавки [1].

В настоящее время шихтовые и технологические условия работы доменных печей Украины, особенно с введением в шихту доменных печей вторичного сырья, обуславливают циркуляцию и накопление большого количества щелочных соединений, часто превышающих критический уровень. Причина циркуляции лежит в самом принципе происходящих процессов в шахтной печи, где всегда существуют градиенты окислительно-восстановительных условий и температуры по ее высоте. Циркуляция щелочных соединений увеличивает расход кокса – дефицитного и дорогого топлива. Кроме того, щелочные соединения конденсируются на стенках доменной печи. Соединения калия и натрия способны проникать в огнеупорную футеровку, подвергая ее химической эрозии. Щелочные металлы и их оксиды образуют наросты (настыли), которые механически разрушают футеровку. Кроме того, избыточное накопление щелочных соединений в рабочем пространстве доменной печи вызывает уменьшение прочности кокса, приводит к подвисаниям шихты, изменению профиля печи, нарушению

равномерности распределения шихты и газового потока в рабочем пространстве, что, в конечном счете, приводит к снижению производительности и эксплуатационной устойчивости доменной печи. Поэтому, исследования, направленные на поиски эффективных технологических решений вывода щелочных соединений из доменной печи, являются актуальными.

Изложение основного материала исследований. Для сведения к минимуму отрицательных воздействий циркуляции щелочных соединений теоретически имеются две возможности: уменьшение внесения щелочных соединений в печь, насколько это возможно, а также увеличение их выхода с шлаком и колошниковым газом. Существующая технология подготовки сырья и топлива к доменной плавке в виду экономии энергоресурсов не позволяет заметно снизить в них содержание соединений щелочных металлов. Поэтому остается единственный путь – технологические приемы борьбы со щелочами в доменной печи, реализация которых возможна лишь на основе установленных закономерностей между характером удаления их из печи и параметрами плавки (тепловое состояние, интенсивность, шлаковый режим) в количественной форме.

Доменный шлак является основным носителем щелочных соединений, удаляемых из печи, а его состав и свойства оказывают решающее влияние на состав получаемого чугуна [2]. Химический состав и количество шлака определяют его поглотительную способность в отношении соединений щелочных металлов. Так, горячий ход печи при выплавке высококремнистых чугунов, характеризующийся получением шлаков высокой ос-

*Тогобицкая Дарья Николаевна, зав. отделом ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, д.т.н., профессор,
Цюпа Наталья Александровна, н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, к.т.н.,
Оторвин Павел Иванович, зам.директора аглодоменного департамента по контролю качества ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»,
Степаненко Дмитрий Александрович, с.н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, к.т.н.,
Лихачев Юрий Михайлович, н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова,
Скачко Александр Сергеевич, н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, к.т.н.
Рецензент, Камкина Людмила Владимировна, декан НМетАУ, д.т.н., профессор.

новности, сопровождается интенсивным поступлением щелочных соединений в циркуляционный контур. Холодный ход печей сопровождается получением низкокремнистого чугуна и кислых шлаков и отличается меньшей скоростью удаления щелочных соединений в области фурм, в результате чего повышается их содержание в выпускаемом шлаке и уменьшается попадание их в циркуляционный контур [3]. Таким образом, удаление щелочных соединений из печи и тем самым уменьшение круговорота возможно путем соответствующего ведения шлакового режима. Однако, если учесть, что именно на шлак возложена важная задача десульфурации чугуна, то в этом плане имеются лишь узкие пределы применения шлака для удаления щелочных соединений. Если для десульфурации требуется основной шлак, то для связывания щелочных соединений необходим кислый шлак. Поэтому представляется желательным уменьшение внесения щелочных соединений в доменную печь с шихтовыми материалами.

Вынос щелочных соединений с колошниковым газом в результате сильного осевого хода печи с повышенными скоростями и температурами газа [4] приводит к необходимости дорогостоящего фильтрования, а вследствие образования NO_x при сгорании выносимых с колошниковым газом цианидов щелочных металлов ведет к повышенному загрязнению окружающей среды. Повышение выноса их через колошник ведет к образованию внепечной циркуляции щелочных соединений. Колошниковая пыль попадает на аглофабрику и снова возвращается в печь. Поэтому вывод щелочных соединений через колошник не является предпочтительным.

По типовой технологической инструкции по доменному производству [5] признаком чрезмерного накопления щелочных соединений в доменной печи, при постоянстве поступления их с шихтой, является снижение концентрации их в шлаке на 0,2–0,5% от обычного содержания с последующим возрастанием количества мусора в горне, увеличением перепада давления газа в печи, снижением газопроницаемости столба шихты, учащением оползания гарнисажа и горения фурм.

На каждом металлургическом предприятии, исходя из накопленного опыта и особенностей плавки, разработаны свои методики промывок [6, 7], составлены соответствующие графики их реализации, подобраны промывочные агенты или разработана технология их приготовления. Выполняемые при этом промывки не всегда являются эффективными, а в ряде случаев приводят и к негативному результату, вследствие чего доменные печи в течение суток могут находиться в расстроенном состоянии. Обусловлено это, в частности, отсутствием данных о характере накопления и количестве щелочных соединений в зонах циркуляции, а также отсутствием достоверных

данных о свойствах, поведении и характере воздействия промывочных материалов на различные области доменной печи. Например, для снижения концентрации щелочных соединений в доменной печи, по типовой инструкции [8], следует понизить на 1–3 смены нагрев печи (кремний в чугуне 0,5–0,6%), основность шлака до 1,1–1,15 и регулярно осуществлять промывку горна. В качестве промывочных реагентов на доменных печах чаще всего применяют сырую железную руду с кварцевой пустой породой или материалы, содержащие повышенное содержание SiO_2 , например, оливины (42–49% MgO , 41–44% SiO_2 , 6,5–7% FeO). Недостатком таких промывочных материалов является снижение основности шлака, а, следовательно, и снижение степени десульфурации чугуна.

Характер накопления щелочных соединений в доменной печи зависит от термодинамических условий ее работы, поэтому получение данных о влиянии параметров плавки и отдельных компонентов минеральной шихты на разных этапах процесса агрегатного превращения материалов в доменной печи позволит рассмотреть качественную и количественную стороны процессов адсорбции и десорбции щелочных оксидов шлаком. А выявление наиболее значимых параметров при ведении плавки с целью максимально вывода щелочных соединений со шлаком, позволит эффективно управлять процессом доменной плавки. В этой связи проведение количественных балансов щелочных соединений в доменной печи и определение распределения их между шлаком, колошниковым газом и внутренним пространством печи, позволит выполнить полный контроль над их поступлением и выведением из печи.

В июле 2016 года специалистами ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» проводилось определение расширенного химического состава материалов, поступающих в доменные печи комбината. Анализ материалов проводился лабораторией испытательного центра комбината полуколичественным методом. Исследования показали (табл.1), что все компоненты шихты содержат определенное количество щелочных соединений и цинка, которое при этом, изменяется в широком диапазоне.

Таким образом, максимальное количество щелочных соединений в доменные печи ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» поступает с железной рудой, шлаком обогащенным и коксом.

Общий баланс щелочных соединений, проведенный для доменной печи №7 за период ее работы с 01.10.2015 по 17.08.2016 (табл.2) показал, что в среднем щелочная нагрузка для этой печи составила 7,35 кг/т чугуна, при этом максимальная доходила до 10,5 кг/т чугуна. Накопление щелочных соединений варьируется в пределах от 1,1 кг/т чугуна до 6,98 кг/т, при среднем их значении 4,23 кг/т чугуна.

Таблица 1 - Содержание щелочных оксидов и цинка в шихтовых материалах
ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

№ п/п	Вид материала	Содержание, %		
		K ₂ O	Na ₂ O	ZnO
1	Агломерат АЦ МП АДД	0,07	0,24	0,120
2	Агломерат АЦ №1 АДД	0,06	0,18	0,000
3	Агломерат АЦ №2 АДД	0,07	0,12	0,000
4	Известняк	0,12	0,00	0,010
5	Руда	0,28	0,50	0,050
6	Шлак обогащенный	0,65	0,04	0,050
7	Кокс. мелочь АО «Арс.Миттал Темиртау»	1,46	0,74	0,010
8	Кокс. мелочь «Донецксталь»	2,96	1,29	0,013
9	Кокс. мелочь «Евраз ДМЗ»	1,5	1,77	0,006
10	Кокс. мелочь «Авдеевский КХЗ»	2,29	1,00	0,010
11	Кокс. мелочь ООО «Кокс»	2,25	0,70	0,008
12	Кокс. орешек ООО «Кокс»	1,99	1,01	0,009
13	Кокс АКО «Арс.Миттал Сорсинг» Китай	0,56	0,73	0,020

Таблица 2 - Общий баланс щелочных соединений для ДП №7 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

	Приход R ₂ O, кг/т	Выход R ₂ O, кг/т		Остаток R ₂ O, кг/т
		Шлак	Колошниковая пыль	
Минимальное значение	5,98	1,82	0,375	1,10
Максимальное значение	10,52	4,51	0,375	6,98
Среднее значение	7,35	2,74	0,375	4,23

Баланс щелочных соединений для печи №6 показывает, что в среднем щелочная нагрузка составляет 7,69 кг/т чугуна, выход со шлаком – 2,5 кг/т чугуна, с колошниковой пылью – 0,34 кг/т чугуна. Таким образом, накопление для печи №6 в среднем составляет 4,85 кг/т чугуна. Для печи №8 средняя щелочная нагрузка составляет 6,7 кг/т чугуна, выход со шлаком – 3,2 кг/т чугуна, с колошниковой пылью – 0,19 кг/т чугуна, накопление – 3,31 кг/т чугуна. Щелочная нагрузка для печи №8 минимальная из-за компенсации части используемого кокса природным газом. Стоит отметить, что в балансе не учтено количество щелочей, которое выносится из печи со шлаками мокрой газоочистки, из-за отсутствия соответствующих данных.

Такая высокая щелочная нагрузка привела к существенным нарушениям хода доменных печей, высокому расходу кокса (в некоторых случаях, при накоплении щелочей более 5 кг/т чугуна, расход кокса превышал 700 кг/т чугуна) и снижению производительности (рис. 1).

В сложившихся шихтовых условиях работы печи, при высокой щелочной нагрузке и накоплении щелочных соединений в контуре циркуляции выше допустимых пределов остро стоит необходимость разработки технологии выведения щелочных соединений из печи со шлаком, а также прогнозных моделей содержания щелочных соединений в шлаке, в виду отсутствия постоянного контроля его полного химического состава.

Исследование процессов формирования и взаимодействия расплавов в восстановительных условиях доменной плавки с использованием развиваемой в ИЧМ НАНУ методологии физико-химического моделирования состава и свойств расплавов позволяет с единых физико-химических позиций обобщать на новом уровне результаты различных подходов к исследованию взаимосвязи между составом, электронной структурой и свойствами соединений, а также описывать результаты ионообменных процессов между реагирующими фазами [9]. С целью определения щелочепоглотительной способности шлакового расплава, разработан показатель оценки фактических концентраций щелочных оксидов (K₂O и Na₂O) в шлаковом расплаве – «щелочная емкость», который позволяет выполнить оперативную прогнозную оценку оксидов калия и натрия в шлаковом расплаве.

Определение щелочной емкости доменного шлака позволит своевременно корректировать состав и массовое соотношение компонентов шихты для получения чугуна и шлака оптимального состава и тем самым избежать трудностей, связанных с рециркуляцией щелочных соединений. На основании корреляционно-регрессионного анализа получено эмпирическое уравнение для прогнозирования щелочной емкости доменного шлака на основе параметров межатомного взаимодействия [2].

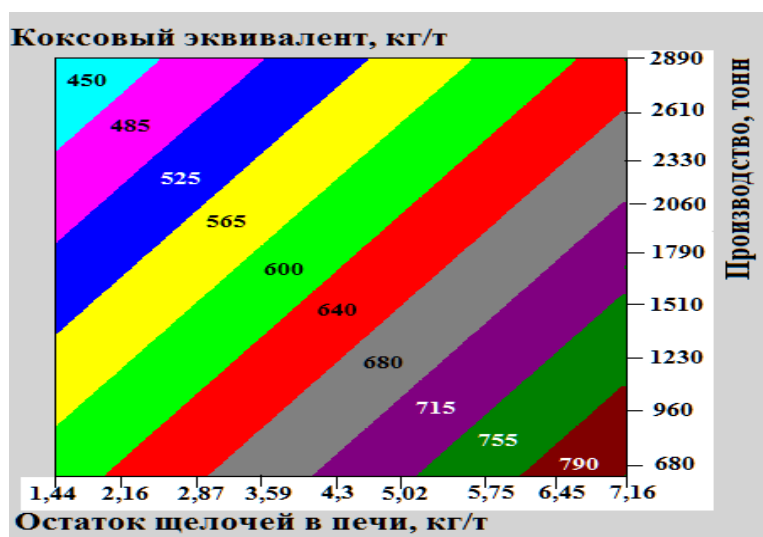


Рисунок 1 - Картосхема взаимосвязи коксового эквивалента, производства и остатка щелочей в доменной печи

Адекватность полученного уравнения подтверждена результатами анализа шлакового режима работы трех доменных печей объемом 2000, 3000 и 5500 м³, работающих в различных сырьевых и технологических условиях.

$$\text{ЩЕ} = a_0 + a_1 \times \rho + a_2 \times \Delta e + a_3 \times \Delta_{Zm} \quad (1)$$

Коэффициенты уравнения для печи №7 равны: $a_0=12,453$; $a_1=-17,571$; $a_2=-0,253$; $a_3=8,139$.

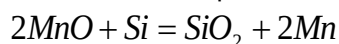
Результаты расчета щелочной емкости доменного шлака на текущих производственных данных ДП №7 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» с помощью предложенного уравнения показали высокую результативность ($R^2=0,94$) прогнозирования щелочной емкости доменного шлака (табл.3).

Таблица 3 - Результаты расчета щелочной емкости в условиях ДП №7 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

№ п/п	Параметры межатомного взаимодействия			ЩЕрасч, %	(K ₂ O+Na ₂ O)эксп, %	Отклонение, %
	Δe	ρ	Δ_{Zm}			
1	-2.4216	0.7143	0.0404	0.842	0.871	-3
2	-2.2719	0.7213	0.0376	0.658	0.650	1
3	-2.3623	0.7052	0.0390	0.975	1.025	-5
4	-2.2188	0.7058	0.0349	0.895	0.870	3
5	-2.3069	0.7208	0.0382	0.681	0.640	4
6	-2.4120	0.6988	0.0397	1.106	1.160	-5
7	-2.3109	0.7187	0.0380	0.717	0.732	-1
8	-2.4046	0.7112	0.0400	0.889	0.900	-1
9	-2.3555	0.7166	0.0390	0.774	0.760	1

Возможность удаления щелочных соединений из печи со шлаком обеспечивается при их достижении нижней части печи. Это достигается путем загрузки менее основной шихты и тем самым работы шахты с более пониженной основностью шлака. При этом, щелочные соединения уже на ранних стадиях связываются в стабильные силикаты или алюмосиликаты. Циркуляция щелочных соединений в области шахты и пластичной зоны ограничивается и вывод щелочных соединений с колошниковым газом снижается. Между коэффициентом распределения марганца между чугуном и шлаком, и содержанием оксидов калия и натрия

в шлаке существует прямая зависимость. Шлак, в котором содержится оксид марганца, всегда находится в контакте с металлом, в котором растворяется кремний. Поскольку кремний имеет большее сродство к кислороду чем марганец, то возможно протекание реакции восстановления марганца из его оксида кремнием (2). Расчет энергии Гиббса для этой реакции при температурах 1300-1500°C подтвердил протекание этой реакции в прямом направлении, то есть в сторону образования оксида кремния, который переходит в шлак и связывает щелочные оксиды.



$$\Delta G_{1573K}^0 = -180979; \Delta G_{1773K}^0 = -170852 \quad (2)$$

Таким образом, для печи №7 нами получено уравнение зависимости содержания щелочей в шлаке от коэффициента распределения марганца (3). В работах других ученых, в частности японскими учеными, получено похожее соотношение, основанное на теоретических расчетах.

$$\%K_2O = 0.15 \times (\%Mn) / [\%Mn] + 0.28 \quad (3)$$

Из вышеизложенного следует, что для удаления максимального количества щелочных соединений через шлак в нем необходимо поддерживать основность на сравнительно низком уровне и повышать содержание оксида марганца. Совместное влияние основности (CaO/SiO_2) и оксида марганца на содержание щелочных оксидов в шлаке иллюстрирует представленная картограмма (рис.4).

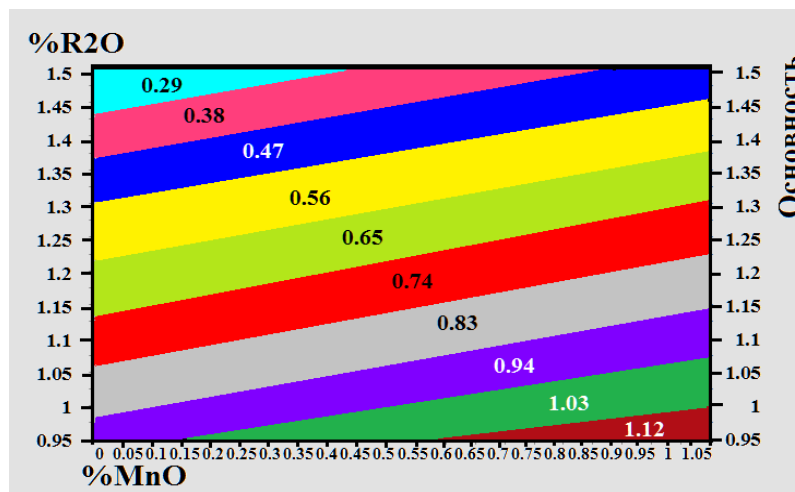


Рисунок 4 - Картограмма совместного влияния основности и оксида марганца на содержание щелочных оксидов в шлаке

С целью оперативного управления процессом доменной плавки для максимального вывода щелочных оксидов через шлак разработаны критерии и методика оценки щелочной емкости конечного доменного шлака [10, 11]. В основу разработанной методики поставлена задача определения химического состава доменного шлака, при котором будет обеспечиваться высокая эффективность удаления из доменной печи оксидов щелочных металлов и за счет этого достигнуть повышения производительности доменной печи, экономии кокса и увеличения длительности кампании. Метод оперативной оценки оптимальной щелочной емкости доменного шлака основан на взаимосвязи щелочной емкости доменного шлака и щелочной нагрузки. При этом оптимальная щелочная емкость шлака находится в пределах 70-80% от щелочной нагрузки. Оптимизируется состав шлака путем подбора его химического состава в соответствии с условием (4).

$$\begin{cases} ШЕ_{онм} = (0.7 \div 0.8) * ШН \\ ШЕ_{онм} = (a_0 + a_1 \times \rho + a_2 \times \Delta e + a_3 \times \Delta Z_m) / \left(\frac{m_{шл}}{m_{гв}} \right) \end{cases} \quad (4)$$

С целью оперативного контроля накопления щелочных соединений в доменной печи в составе системы контроля и управления шлаковым ре-

жимом доменной плавки «Шлак» разработана подсистема «Alkalies», которая на основе оценки щелочной емкости доменного шлака позволяет осуществить диагностику технологической ситуации и выдать рекомендации по оптимизации состава шлака путем корректировки состава шихты, что обеспечивает регламентированное соотношение щелочной емкости и щелочной нагрузки. Видеокадр работы подсистемы «Alkalies» представлен на рисунке 5.

Подсистема «Alkalies» обеспечивает:

- автоматизированный контроль поступления щелочных соединений в доменную печь;
- оперативный баланс и накопление щелочных соединений в доменной печи;
- определение щелочной емкости доменного шлака;
- выдачу рекомендаций по оптимизации и корректировке соответствующего состава шлака.

Для выбора оптимального химического состава доменного шлака оператору предлагается пользоваться картограммой взаимосвязи щелочной емкости, основности и оксида марганца (рис. 4). Так, например, для обеспечения щелочной емкости шлака не менее 0,74% необходимо поддерживать основность на уровне 1,05 при содержании оксида марганца 0%, или основность - 1,3 при содержании оксида марганца 1%.



Рисунок 5 - Видеокадр работы подсистемы «Шлак» - «Alkalis»

Выводы. Таким образом, разработанная подсистема «Alkalis», позволяет технологу в результате интерактивного взаимодействия принимать эффективные решения, направленные на обеспечение оптимального режима ведения доменной

плавки с целью максимального выведения щелочных оксидов с доменной печи со шлаком и тем самым минимизировать их негативное влияние на процесс плавки.

Библиографический список

1. Познание процессов и развитие технологии доменной плавки. Коллективный труд второго международного симпозиума. – г. Днепр, 2016 г. – С. 322-340.
2. Циватая Н.А. Распределение, циркуляция и баланс K_2O и Na_2O в доменной печи/ Циватая Н.А., Тогобицкая Д.Н., Белькова А.И., Ходотова Н.Е. // Материалы XIII Всеукраинской научно-практической конференции «Специальная металлургия: вчера, сегодня, завтра» - г. Киев 21 апреля 2015г. – с. 1010-1025.
3. Корякова О.Ф. Совершенствование технологии доменной плавки с целью уменьшения отрицательного влияния щелочей и цинка / О.Ф. Корякова, В.В. Щепанский, А.А. Парцевский // Черная металлургия. – 1980. – Вып. 15. – С. 13-33.
4. Гуденау Г.В. Удаление щелочей в доменной плавке / Гуденау Г.В., Йохан Г.П., Маймет Ш. // Черные металлы. – 1997. - №2. – с.14-22.
5. Типовая технологическая инструкция по доменному производству. – Днепропетровск, 1990. – 164 с.
6. Гладков Н.А. Влияние щелочей на процесс доменной плавки / Н.А. Гладков, С.А. Николаев, Л.Г. Будник // Металлургическая и горнорудная промышленность. –2004. –№2.– С. 12–14.
7. Орел Г.И. Проблемы щелочной агрессии в доменном производстве / Г.И. Орел, П.И. Оторвин, Г.П. Костенко и др. // Теория и практика производства чугуна. Сб. трудов, г. Кривой Рог. – 2004. – С. 263–266.
8. Производство чугуна в доменном цехе №2. Технологическая инструкция ТИ 228-Д 2-44-2001. – Кривой Рог, 2001. – 79 с.
9. Приходько Э.В. Прогнозирование физико-химических свойств оксидных систем / Э.В. Приходько, Д.Н. Тогобицкая, А.Ф. Хамхотко, Д.А. Степаненко. – Днепропетровск: Пороги. – 2013. – 339 с.
10. Тогобицкая Д.Н. Исследование и направленное формирование металлургических свойств щелочьсодержащих доменных шлаков / Д.Н. Тогобицкая, Н.А. Цюпа // Познание процессов и развитие технологии доменной плавки. Коллективный труд второго международного симпозиума. – г. Днепр, 2016 г. – С. 322-340.
11. Патент України UA 110572 C2 на винахід. Спосіб доменної плавки луговмісної шихти / Д.М. Тогобицька, Н.О. Цівата, А.І. Белькова, Д.О. Степаненко – заявл. 23.10.14; опубл. 12.01.16, Бюл. № 1, 2016 р.

Статья поступила 09.05.2017 г.

УДК 621.791.

Мешалкин А.П., Камкин В.Ю., Колбин Н.А., Турищев В.В., Бабенко А.В.

Проблемные вопросы использования техногенных отходов промышленного происхождения в процессах рафинирования стали

Результаты, приведенные в данной статье, свидетельствуют о перспективности предложенных способов подготовки техногенных отходов и использования в процессах рафинирования стали с учетом энергоэффективности ресурсосбережения и уменьшения вредного действия на окружающую среду.

Результати, що приведено в даній статті, свідчать про перспективність запропонованих способів підготовки техногенних відходів та використання в процесах рафінування сталі з врахуванням енергоефективності, ресурсозбереження та зменшення шкідливої дії на навколишнє середовище.

The results presented in this article indicate the promise of the proposed methods for the preparation of man-made waste and the use of steel refining processes, taking into account energy efficiency, resource conservation and reducing the harmful effects on the environment.

Состояние вопроса. Накопление техногенных отходов, как побочного продукта существующих технологий, приводит к нерациональному использованию значительных территорий для их размещения и хранения. Это сопровождается прогрессирующим загрязнением среды, окружающей промышленные предприятия и ухудшением условий жизни человека.

Важными моментами при решении задачи эффективного использования промышленных отходов является создание на их основе техногенной сырьевой базы и проведение научно-технического мониторинга для определения рациональных по затратам и достигаемым эффектам технологических решений по их использованию.

В силу инертности (или по другим причинам), активность по созданию сырьевой базы из техногенных отходов черной и цветной металлургии, их классификации и поиску эффективных технологий их утилизации проявляют только некоторые предприятия и фирмы в Украине. Несмотря на то, что их действия определяются в основном коммерческими целями, следует подчеркнуть перспективность таких решений, т.к. они обоснованы реальными фактами. С одной стороны – сокращением запасов невозобновляемых природных ресурсов, существенно снижающих сырьевую базу черной металлургии и увеличением их стоимости, а с другой – увеличением количества техногенных отходов. Так, при производстве 1 тонны стали образуется от 7 до 10 тонн отходов, с учетом всех стадий сквозной технологии, включающей добычу, обогащение руд, производство чугуна и стали, внепечную обработку, разливку и обработку металла давлением и др. Если учесть, что на предприятиях промышленности Украины утилизируется около 40% отходов, то, становится очевидным, что в скором будущем это приведет к искусственному созданию запасов техногенных

отходов, соизмеримых с некоторыми месторождениями, созданными природой. Возвращается и повторно используется в процессах черной металлургии не более 20% техногенных материалов, остальное, в основном, – в строительной индустрии.

Одним из экономических преимуществ переработки отходов шламохранилищ, расположенных на территории предприятий, с целью их повторного использования, является наличие необходимой для организации такого производства инфраструктуры, включающей транспортную, энергетическую составляющие и водоснабжение. В случае использования отходов не только металлургического, но и других производств, при производстве инновационных материалов выбор места его расположения должен определяться как экономическими факторами (расходами на встречную транспортировку одних и других отходов, необходимых для формирования составов исходной шихты на их основе), так и расположением предприятия, потребляющего новую продукцию. В 90^{-ые} годы прошлого столетия аналогичная задача по организации производства шлакообразующих смесей (ШОС) для кристаллизаторов МНЛЗ на основе гидролизного лигнина, шламов криолитового производства и др. материалов по объективным причинам была решена в пользу строительства цехов на площадях гидролизных заводов. Основным аргументом в принятии такого решения являлась высокая влажность (50 - 55%) лигнина текущего производства.

При решении задачи переработки отходов нельзя забывать, что будущее развитие существующих технологий за малоохотными и безотходными технологиями.

Задачи исследования. Основные задачи исследований при обосновании рациональной технологии утилизации промышленных отходов

Мешалкин Анатолий Павлович, доцент НМетАУ, к.т.н.,
Камкин Владимир Юрьевич, аспирант НМетАУ,
Колбин Николай Алексеевич, к.т.н., доц., доцент НМетАУ
Турищев Виктор Владимирович, соискатель НМетАУ
Бабенко Александр Викторович, к.т.н., доц., доцент НМетАУ
Рецензент Иващенко Валерий Петрович, проректор НМетАУ, д.т.н., профессор

можно сформулировать, как создание на первом этапе исследования надежной классификации отходов по их количеству, исходным физико-химическим свойствам и возможным достигаемым эффектам. На следующих – разработка конкурентноспособных, ресурсосберегающих, энергоэффективных, экологически безопасных технологических решений комплексного использования техногенных отходов, включающих физико-химическое обоснование рациональных составов исходных шихт на основе материалов-отходов, более полное использование потенциала вторичной энергии отходов при их тепловой обработке и разработка эффективных способов их применения [1].

Основанием для разработки инновационных материалов на основе техногенных отходов различного происхождения, которые могут быть эффективно использованы для рафинирования стали при ее выплавке и внепечной обработке, являются результаты предыдущих исследований. В них с физико-химической, технологической и экономической сторон обоснованы рациональные исходные составы и параметры комплексной технологии переработки ряда промышленных отходов и возобновляемых углеродсодержащих материалов растительного происхождения [2].

Методика и результаты исследования. Повышение эффективности технологии производства качественного металла связано с выбором рациональных схем и способов борьбы с вредными примесями на всех стадиях производства стали с минимизацией затрат времени, сырья и энергоресурсов. Применение новых шлакообразующих рафинировочных материалов на основе техногенных отходов возможно при более полном использовании их индивидуальных и приобретенных в процессе их совместной тепловой обработке полезных свойств и вторичной энергии. Алгоритм получения опытных шлакообразующих материалов рафинирующего назначения описан в более ранних публикациях [3-5].

На основе данных о составах реагентов, используемых на практике для рафинирования стали в плавильном агрегате и ковше составлены ориентировочные составы минеральной основы опытных ШОС, обеспечивающие требуемые физико-химические свойства шлака и их функциональное назначение:

- для дефосфорации: CaO – 45-48%; SiO₂ – 22-25%; Al₂O₃ – 21 - 23%; FeO – 8-10%; MnO -2-5%; MgO -0,5 - 1%;

- для десульфурации: содержание CaO, SiO₂, Al₂O₃, MnO и MgO – те же, что для дефосфорации; FeO – 4 – 6%.

Для получения опытных количеств шлакообразующих смесей способом тепловой обработки в условиях недостатка кислорода использованы следующие компоненты-отходы: шлак кислородно – конвертерного производства; пыль газоочистных устройств производства извести; шлак

ферромарганца, полученный методом алюминиотермии; микрокремнезем (~ 0,1 мкм) – отход производства карбида кремния и углеродсодержащий материал растительного происхождения (УСМРП) – смесь шелухи риса, овса, лузги подсолнечника и разнотравья сорнякового типа, в равном весовом соотношении. Количество кремнезема, необходимое для получения заданного модуля основности шлакового расплава, образуется в результате окисления кремния расплава при кислородной продувке железоуглеродистого расплава (~ 0,250 кг). Недостающее количество кремнезема вводилось в исходную перед тепловой обработкой шихту компонентов – отходов в виде микрокремнезема, являющегося отходом производства карбида кремния.

Количество углеродсодержащих компонентов (сверх 100% минеральной основы), необходимое для получения заданного содержания углерода в опытных смесях определялось, исходя из необходимости получения содержания углерода в ШОС для дефосфорации (ШОС-Р) ~ 4,2%; для десульфурации (ШОС-S) ~ 9,5% с учетом влажности смеси материалов растительного происхождения ($W_c \sim 29\%$) и содержания в ней летучих веществ ($V_f \sim 61\%$), удаляемых при тепловой обработке. Содержание оксидов в минеральной части ШОС-Р и ШОС-S после высокотемпературного обжига смеси исходных компонентов - отходов при 900°C и коэффициенте избытка кислорода ($\alpha_{O_2} = 0,85$), установленное химическим анализом, составило в %:

- ШОС-Р: CaO – 43,7; SiO₂ – 22,1; Al₂O₃ - 23,5; $\Sigma(\text{FeO} + \text{MnO})$ – 11,2; MgO – 0,40; $\Sigma(\text{N}_2\text{O} = \text{K}_2\text{O})$ - 0,15.

- ШОС-S: CaO – 47,2; SiO₂ – 23,9; Al₂O₃ - 22,5; $\Sigma(\text{FeO} + \text{MnO})$ – 5,60; MgO – 0,60; $\Sigma(\text{N}_2\text{O} = \text{K}_2\text{O})$ 0,10.

С целью получения более полной информации о кинетике перевода в шлак фосфора и серы и возможности проведения последующего сравнительного анализа полученных данных высокотемпературное моделирование процесса рафинирования металлических расплавов проводили на модели конвертера и ковша. При решении поставленной задачи на базе индукционной печи ЛПЗ – 67 использовали лабораторный конвертер емкостью 40 кг и 40 кг высокотемпературную модель сталеразливочного ковша, расходные бундлы с опытными ШОС целевого назначения (ШОС – Р и ШОС -S) в виде брикетов или гранул, пневмосхему для подачи сыпучих реагентов, дутьевые устройства для продувки конвертерной ванны кислородом сверху и аргоном снизу. В качестве объекта рафинирования при проведении плавов в лабораторном конвертере использовали железоуглеродистый расплав, полученный плавлением металлошихты на основе чугуна (77%) и стального лома (23%) – 30,5 кг чугуна и 9,5 кг лома.

Для уточнения особенностей и механизма десульфурации металла перед проведением сравнительных и опытных плавов корректировали состав жидкого металла по расплавлению металлошихты, повышая концентрацию серы в нем до 0,07%. Стальной полупродукт, полученный после проведения плавки в лабораторном конвертере (обезуглероживания, дефосфорации), перед проведением десульфурации в ковше корректировали по содержанию серы, увеличивая ее концентрацию также до ~ 0,07%. Этот прием был использован с учетом данных, полученных в [6], свидетельствующих о значительном снижении до 3-5 ppm/мин скорости десульфурации стали на

УКП при содержания серы в металле ~ 0,025%. Использование расплава с таким низким содержанием серы затрудняет возможность уточнения механизма десульфурации стали и ее особенностей. Сохранение исходной высокой концентрации серы в металлических расплавах необходимо и для получения возможности сравнительной оценки результатов кинетики десульфурации стали в конвертере и ковше.

Составы чугуна, лома и железоуглеродистого расплава (объекта рафинирования в конвертере) по расплавлению в печи ЛПЗ – 67 и после его корректировки по содержанию серы приведены в таблице 1.

Таблица 1. Химический состав металлических шихтовых материалов и железоуглеродистых расплавов

Материал	Массовая доля элементов				
	C	Si	Mn	P	S
Чугун	3,85	0,35	0,30	0,10	0,035
Лом	0,10	0,20	0,50	0,01	0,07
Металл по расплавлению металлошихты	2,9	0,30	0,34	0,075	0,044
Расплав после корректировки состава	2,80	0,29	0,35	0,060	0,070
Стальной полупродукт	0,12	0,06	0,09	0,015	0,070*

Содержание активного кислорода в стальном полупродукте для рафинирования в ковше при 1650 °С составляло 940 ppm.

Выбор режимов продувки и вида дутья для рафинирования металлического расплава в конвертере (сравнительная и опытная плавка) и ковше (опытные плавки), а также рациональных размеров опытных гранул ШОС ЦН обоснованы, исходя из опыта ведения шлакового режима в конвертере и на УКП в промышленных условиях и на основании следующих соображений.

Вдувание порошкообразных десульфураторов в потоке кислорода, вдуваемого через верхнюю фурму, с образованием высокотемпературной реакционной зоны нецелесообразно. Поэтому при проведении сравнительной плавки в лабораторном конвертере шлакообразование вели с использованием кусковых шлакообразующих материалов, которые ассимилировались шлаковым расплавом. Повышение его окисленности достигалось за счет приближения реакционной зоны взаимодействия окислительного дутья с металлическим расплавом к границе раздела металл-шлак.

Инжекция дисперсных реагентов - десульфураторов в объем металлической ванны в струе кислорода технологически оправдана при выплавке стали в конвертерах донного дутья, условия которой из-за низкого содержания оксидов железа в шлаке позволяют ускорить растворение кусковой извести в шлаке только в заключительном периоде продувки при содержании углерода в металле менее 0,015%. Это уменьшает время интенсивного удаления серы и, практически все-

гда, приводит к передуву плавки. Поэтому ввод опытной дисперсной ШОС – S осуществляли в струе с низким окислительным потенциалом газа (90% Ar + 10% O₂), истекающего через донную

фурму. Интенсивное образование капель активного шлака, в пределах образующейся зоны внедрения газопорошковой струи, обеспечивается, по нашему мнению, содержанием в рафинирующей смеси оксидов железа и кислородом дутья. Следует отметить, что при выплавке углеродистой стали в конвертерах с донной подачей порошкообразной извести в струях кислорода создаются благоприятные условия для шлакообразования уже на начальной стадии этого процесса.

На практике в течение первой 1/2—2/3 длительности продувки в конвертерах с донной продувкой ванны порошкообразную известь с добавкой плавикового шпата вводят со струями кислорода. Размер частиц извести, при этом, составляет от 0,15 мм и менее до 1,5-2,0 мм, ее расход составляет 40—70 кг/т, возрастаая при увеличении содержания кремния в чугуне. Расход плавикового шпата достигает 4 кг/т [7].

При проведении рафинирования железоуглеродистого расплава от фосфора и серы в лабораторном конвертере использовали кусковую известь и плавиковый шпат (сравнительная плавка) и опытные рафинирующие смеси (ШОС–P и ШОС–S в виде брикетов и гранул (опытные плавки)).

При десульфурации расплава применяли брикеты ШОС–S, присаживаемые на четвертой минуте одной порцией, металлическую ванну продували кислородом через фурму, расположенную

в крайнем нижнем положении. После окончания продувки ванны кислородом (11^{ая} минута) металлургический расплав выпускали в лабораторный ковш, футеровка которого была предварительно разогрета до ~ 950°C. Время выпуска составляло около 1^{ой} минуты. На 12^{ой} минуте отбиралась последняя проба металла и шлака.

Выбранный интервал значений удельных расходов несущего газа обоснован, исходя из необходимости инъекции в объем ванны заданных количеств порошкообразных реагентов для дефосфорации и десульфурации металла за время продувки. При этом, интенсивность дутья обеспечивала также и примерно одинаковое отношение длины зоны внедрения газовой (или газопорошковой) струи к глубине ванны для реальных условий донной кислородной продувки. Следовательно, сохранялась идентичность гидродинамики ванны и, соответственно, условий доставки реагирующих компонентов из объема ванны к месту протекания реакции, определяющих их механизм, контролируемые звенья и особенности кинетики в различные периоды проведения опытной плавки.

С учетом расчетного соотношения количества извести, необходимой для удаления заданных количеств фосфора и серы (2,6 : 1), определили,

что для удаления фосфора необходимо ввести в расплав 360 г CaO и 140 г для десульфурации металла, что соответственно в пересчете на удельный расход ($Q_{расч}^i$) составило в кг/т: $Q_{расч}^{CaO} = 9$ и $Q_{расч}^{CaO-S} = 3,5$.

Для формирования основного шлака при верхней продувке ванны лабораторного конвертера технически чистым кислородом с удельным расходом $25 \cdot 10^{-3}$ м³/мин использовали кусковую известь фракции 5 – 8 мм. В качестве разжижающей добавки – плавиковый шпат фракции 3-5 мм. При проведении опытного рафинирования железоуглеродистого расплава в конвертере использовали брикетированные смеси (ШОС–Р и ШОС–S на основе извести, УСМРП и шлама ККП, которые присаживаются на поверхность ванны согласно разработанному алгоритму ведения шлакового режима.

Сравнительную и опытную плавки на модели конвертера проводили согласно классической технологии кислородно-конвертерного процесса с верхней продувкой (табл.2). При дефосфорации металла фурму поднимали в крайнее верхнее положение (90-100 калибров), а во время его десульфурации (с 5^{ой} минуты продувки) – опускали в крайнее нижнее положение (30-40 калибров).

Таблица 2 Условия проведения исследований по рафинированию металла на высокотемпературных моделях конвертера и ковша

Агрегат	Тип плавки	Исследуемый процесс	Рафинирующая смесь	Расходы флюсов, кг/т	Тип дутья	Уд. расход газа, м ³ /мин
конвертер	сравнительная	дефосфорация	CaO _{куск} + CaF ₂	9,5+0,55	O ₂ сверху 100%	25·10 ⁻³
конвертер	сравнительная	десульфурация	CaO + CaF ₂	3,5+0,2	O ₂ сверху 100%	22,5·10 ⁻³
конвертер	опытная	дефосфорация	ШОС – Р брикеты	11,6	90% O ₂ +10% Ar	25·10 ⁻³
конвертер	опытная	десульфурация	ШОС – S брикеты	4,4	90% Ar +10% O ₂	22,5·10 ⁻³
конвертер	опытная	дефосфорация + десульфурация	ШОС–Р→S	12,4 +4,6	(1-4) мин 90%O ₂ + 10% Ar (5-12) – 90% Ar + 10% O ₂	22,5·10 ⁻³

Удельный расход кислорода составлял для периодов дефосфорации и десульфурации с применением кусковой извести $25 \cdot 10^{-3}$ м³/мин. Для периода десульфурации на плавках с применением брикетированных ШОС - S, расход кислорода уменьшали до $22,5 \cdot 10^{-3}$ м³/мин. Это, при сохранении достаточно интенсивной циркуляции металла и шлака, очевидно, должно привести к снижению угара железа в период продувки расплава при снижении в нем содержания углерода. Возможность снижения удельного расхода кис-

лорода до указанного выше предела обосновывается введением в состав шлакообразующей смеси оксидов железа и марганца в количестве 5,6%, что ускоряет ассимиляцию CaO в образующемся покровном шлаке окислительного периода. В качестве объекта десульфурации использовали стальной полупродукт, состав которого близок металлическому расплаву, полученному в ДСП перед сливом в ковш (аналог стали С82). Десульфурация стального полупродукта проведена в 40 кг лабораторном ковше.

В практике внепечного рафинирования стального полупродукта шлакообразующие смеси обычно присаживают на выпуске стали в ковш и затем инжектируют в объем ванны в струях аргона в соотношении 2:1. Согласно данным [8] для стального полупродукта, содержащего 0,012 – 0,017% серы, при реализации указанных технологических приемов расходы шлакообразующих составляли ~ 8 кг/т на выпуске и ~ 1,7 кг/т на УДМ. Снижение содержания серы от начального за счет инжектирования смеси составило на УДМ и за счет покровного шлака на выпуске стали в среднем составило 0,005%. Доля покровного шлака в достигнутой десульфурации при этом составляла 0,003%, за счет обработки металла в ковше 0,002%. Таким образом, применение ИРС – 2(А) позволило им увеличить количество удаленной серы на 66,7%.

Для получения результатов высокотемпературных исследований десульфурации, сравнимых с условиями выплавки в конвертере и при внепечной обработке металла, расходы извести (кусковой или входящей в опытную ШОС ЦН) составляли для конвертера (дефосфорация + десульфурация) примерно 12,5 кг/т стали; для обработки стального полупродукта в ковше (только десульфурация) – около 3,5 кг/т.

Следует отметить, что разделение общего количества извести и, соответственно опытных ШОС ЦН, необходимых для проведения дефосфорации и десульфурации с изменением их удельных расходов по ходу рафинирования металлических расплавов в конвертере является условным и принято в работе с целью изучения рассматриваемых процессов в условиях изменения их скоростных характеристик. Если рассматривать характерные периоды выплавки стального полупродукта, то более высоким расходам кусковой извести или брикетов ШОС ЦН соответствуют наиболее благоприятные условия для ассимиляции покровным шлаком компонентов смеси: высокие окислительные потенциалы дутья и ШОС, повышение температуры металла и шлака в период интенсивного обезуглероживания ванны и высокой скорости дефосфорации металла. Таким образом, увеличение удельного расхода ШОС–Р в первом периоде плавки было принято для более раннего наведения активного основного шлака и, в дальнейшем, для обеспечения более интенсивной и полной десульфурации металла. Таким образом, условными периодами мы обозначили интервалы времени более интенсивного удаления фосфора - первый период и серы - второй. Реализация такого алгоритма рафинирования отражает и непосредственно связана с изменением состава и свойств ШОС, определяющих ее целевое назначение и видом дутья - его окислительным потенциалом, изменение которого связано с решением конкретной задачи.

При проведении десульфурации стального полупродукта на модели ковша применяли дис-

персную опытную смесь ШОС–S на основе пылевидных отходов производства извести, лигнина и шламов ККП и металлотермии ферромарганца. Опытные ШОС–S вводились в ванну через донную фурму в струе газа с низким окислительным потенциалом.

С учетом дисперсного вида используемых для получения опытных ШОС ЦН исходных компонентов-отходов и трудностью формирования в процессе их совместного обжига мелких гранул ШОС с постоянным составом и свойствами, был обоснован их рациональный размер, составляющий 0,8 - 1,0 мм, при площади сечения сопла 4,15 мм² ($d_c = 2,3$ мм). В предварительных опытах была подтверждена возможность транспорта необходимого для рафинирования количества опытных дисперсных ШОС ЦН (до 20-25 кг/т стали) при данном интервале отношений размеров дисперсных частиц ШОС и диаметра сопла, равном $2,8 \div 2,3$ кг/т стали. После совместного обжига исходных компонентов содержание фракции 0,8 - 1,0 мм в опытной шлакообразующей смеси составило около 90%. Создание огромной реакционной поверхности в зоне внедрения газопорошковой струи, а также наличие необходимого окислительного потенциала системы, по видимому, должно привести к быстрому образованию в объеме ванны активных по отношению к фосфору или сере микрообъемов жидкой шлаковой фазы. По - видимому, процессы взаимодействия этих активных микрообъемов с фосфором и серой металлической ванны, а после ассимиляции их образующимся покровным шлаком и процессы на границе шлак-металл, обеспечивают достигаемый суммарный эффект рафинирования металла.

Выбор фракционного состава порошкообразных материалов зависит от параметров дутья. Удельный расход несущего газа, определяемый его давлением на срезе сопла и его проходным сечением (и количеством донных фурм) должен обеспечить транспорт заданного количества смеси за время процесса (удельный расход смеси). Анализ данных практики ковшевого рафинирования позволяет предположить, что ввод в ванну фракций порошкообразного реагента с минимально возможными размерами более рационально вводить в пузырьковом и переходном режиме истечения газа. Очевидно, что при таком дутьевом режиме обеспечить высокие удельные расходы смеси можно при увеличении времени процесса, что приведет к снижению производительности УКП. При увеличении интенсивности дутья возможно достижение значительно более высоких удельных расходов смеси на 1 м³ несущего газа. В этом случае максимально возможный диаметр порошкообразной частицы ШОС должен определяться как через соблюдение определенного отношения диаметр частицы к внутреннему диаметру сопла, так физическими свойствами ШОС, определяющими механизм их

работы в расплаве (через их растворение или плавление к образованию капель активного шлака). Изменение скорости несущего газа, в свою очередь, приведет к изменению соотношения вкладов объемной и на границе шлак – металл рафинирования. Очевидно, что увеличение интенсивности дутья приведет к уменьшению вклада объемного рафинирования за счет уменьшения времени активного жизненного цикла частиц в объеме ванны сталеплавильного агрегата или ковша. Изменение интенсивности продувки ванны газопорошковыми струями приводит к перераспределению долей вредной примеси, которые взаимодействуют со шлаком в активных микрообъемах ванны и в активной зоне на границе покровной шлак-металл, изменяя среднюю суммарную скорость рафинирования.

Таким образом, регулирование содержания $\Sigma(\text{FeO}+\text{MnO})$ в опытных смесях и окислительного потенциала несущего газа, являющихся основой ведения шлакового режима, последовательно обеспечивающей как глубокую дефосфорацию в конвертере, так и десульфурацию металла при выплавке и внепечной обработке за счет интенсивного протекания реакций в объеме ванны и на границе шлак-металл.

Ввод опытных дисперсных шлакообразующих осуществляли через донную фурму, установленную в футеровки по центру днища. Это, согласно с данными [7] обеспечивает по сравнению с верхней продувкой значительное (в 10-20 раз) увеличение поверхности контакта газ-металл и интенсивности перемешивания ванны. Следует ожидать, что использование в составе ШОС ЦН пылевидной CaO из циклонов газоочистки печей обжига известняка приведет, при донной подаче смеси, к практически полному растворению большей части пылевидной CaO , входящей в состав ШОС с образованием активных капель шлаковой фазы в прилегающих к реакционной зоне слоях металлической ванны.

Высокий окислительный потенциал системы при чисто кислородной продувке позволяет эффективно проводить только дефосфорацию металла как в объеме ванны, так и на границе шлак – металл. Следует ожидать, что снижение окислительного потенциала дутья путем разбавления кислорода аргонном, а также обоснованный выбор состава опытной смеси увеличат вероятность использования части ее десульфурующего потенциала в объеме ванны. Функциональное назначение оксидов железа и марганца опытной смеси, а также 10% кислорода дутья в этом случае будет заключаться в быстром растворении частиц извести с образованием в микрообъемах ванны шлаковых частиц, активных по отношению к сере металла. Для этого варианта продувки время жизненного цикла таких частиц и их активного взаимодействия в объеме ванны будет в основном определяться параметрами дутья или со-

отношением длины проникновения газопорошковой струи в объеме ванны ($L_{\text{пр.}}/H_{\text{в}}$).

Предварительные расчеты показывают, что реальные количества извести, вводимые при рафинировании металла от фосфора и серы завышены по сравнению с их количеством, необходимым для полного перевода их в соответствии со стехиометрией этих реакций, более чем в 1,5 раза. Если такое увеличение извести при производстве стали в кислородных конвертерах с верхним дутьем оправдано и вызвано неполной ее ассимиляцией шлаковым расплавом и значительной нейтрализацией SiO_2 (особенно при высоких содержаниях кремния в чугуне), то для донной газопорошковой продувки, по нашему мнению, используемые расходы несколько завышены. Поэтому при выполнении экспериментальной части работы количество вводимой в стальной полупродукт мелкодисперсной извести, учитывая достаточно низкое содержание кремния в рафинируемом металле, уменьшено до расходов, являющихся средними из опыта рафинирования стального полупродукта на УПК твердыми шлакообразующимися смесями.

При решении конкретной задачи по десульфурации предварительно дефосфорированного стального полупродукта для уменьшения содержания оксидов железа, которые при чисто кислородном дутье не успевают прореагировать с углеродом ванны и переходят в шлаковую фазу, кислородное дутье, по аналогии с десульфурацией на модели конвертера, при проведении рафинирования разбавляли аргонном (90% Ar + 10% O_2). На основе анализа данных о донной подаче порошкообразной извести в струе кислорода можно ожидать, что образование шлаковых частиц с высоким десульфурующим потенциалом будет происходить уже в первичной высокотемпературной реакционной зоне (более 2000°C). Снижение окислительного потенциала дутья за счет увеличения в нем доли инертного газа до 90%, согласно расчетам теплового баланса процесса, обеспечит компенсацию охлаждающего эффекта от продувки ванны нейтральным газом и потерь теплоты на нагрев порошкообразных компонентов.

Таким образом, возможность эффективного удаления из металла фосфора и серы при использовании опытных шлакообразующих реагентов будет определяться их составом при обеспечении необходимого окислительного потенциала дутья. Количество оксидов (FeO , SiO_2 , MnO , Al_2O_3 и др.), необходимых для интенсивной ассимиляции инжектируемых в ванну частиц CaO и создания на их основе с заданной температурой плавления, обеспечивается в основном исходным компонентным составом шихты перед ее обжигом и, частично, окислением части примесей ванны кислородом дутья. В дальнейшем, после растворения пироуглерода ШОС ЦН в прилегающих объемах металлической ванны, его восста-

новительное воздействие обеспечит снижение содержания активного кислорода в микрообъемах ванны. С точки зрения термодинамики процесса, это является благоприятным фактором ускорения реакции десульфурации в объеме ванны. Завершение процесса очистки металла от серы будет происходить на границе раздела металл-шлак с участием образующегося покровного шлака, т.е., по классической схеме десульфурации стали с участием образующегося покровного шлака.

Реализация предлагаемой схемы рафинирования стали, включающая подачу порошкообразной ШОС ЦН в струе несущего газа с заданным окислительным потенциалом, исключает недостатки процесса в донной подачей порошкообразной извести в потоке кислорода и варианта с применением кусковой извести, при реализации которого по условиям шлакообразования для обеспечения необходимой степени удаления серы продувку ванны необходимо продолжать до содержания углерода 0,05% и ниже.

Библиографический список

1. Использование комплекса техногенных отходов в качестве шлакообразующих материалов в сталеплавильных процессах Перескока В.В., Мешалкин А.П., Камкина Л.В., Камкин В.П. Теория и практика металлургии, 2012. - № 4. - С. 107 – 110.
2. А.П. Мешалкин, Л.В. Камкина, Н.А. Колбин, О.Г. Безшкуренко, Я.С. Сеницын. «Концепция выбора рациональных составов рафинирующих смесей на основе техногенных отходов, способов их тепловой обработки и применения в основных процессах производства черных металлов». Теория и практика металлургии, № 1-2, Днепропетровск, 2017. с. 108-114.
3. Мешалкин А.П., Колбин Н.А., Камкин В.П., Гришин А.М. Энергоресурсосберегающие технологии получения и применения порошкообразных материалов заданных составов свойств в черной металлургии. Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия» №1, 2009г., с.76-78.
4. Мешалкин А.П., Колбин Н.А., Камкин В.П., Гришин А.М. Энергоресурсосберегающие технологии получения и применения порошкообразных материалов заданных составов свойств в черной металлургии. Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия» №1, 2009г., с.76-78.
5. Мешалкин А.П., Сокур Ю.И., Камкина Л.В., Мешалкин В.А. Использование вторичных энергоресурсов при восстановительно-тепловой обработке ряда техногенных отходов. «Системные технологии» Региональный межвузовский сборник научных трудов. № 4 (93) 2014 г. с. 156-162.
6. В. М. Сафонов, А. Г. Ковалев, С. Ю. Волков Технологические аспекты внепечной обработки стали в ЭСПЦ Краматорского машиностроительного завода «ЭНЕРГОМАШСПЕЦСТАЛЬ» // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Металургія. – Донецьк: ДонНТУ, 2007. – Вип. 9 (122). – С. 59-70.
7. Арсентьев П.П., М.П. Квитко. Конвертерный процесс с донным дутьем. М. Металлургия, 1983. 128 с.
8. Анищенко Н.Ф., Ильяшенко Б.Ф., Сотников Е.Н., Климов Ю.В. и др. Десульфурация стали в процессе инжестирования рафинировочного шлака на установке доводки металла. Металлургическая и горнорудная промышленность. 2006. - № 7. – С. 193 – 195.

Статья поступила 05.05.2017 г.

УДК 669.84.244.66

Пройдак Ю.С., Камкін В.Ю., Камкіна Л.В., Безшукурєнко О.Г.*

Наближення реакцій дегазації сталі до рівноваги при вакуумуванні в ковші

Проаналізовано розвиток реакції окислення вуглецю під вакуумом. Як показали результати моделювання реакція видалення водню близька до рівноваги, а кисню - далека від рівноваги. Для видалення водню в бульбашки аргону необхідно збільшувати витрати аргону, а кисню - площу поверхні бульбашок аргону.

Проанализировано развитие реакции окисления углерода под вакуумом. Как показали результаты моделирования реакция удаления водорода близка к равновесию, а кислорода – далека от равновесия. Для удаления водорода в пузырьки аргона необходимо увеличивать затраты аргона, а кислорода – площадь поверхности пузырьков аргона.

The development of the reaction of oxidation of carbon under vacuum is analyzed. As shown by the simulation results, the hydrogen removal reaction is close to equilibrium, and oxygen is far from equilibrium. To remove hydrogen in the bubbles of argon, it is necessary to increase the costs of argon, and oxygen - the surface area of the bubbles of argon.

Аналіз стану питання. Основою процесів зневуглецювання в сталеплавильних агрегатах є потоки кисню з газової фази в шлак і метал, і витрання кисню на накопичення в шлаку, металі та окислення вуглецю і домішок. Рушійною силою перенесення є різниця відповідних потенціалів в фазах, які реагують. Процеси переносу кисню, вуглецю і теплової енергії, які здійснюються в промислових агрегатах за рахунок різниці потенціалів, є нерівноважними і протікають у відкритих системах. Незворотність реальних нерівноважних процесів супроводжується зміною ентропії, яка при цьому неминуче збільшується.

Обов'язковою умовою виробництва якісної і високоякісної сталі є ковшова обробка. Одним з поширених методів ковшової обробки є вакуумування в ковшах з одночасною продувкою металу інертним газом, зазвичай аргонном. Одна з основних цілей вакуумування - це зниження вмісту в металі розчинених газів - водню, кисню і, по можливості, азоту. Істотним показником ефективності процесу дегазації є повнота завершення реакцій, яка може бути оцінена за величиною наближення цих реакцій до рівноваги.

Викладення результатів дослідження. У даній роботі за результатами моделювання на тематичній моделі [1] зроблена оцінка наближення реакцій дегазації до рівноваги і з'ясовані фактори, що впливають на неї. Розрахунки теплообміну показали, що прогрів бульбашки аргону відбувається при граничних умовах першого роду, і час його нагрівання до температури металу становить 0,2-0,4 секунди, інші процеси не лімітуються. Згідно з розрахунками, масообмін газів в бульбашці з металом протікає при значеннях числа Біо дифузійного – Bi_D менше 0,2, що свідчить лише про зовнішнє лімітування, тобто стадію, що визначає швидкість процесу, є дифузія через прикордонний шар. Це відповідає відомим літератур-

ними даними [2,3], згідно з якими лімітуючою ланкою процесів дегазації є перехід реагентів через прикордонний шар на міжфазному кордоні між металом і газовою фазою.

При побудові динамічної моделі за її основу була прийнята відома модель вакуумного зневуглецювання [1] та доповнена процесом одночасного продування металу аргонном. До основних положень цієї моделі можна віднести такі:

- процеси масообміну металу з бульбашкою аргону при його спливанні, що відбуваються з газом, нагрітим до температури металу, і лімітуються тільки зовнішньою дифузією
- в зв'язку з інтенсивним перемішуванням склад металу за його обсягом вважається постійним;
- видалення розчинених газів відбувається за такими статтями витрат: в бульбашки CO, в бульбашки аргону і через поверхню металу вільну від шлаку.

При відхиленні системи від рівноваги виникають потоки речовин з металу в газову фазу, які пропорційні відповідним коефіцієнтам масовіддачі – β (м/с) і різниці концентрацій речовин в металі рівноважної з газовою фазою. При малих концентраціях речовин їх активності можуть бути замінені концентраціями (кг/м^3). При цьому потік i -го компонента з металу в газову фазу буде визначатися рівнянням

$$j_i = \beta_i ([G]_i - [G]_{\text{рівн},i}), \text{ кг/(м}^2 \cdot \text{с)}. \quad (1)$$

Концентрації водню, азоту і кисню, рівноважні з газовою фазою будуть знаходитися з виразів:

$$[H]_{\text{рівн}} = K_H \cdot \sqrt{P_{H_2}}, \quad (2)$$

$$[N]_{\text{рівн}} = K_N \cdot \sqrt{P_{N_2}}, \quad (3)$$

$$[O]_{\text{рівн}} = \frac{P_{CO}}{[C] \cdot K_C}, \quad (4)$$

де K_H , K_N та K_C - константи рівноваги реакцій розчинення водню, азоту і окислення вуглецю.

*Пройдак Юрій Сергійович, проректор НМетАУ, д.т.н., професор,
Камкін Володимир Юрійович, аспірант НМетАУ,
Камкіна Людмила Володимирівна, декан НМетАУ, д.т.н., професор,
Безшукурєнко Олексій Георгійович, ст.викладач НМетАУ.

Рецензент Чернятевич Анатолій Григорович, зав.відд. ІЧМ НАН України ім.З.І.Некрасова, д.т.н., професор.

При розрахунку потоку кисню вважалося, що разом з ним дифундує еквівалентна маса вуглецю. Маса речовин, які перейшли в газову фазу за певний період – τ (час впливання бульбашок CO і аргону, час контакту відкритої поверхні металу з газовою фазою) будуть

$$m_H = \int_0^\tau \beta_H ([H] - [H]_{\text{різн.}}) S_H d\tau, \quad (5)$$

$$m_N = \int_0^\tau \beta_N ([N] - [N]_{\text{різн.}}) S_N d\tau, \quad (6)$$

$$m_{CO} = 1,75 \int_0^\tau \beta_O ([O] - [O]_{\text{різн.}}) S_{CO} d\tau, \quad (7)$$

де S_i – площа поверхні розділу фаз, зайнята потоком речовини i . У першому наближенні прийнято, що ці площі пропорційні відповідним потокам

$$S_i = \frac{j_i}{\sum j_i} S_p, \quad (8)$$

де S_p – повна поверхня контакту метал - газова фаза.

Маси водню і CO, які дифундують в газову фазу, по кожній з статей дифузії – k будуть

$$m_{Hk} = \int_0^\tau \beta_{Hk} ([H] - [H]_{\text{eqk}}) S_{ik} d\tau, \quad (9)$$

$$m_{COk} = 1,75 \int_0^\tau \beta_{Ok} ([O] - [O]_{\text{eqk}}) S_{ik} d\tau. \quad (10)$$

Парціальний тиск даного газу в відповідній газовій фазі розраховувався за виразом

$$P_i = \frac{(m_i/M_i) \cdot P}{\sum (m_i/M_i)}, \quad (11)$$

де P – загальний тиск в газовій фазі з урахуванням зміни гідростатичного і капілярного тиску по глибині, M – молекулярна маса даного газу. При розрахунку парціального тиску газів, що переходять в бульбашку аргону враховувалася і маса аргону в бульбашці.

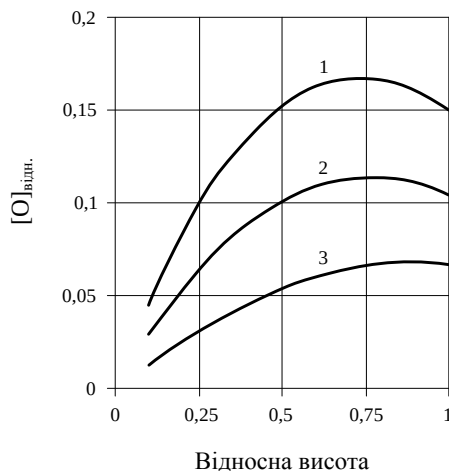
Склад металу розраховувався як різниця початкового вмісту видаляемого газу $[G]_n$ і маси газів, що видаляються в газову фазу за всіма статтями

$$[G] = [G]_n - \sum_{i=1}^k \int_0^\tau \frac{m_i(\tau) \nu_p N_p}{V_M} d\tau, \quad (12)$$

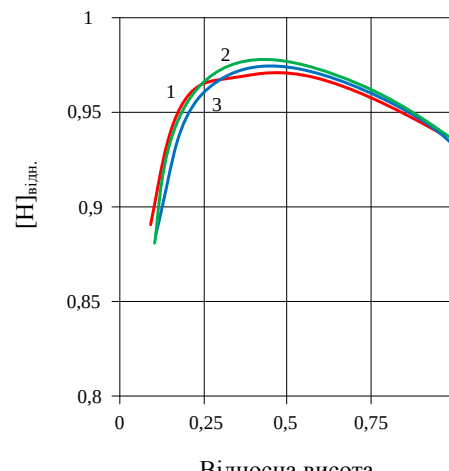
де ν_p – частота утворення бульбашок CO або аргону, що виходять з одного сопла; N_p – кількість бульбашок, що виходять на міжфазну поверхню металу. При видаленні газів через відкриту поверхню ν_p та N_p не враховувались.

Як видно з виразу (1) інтенсивність потоків речовин пропорційна різниці фактичної і рівноважної концентрацій. Отже, управляти процесом дегазації можна, вибираючи оптимальні умови наближення системи до рівноваги (рис.1). Як показник наближення системи до рівноваги прийнято відношення вмісту газу в металі, рівноважне з парціальним тиском цього газу у відповідній газовій фазі, до фактичного його вмісту в металі

$$[G]_{\text{відн.}} = [G]_{\text{різн.}} / [G]_i. \quad (13)$$



а



б

Рисунок 1 – Вплив числа сопел у вставці на наближення до рівноваги реакцій видалення кисню – а

і водню – б; кількість сопел: 1 – 20, 2 – 10, 3 – 1

У початковій стадії видалення газів, коли в бульбашці або над поверхнею металу даний газ відсутній, його парціальний тиск дорівнює нулю і рівноважний з ним вміст газу також дорівнює нулю, отже, і це відношення також дорівнює нулю. При досягненні в металі концентрації, рівноважної з вмістом даного газу в газовій фазі, це відношення дорівнює одиниці. З метою пошуку можливих оптимальних режимів дегазації металу було прове-

дено математичне моделювання впливу різних технологічних факторів на наближення системи до рівноваги. Кількість сопел в продувальній вставці впливає на наближення до рівноваги реакцій видалення кисню (у вигляді CO) і водню по висоті шару металу при їх дифузії в бульбашки аргону (рис. 1). Збільшення кількості сопел при однаковій витраті аргону призводить до зниження розмірів бульбашок і, як наслідок, зростання зага-

льної площі поверхні. Реакція видалення кисню (зневуглецювання) далека від рівноваги і на повноту її завершення істотне значення справляє загальна поверхня бульбашок. Реакція видалення водню, навпаки, близька до рівноваги, і площа поверхні бульбашок практично не впливає. Як показало моделювання, видалення водню в бульбашку аргону пропорційно його витраті.

Швидке наближення реакції видалення водню до рівноваги пов'язано з низькою його масовою розчинністю в залізі і, як наслідок, з низьким рівноважним парціальним тиском водню в бульбашках аргону і CO.

Оцінка наближення до рівноваги реакцій видалення кисню, азоту та водню на десятій хвилині процесу вакуумування (рис. 2) показала, що найближче до рівноваги знаходиться реакція видалення водню, надалі - реакція видалення кисню, реакція видалення азоту займає проміжне місце.

Зміна парціального тиску газів в бульбашці аргону при спливанні в вакуумі показало, що в цьому випадку парціальний тиск водню також швидко досягає свого граничного значення і при подальшому підйомі практично не змінюється (рис. 3). Парціальний тиск CO проходить через максимум. У другій половині спливання парціальний тиск падає, так як загальний тиск знижується, а дифузія не встигає компенсувати це зниження.

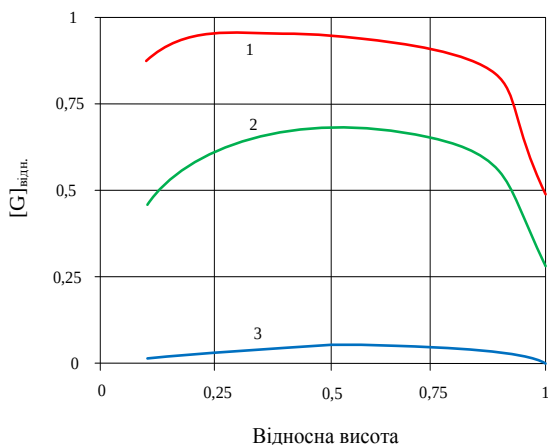


Рисунок 2 – Наближення до рівноваги реакцій видалення водню - 1, азоту - 2, кисню - 3.

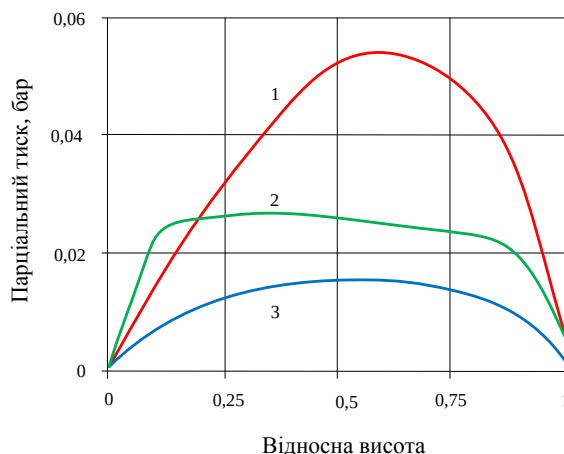


Рисунок 3 – Парціальний тиск газів в бульбашці аргону по ходу спливання: 1 – CO, 2 – H₂, 3 – N₂.

В процесі спливання вміст газів в бульбашці аргону змінюється (рис. 4). Вміст CO в міхурі весь час помітно зростає, в той час як вміст водню істотно зростає тільки в верхніх горизонтах металу при низьких загальних тисках в бульбашці. Все це дозволяє пояснити суттєве наближення реакції видалення водню до рівноваги і досить слабе наближення для реакції зневуглецювання.

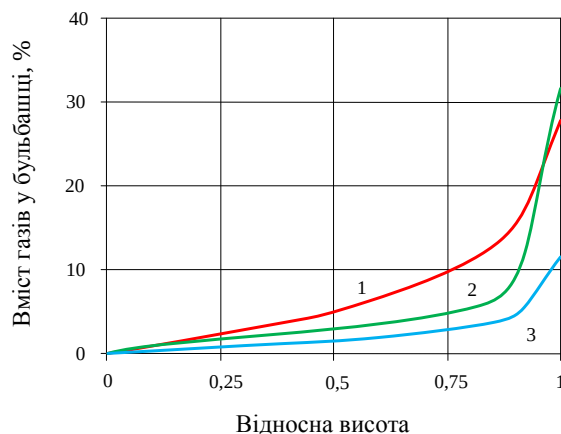


Рисунок 4 – Вміст газів у бульбашці аргону: 1 – CO, 2 – H₂, 3 – N₂

Величина наближення до рівноваги робить істотний вплив на долю видалення газів за статтями: в бульбашки CO, в бульбашки аргону і через відкриту поверхню металу. На рис. 5 наведено дані видалення водню за статтями при вакуумуванні, з якого випливає, що збільшення витрат аргону з 0,1 до 0,25 м³/хв підвищує його видалення в бульбашки аргону, приблизно, вдвічі, але при цьому падає частка видалення в бульбашки CO. Основною статтею є видалення через поверхню металу (60 – 70 %).

У зв'язку з цим для забезпечення високого ступеня реалізації раскислительной здатності вуглецю в умовах вакууму необхідно: застосовувати

основну футеровку сталерозливних ковшів, до складу якої входять важко відновлювані оксиди; підтримувати високу основність шлаку і мінімальний вміст оксидів заліза в ньому; перемішувати розплав в ковші інертним газом для полегшення умов зародження продуктів реакції окислення вуглецю.

Як показує практика, при вмісті вуглецю в сталі близько 0,50% за рахунок вакуумно-вуглецевого розкислення концентрацію кисню в металі вдається знижувати до 0,002–0,003%, що нижче рівноважної з вмістом кремнію, але вище рівноважної з розчиненим у металі алюмінієм. Тому при введенні кремнію в метал після вакуумно-вуглецевого розкислення первинні ендогенні включення не утворюються. За рахунок зниження вмісту розчиненого в металі кисню шляхом розкислення вуглецем під вакуумом подальше облягати розкислення протікає з мінімальним вигаром розкислювачів. Такий спосіб обробки рекомендується для виробництва вільної від великих оксидних включень і їх локальних скупчень особливо чистої сталі.

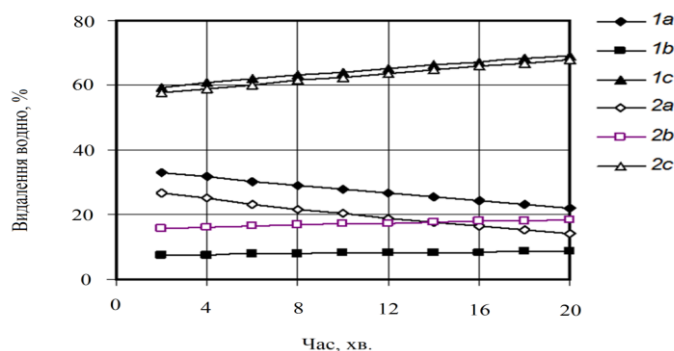


Рисунок 5 – Вплив витрати аргону на видалення водню за статтями:

а - в бульбашки CO,
б - в бульбашки аргону,
в - через відкриту поверхню;
витрата аргону: 1 – 0,1, 2 – 0,25 м³/хв.

Для запобігання надмірно бурхливого розвитку під вакуумом реакції окислення вуглецю проводять часткове розкислення сталі шляхом підвищення в ній вмісту кремнію і (або) алюмінію. Завдяки перемішуванню металу і застосуванню порівняно невеликої кількості розкислювачів, можливе досягнення такого ж високого ступеня чистоти сталі по оксидним включенням, як і при вакуумуванні сталі в нерозкисленому виді.

Висновок. Як показали результати моделювання, реакція видалення водню близька до рівноваги, а кисню - далека від рівноваги. Для видалення водню в бульбашки аргону необхідно збільшувати витрату аргону, а кисню - площу поверхні бульбашок аргону.

Бібліографічний список

1. Яковлев Ю.Н., Величко А. Г., Камкина Л.В. Математическая модель окисления углерода при вакуумной обработке стали в ковшах. // Вестник приазовского государственного технического университета. - Вып. № 10 - 2000. Мариуполь. - ПГТУ, 2000. - С. 45 - 52.
2. Явойский В. И., Явойский А. В. Научные основы современных процессов производства стали. М.: "Металлургия", 1987, 184 с.
3. Кнюппель Г. Раскисление и вакуумная обработка стали, М.: "Металлургия", 1973, 312 с.

Стаття надійшла 01.05.2017 р.

УДК 669.84.244

Мяновская Я.В.*.

Управление содержанием фосфора при выплавке марганцевых ферросплавов

Показано, что одним из возможных направлений интенсификации процесса термической дефосфорации, реализуемого посредством перевода фосфора в газовую фазу, может быть высокотемпературная обработка марганцеворудного сырья парами воды при одновременном создании восстановительных условий.

Показано, що одним з можливих напрямків інтенсифікації процесу термічної дефосфорації, що реалізується завдяки переводу фосфору в газову фазу, може бути високотемпературна обробка марганцеворудної сировини парами води при одночасному створенні відновлюваних умов.

It is shown that one of the possible directions of the intensification of the thermal dephosphoration process realized by transferring phosphorus to the gas phase can be high-temperature treatment of manganese ore with water vapor, while creating recovery conditions.

Введение. Увеличение спроса на стали с низким содержанием фосфора привело к возрастающему вниманию к решению вопросов его удаления. Для низколегированных сталей процесс удаления фосфора проводят в окислительных условиях. Высоколегированные стали, содержащие элементы с высоким сродством к кислороду, не могут обрабатываться в окислительных условиях, сопровождающихся угаром легирующих. В связи с этим снижение фосфора в высоколегированных сталях может быть достигнуто использованием материалов с низким содержанием фосфора, либо смешиванием высокофосфористого легированного расплава и низколегированного расплава с низким содержанием фосфора после проведения окислительной дефосфорации. Используется обработка высокофосфористого расплава флюсами с высокой фосфидной емкостью на основе натрия, бария, металлического кальция или его карбида, либо созданием условий, при которых удаление фосфора происходит в виде газообразных соединений. Выбор методов дефосфорации связан не только с достижением высокой степени дефосфорации, но и возможностью включения в технологическую схему с минимальными затратами.

Традиционное использование в процессах внепечной обработки ферросплавов определяет важность решения вопросов повышения их качества, главным образом, по содержанию фосфора. Установленные предельные содержания фосфора в ферросплавах при снижении содержания марганца в концентратах, затрудняет производство этих сплавов по содержанию фосфора.

При выплавке силикомарганца с содержанием марганца в концентрате 30% отношение $\%P/\%Mn$ должно быть равно не более 0,002. При этом его уменьшение в концентрате на 1% приводит к снижению производительности электрической печи на 2-3 %. Никопольские марганцевые руды

имеют высокое абсолютное (0,2-0,25%) и относительное ($\%P/\%Mn = 0,006-0,01$) содержание фосфора, что исключает непосредственное получение низкофосфористых ферросплавов из марганцевых концентратов. Применение магнитогравитационных и флотационных методов обогащения марганцевых руд не обеспечивает требуемого снижения в них фосфора. Это обстоятельство требует применять дорогой способ дефосфорации путём непрерывной восстановительной плавки концентратов и получения малофосфористого марганцевого шлака МФШ (0,03%P). Подшихтовка большого количества малофосфористого шлака делает производство силикомарганца экономически невыгодным (убыточным). Поэтому проблема фосфора при выплавке марганцевых сплавов в настоящее время является актуальной для производства.

Полученные автором данные свидетельствуют о том, что в рудах Никопольского месторождения фосфор проявляется в двух основных формах: индивидуализированные кальциевые фосфаты – курсит, франколит; органические фосфатизированные остатки – спиккули губок, остатки костистых рыб, раковины и др., связанные с пустой породой и редко встречающиеся в рудных минералах в виде единичных включений; фосфор, входящий в состав марганцеворудных минералов. Основное количество фосфора в марганцевых концентратах относится ко второй группе. Поэтому теоретические и экспериментальные исследования для практики получения малофосфористых марганцевых концентратов и ферросплавов имеют важное практическое значение.

Формы проявления фосфора в марганцевых рудах. Авторы [1] указывают на наличие в марганцевых рудах:

- графтонита $(Fe, Mn, Ca)_3(PO_4)_2$;
- венцелита $(Mn, Fe, Mg)_3(PO_4)_2 \cdot 5H_2O$;
- стюартита $Mn_3(PO_4)_2 \cdot 4H_2O$,

*Мяновская Яна Валериевна, докторант НМетАУ, к.т.н.

Рецензент Чернятевич Анатолий Григорьевич, зав.отд.ИЧМ им.З.И.Некрасова НАН Украины, д.т.н., профессор.

- манганопатита $(\text{Ca}, \text{Mn})_5(\text{PO}_4)_3(\text{F}, \text{OH})$;
 - фэйрфильдита $\text{Ca}_2\text{MnP}_2\text{O}_8 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$;
 - фтор- и хлоропатита $\text{Ca}_5(\text{PO}_4)_3\text{F}$, $\text{Ca}_5(\text{PO}_4)_3\text{Cl}$
- и др.

Другие фосфорсодержащие рудные минералы: курсит $\text{Ca}_8(\text{PO}_4)_4(\text{CO}_3)\text{F}$ [2], франколит $\text{Ca}_{10}\text{F}_2\text{CO}_3\text{P}_6\text{O}_{24} \cdot \text{H}_2\text{O}$ [3], $(\text{Ca}, \text{H}_2\text{O})_{10}(\text{F}, \text{OH})_2(\text{PO}_4)_2(\text{CO}_3)_6$ [4], которые концентрируются в лёгкой фракции с удельным весом 2,89-3,20 г/см³. Однако значительная часть фосфатного вещества, находящегося в тонкодисперсном состоянии, связана с марганцевыми минералами и концентрируется в тяжёлых рудных фракциях с удельным весом более 3,4 г/см³.

Значительная часть фосфора в Никопольских марганцевых рудах (манганит-пиролюзитовых) тесно связана с минералами марганца [5] и фосфор при различных методах обогащения практически не отделяется от них. По данным [6] химическая связь фосфора с рудными минералами имеет адсорбционный характер. Однако, при оптимальных условиях выщелачивания степень удаления фосфора достигает 30-40% от общего содержания в исходной руде.

При формировании марганцеворудного месторождения связь фосфора с минералами обеспечивал коллоидный кремнезём [7] $\text{SiO}_2\text{MnOHPO}_4^{2-}$, $\text{SiO}_2\text{FeOHPO}_4^{2-}$. В процессе преобразования рыхлых осадков в осадочные горные породы происходила рекристаллизация осадков, образование минералов, конкреций, гидратация или дегидратация (обезвоживание), цементация осадков. Уплотнение под действием веса осадочных образований, залегающих выше (главные процессы — перегруппировка частиц), привело к образованию жёстких гелей и фосфор покрывался тонким слоем аморфного кремнезёма, устойчивого к действию некоторых минеральных кислот. Для удаления фосфора эта оболочка может быть разрушена обжигом с каустиком и содой [8] при температуре $>800^\circ\text{C}$, что является основой дефосфорации марганцевых руд гидрометаллургическим методом ДМетИ.

Исследования [9] показали, что при механических методах обогащения по мере роста извлечения марганца в концентрат увеличивается извлечение фосфора. Это объясняется тесной связью фосфора с марганцем и близкими флотационными свойствами карбонатов и свободных фосфатов. Дробление руд до -3 мм не улучшает результаты гравитационного обогащения.

Промышленный опыт обогащения и исследования показывают малую эффективность флотационных методов обогащения для снижения содержания фосфора в концентрате, что подтверждает тесную связь фосфора с марганцевыми минералами [10,11,12]: в фосфористой массе часто содержатся включения гидрослюд, кальцита, полевых шпатов, глауконита, минералов марганца и глинистого вещества. Детально изучено поведение отдельных фосфатов, выделенных из

шламов промывки, однако эти данные не оказывают практического влияния на разработку технологий обогащения промытых руд для получения малофосфористых концентратов.

В рудах Никопольского месторождения основным минералом является манганокальцит, фосфор в карбонатных рудах представлен не только фосфатами, но и имеет кристаллохимическую связь группы (PO_4^{3-}) . Определение типа координационно-связанных анионов Mn, Ca, Fe, Al ортофосфатной группы PO_4^{3-} позволит произвести физико-химическое обоснование выбора реагентов для дефосфорации марганцевых руд и концентратов и учёта особенностей поведения фосфора при выплавке ферросплавов. В гаусманите марганцеворудного агломерата практически полностью отсутствует фосфор [14], что свидетельствует о слабой химической связи фосфора с марганцем.

При дегидратации некоторых фосфидов четырёхвалентных металлов при 270°C происходит бурная реакция с выделением PH_3 и H_2 [13], что может свидетельствовать о водородной связи в марганцевых рудах, поскольку гидроксильные группы могут оказывать влияние на удаление фосфора из марганцевых руд в процессе их агломерации и при выплавке ферросплавов в виде фосфористого водорода. Опыт выплавки марганцевых ферросплавов показывает, что при выплавке силикомарганца около 70-80% фосфора восстанавливается и переходит в сплав, а 20-30% удаляется с колошниковыми газами и пылью [15].

Полученные данные показывают, что в марганцевых рудах Никопольского месторождения рудные минералы имеют фосфор, который удалить гравитационными методами обогащения практически невозможно, что вызывает необходимость применения гидрометаллургических и химических методов обогащения. Однако в руде встречаются обособленные фосфорсодержащие вещества, представленные фосфатом кальция. В этой связи для теории и практики выплавки марганцевых ферросплавов необходимо выяснение термодинамических и кинетических условий взаимодействия этих фосфатов с минеральными компонентами марганцевых концентратов и с углеродистым восстановителем.

Результаты экспериментальных исследований. Изучена возможность удаления фосфора в газовую фазу в процессе термической подготовки карбонатных марганцевых руд при наличии в шихте в качестве восстановителя твердого углерода и природного газа, а в качестве интенсифицирующей добавки — водяного пара. Была оценена термодинамическая вероятность протекания реакций при термической обработке карбонатной руды в присутствии природного газа и водяного пара. Высокий восстановительный потенциал газовой фазы, создаваемый за счет наличия продуктов крекинга метана и окиси углерода,

обеспечивает условия для восстановления фосфата кальция. Избыток водорода в газовой фазе и регенерация водорода за счет взаимодействия паров воды с углеродом способствуют переходу фосфора в газовую фазу в виде P_2 . Малые значения констант равновесия для реакций восстановления водородом с образованием фосфористого водорода дают возможность не учитывать образования PH_3 в газовой фазе, во всяком случае в условиях металлургических процессов. Образование фосфина возможно в верхних горизонтах печи за счет взаимодействия P_2 с водой и углеродом кокса. Ускорению восстановления ортофосфата кальция способствует введение флюсующих добавок, например кремнезема.

Особенно успешно фосфат кальция восстанавливается углеводородами. Так, при температуре 1573 К удаляется до 90% фосфора. В газовую фазу переходит практически весь водород метана, процесс восстановления осуществляется высокоактивным углеродом, образовавшимся в результате крекинга метана. До оплавления фосфата (1573 К) восстановление идет преимущественно углеродом, а при более высоких температурах, когда образуется расплав фосфатов, восстановление происходит за счет водорода. В последнем случае восстановление протекает с меньшей скоростью, чем при восстановлении металлургическим коксиком.

Прямое восстановление фосфата осуществляется с помощью углерода по известной двух-

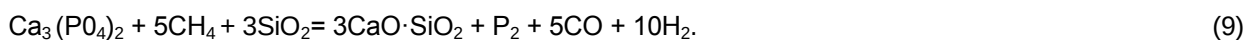
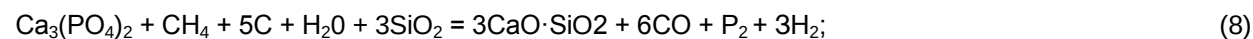
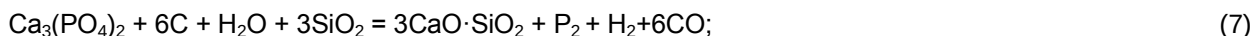
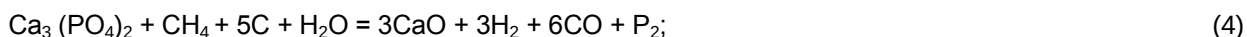
стадийной схеме восстановления – косвенного восстановления монооксидом углерода и реакции Бэлла-Будуара. Лимитирующим этапом является регенерация окиси углерода. Скорость регенерации зависит от активности угля и увеличивается при ее возрастании. Образующийся при крекинге метана высокоактивный углерод ускоряет восстановление, ускоряя интенсивность процесса в целом.

Интенсификации процесса способствует также окисление выделяющихся при восстановлении паров фосфора при температурах более холодных участков печи (670—870 К) парами воды в присутствии твердого углерода до P_2O_5 , что выводит один из продуктов реакции из зоны реакции и сдвигает равновесие реакции в сторону образования P_2 .

Водяной пар взаимодействует с углеродом кокса по реакции

$H_2O(г) + C(тв) = H_2(г) + CO(г)$. Более полному протеканию реакции способствует увеличение температуры. Растет и восстановительный потенциал газовой фазы: на один объем водяного пара образуются два объема идеального водяного газа, что предотвращает вторичное окисление образовавшегося при восстановительном обжиге карбонатного марганцевого концентрата манганозита.

На основании вышесказанного термодинамически анализировались реакции, возможные при обжиге карбонатного марганцевого сырья:



В табл. 1 приведены результаты расчетов изменения ΔG° в интервале температур 1073—1673 К при восстановлении трикальцийфосфата метаном и углеродом в присутствии паров воды и кремнезема. Одновременно были подсчитаны значения теоретической температуры начала восстановления при $\Delta G^\circ = 0$.

Анализ полученных данных показал, что значения изменения изобарных термодинамических потенциалов уменьшаются при увеличении температуры. Метан является в термодинамическом

отношении лучшим восстановителем ортофосфата кальция, чем углерод. Реакция углеродотермического восстановления получает развитие при температурах выше 1680 К. Доля участия этой реакции в восстановлении трикальцийфосфата в фосфорной печи составляет менее 1%. Ввод SiO_2 , водяного пара в шихту при восстановлении $Ca_3(PO_4)_2$ метаном дает теоретическую температуру начала восстановления при 1380–1300 К (реакции 8, 9 в табл. 1).

Таблица 1 - Изменение изобарных термодинамических потенциалов исследованных реакций (1 – 9)

Реакция	Уравнение изменения ΔG_T^0 $\Delta G_T^0 = \Delta H_{298}^0 - T\Delta S_{298}^0$, кДж/моль	Т, К, при $\Delta G_T^0 = 0$	ΔG_T^0 , кДж/моль, при Т, К			
			1073	1273	1473	1673
1	1795—1,065Т	1685	652,25	439,25	226,25	13,25
2	1870—1,137Т	1645	649,99	422,59	195,19	-32,20
3	1927—1,190Т	1619	650,13	412,13	174,13	-63,87
4	2001—1,270Т	1576	638,29	384,29	130,29	-123,71
5	2169—1,456Т	1490	606,71	315,51	24,31	-266,89
6	1524—1,056Т	1443	390,91	179,71	-31,49	-242,69
7	1654—1,190Т	1390	377,13	139,13	-98,87	-336,87
8	1730—1,250Т	1384	388,75	138,75	-111,25	-361,25
9	1898—1,459Т	1301	332,49	40,69	-251,11	-542,91

Таким образом, проведенные термодинамические расчеты подтверждают возможность восстановления фосфора из содержащегося в карбонатных марганцевых концентратах трикальций-фосфата при термической обработке их с применением продувки слоя шихтовых материалов природным газом и паром.

Для подтверждения теоретических расчетов подвергался обжигу карбонатный марганцевый концентрат Никопольского месторождения в трубчатой вращающейся печи длиной 1500 и диаметром в свету 300 мм. Концентрат (Mn 26,3%; P 0,24 %; SiO₂ 11,15%; CaO 12,65 %; MgO 3,12% ; ППП 32,1 %; P/Mn = 0,00813) обжигали природным газом, который вводился через центральную торцевую горелку. Для продувки слоя материала природным газом и водяным паром в печь по ее длине вводилась металлическая труба, в которой были просверлены отверстия диаметром 3 мм каждое по всей длине от заваренного конца трубы.

Было исследовано четыре варианта обжига концентрата: 1-й - с подачей в шихту углеродистого восстановителя в количестве 5 % от веса концентрата; 2-й - в присутствии восстановителя с одновременной продувкой слоя материала природным газом и паром; 3-й - без углеродистого восстановителя с продувкой слоя природным газом и паром; 4-й - с продувкой слоя природным газом. Для всех вариантов обжига максимальная температура материала в печи находилась в пределах 1223—1323 К, расход газа через торцевую горелку составлял 5—7, для продувки слоя - 4 м³/ч. Расход воды достигал 20 кг на 1 т обожженного продукта. В обожженном концентрате определялось содержание фосфора.

Полученные данные показывают (табл. 2), что процесс дефосфорации происходит во всех вариантах обжига. В случае продувки слоя материала смесью природного газа и пара в присутствии твердого восстановителя достигалась наибольшая степень дефосфорации карбонатного концентрата.

Таблица 2 - Результаты опытной дефосфорации исходной руды

Вариант	Содержание, %		P/Mn · 10 ⁻⁴	ε _p , %
	Mn	P		
1	38,55	0,219	56,9	30,5
2	42,1	0,216	50,3	38,2
3	38,8	0,212	54,7	32,8
4	40,4	0,226	59,4	27,0
Сравнительный	26,3	0,214	81,3	-

Пробы обожженных продуктов всех вариантов исследовались минералогически. В случае обжига карбонатного марганцевого концентрата в присутствии восстановителя продукт обжига представлял собой сплошную рудную массу темно-серого и черного цвета, плохо раскристаллизованную, без видимых минеральных зерен или кристаллов. Рентгеноструктурный анализ показал наличие в ней гаусманита, твердого раствора CaO · MnO и SiO₂. Пробы остальных вариантов имели серовато-зеленую и чисто зеленую окраску. Бурая окраска каймы окисления тяготела

больше к внешней зоне кусков. Проба представлена в основном манганозитом, состоящим из неправильной формы лапчатых выделений, промежутки между которыми заполнены твердым раствором CaO · MnO и силикатами марганца. Присутствовал также и SiO₂ в виде обломочных зерен кварца и небольшое количество гаусманита.

Исследованы особенности формирования металлической фазы и распределения фосфора между фазами в продуктах обжига (в присутствии углеродистого восстановителя) оксидного и кар-

бонатного концентратов, характеризующихся соответственно химическими составами, %: $MnO_{\text{общ}}$ - 44,85; SiO_2 - 13,32; $Fe_{\text{общ}}$ - 2,3; CaO — 2,24; MgO — 0,84; Al_2O_3 1,8; P - 0,222 и $Mn_{\text{общ}}$ - 26,52; SiO_2 — 19,14; $FeO_{\text{общ}}$ - 1,18; CaO - 10,73; MgO - 1,85; Al_2O_3 - 0,84; P - 0,189.

Микрорентгеноспектральным анализом выявлены основные особенности формирования металлической фазы и распределения фосфора между фазами. Температура обжига 1100°C , принятая в качестве исходной, соответствует началу шлакообразования в изучаемых пробах и заметному восстановлению трикальцийфосфата, входящего в состав фосфорсодержащих минералов марганцевых руд. При исследованиях образцов, обожженных при температуре 1150°C установлено наряду с рудными зернами наличие фаз, типичных для марганецсодержащих расплавов - манганозита, силикатов марганца и марганцево-силикатного (оксидный концентрат) или кальциево-силикатного (карбонатный концентрат) стекла. Фосфор, как выявлено микрорентгеноспектральным анализом, концентрируется главным образом в стеклофазе (0,9 - 1,0% P_2O_5), содержание его в силикатах марганца незначительно (~0,1% P_2O_5). Отчетливо проявляется его взаимосвязь с кальцием. Закись железа проявляется в двух фазах расплава - манганозите (2,1%) и силикатах (1,2%).

Присутствие в шихте углеродистого восстановителя, контакт его с железосодержащими минеральными фазами способствует образованию первичной металлической фазы при сравнительно низких температурах. Следует отметить, что обжиг при температуре 1150°C способствует тому, что в отдельных микрообъемах расплава создаются условия для практически полного извле-

чения фосфора в металлическую фазу при снижении его концентрации в оксидных расплавах до уровня фона. Корольки металла при температуре 1150°C , исходя из данных микроанализа, представляют собой двухфазные образования - твердый раствор фосфора в железе и фосфиды, выделяющиеся на границе, в связи с интенсивным развитием восстановительных процессов с участием железа и марганца. Так, в структуре металла при температуре 1400°C установлены четыре четко различающиеся фазы: две карбидные с переменным составом по марганцу и железу, «светлая» сложного состава и фосфидная, представленная фосфидами железа и марганца при существенном преобладании последних.

Данные количественного микрорентгеноспектрального анализа структурных составляющих металлических корольков в продуктах восстановительного обжига оксидного (числитель) и карбонатного (знаменатель) концентратов приведены в таблице 3.

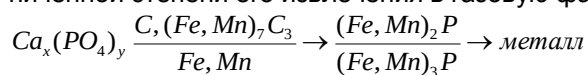
Сопоставляя данные таблицы с диаграммами состояния $Mn-P$ и $Fe-P$, фосфидную фазу можно ориентировочно определить как бинарную систему $(Mn, Fe)_2P$ и $(Mn, Fe)_3P$. Характерно отсутствие фосфора в карбидной фазе, в то же время незначительное количество его установлено в «светлой» фазе, которая близка к стехиометрии железо-марганцевых карбосилицидов. Количественное соотношение содержаний углерода (8 - 9%) и суммарного содержания железа и марганца (91%) в карбидной фазе позволяет отнести ее к сложному карбиду $(Fe, Mn)_7C_3$. Полученные данные свидетельствуют о роли карбидов железа и марганца в процессе восстановления фосфора.

Таблица 3 - Распределение компонентов между фазами в продуктах обжига марганцевых руд

Фаза	Массовая доля элементов, %				
	Mn	Fe	Si	C	P
Карбидная фаза 1	81 / 82	10 / 9	-	8 / 8	-
Карбидная фаза 2	79 / 78	12 / 12	-	8 / 9	-
Светлая	75	17	2,5	5-6	0,5
Фосфидная	68 / 70	13 / 12	04 / -	-	18 / 18

* В образце карбонатного концентрата фаза не обнаружена.

Непосредственная близость фосфорсодержащих фаз к минералам железа и марганца в сочетании с восстановительными условиями способствует первостепенному развитию процесса восстановления фосфора карбидами железа и марганца с образованием фосфидов. Ассимиляция последних металлической фазой приводит к перераспределению фосфора из оксидных фаз в металлическую корольки и, как следствие, к ограниченной степени его извлечения в газовую фазу



В образцах карбонатного концентрата, обожженного при температурах $1100-1300^\circ\text{C}$, выявлены отдельные микрообласти, обогащенные фосфором и кальцием. Согласно данным микрорентгеноспектрального анализа их можно отнести к группировкам, соответствующим фосфатам кальция, сохранившимся вблизи температуры ликвидус. По-видимому, перераспределение восстановленного фосфора из этих фаз в газовую более вероятно.

Вывод. Результаты исследований дают основание полагать, что создаваемая при продувке слоя материала природным газом или смесью природного газа и пара атмосфера, имея высокий

восстановительный потенциал, способствует успешному протеканию восстановительных процессов и предотвращает вторичное окисление марганцевого концентрата, полученного в результате предварительного нагрева при продувке природным газом и водяным паром, позволяет выплавлять стандартные по содержанию фосфора марганцевые ферросплавы без подшихтовки передельного малофосфористого шлака.

Особенность физико-химических процессов при восстановительном обжиге марганцевородного сырья, заключается в одновременном протекании процессов восстановления фосфора из минералов на основе трикальцийфосфата и формирования металлической фазы, которая от-

рицательно влияет на эффективность извлечения фосфора в газовую фазу.

Одним из возможных направлений интенсификации процесса термической дефосфорации, реализуемого посредством перевода фосфора в газовую фазу, может быть высокотемпературная обработка марганцевородного сырья парами воды при одновременном создании восстановительных условий.

Библиографический список

1. Бетехин А.Г. Промышленные марганцевые руды СССР. – М.: Изд-во АН СССР, 1946.
2. Мильнер Р.С., Георгиевский М.В. Оприродение фосфора в рудах Никопольского месторождения. / Обогащение руд. - № 4(52). – 1964.
3. Фомин Я.И. Обогащение марганцевых руд. // Труды ин-та «Механобр». – Вып. 132. – Л.: Изд-во ин-та «Механобр», 1963.
4. Ван Везер. Фосфор и его соединения. Изд-во иностранной литературы. – М., 1962.
5. Кармазин В.И. Оsvязи фосфора с минералами марганца в марганцевых рудах. // Известия АН СССР. Серия геологическая. - № 4. – 1950.
6. Грязнов В.И., Левина Ф.З. О марганцевых рудах Никопольского месторождения. // Известия АН СССР. Серия геологическая. - № 2. – 1956.
7. Гасик М.И., Кучер А.Г. К вопросу о природе фосфора в марганцевых рудах / Сб. «Металлургия и коксохимия». - № 3. - 1966.
8. Kapungo S.B., Sant B.R. Уменьшение содержания фосфора в различных высокофосфористых марганцевых рудах Индии путём обжига с углекислым натрием. Э.И.ЦМ, №21, 1972, 17.
9. Шорникова А.С., Тищенко К.И. Исследование обогатимости карбонатных руд Чиатурского месторождения и характер распределения основных компонентов в продуктах обогащения. / Сб. «Марганец», Тбилиси. -№ 1. - 1968.
10. Фомин Я.И. и др. Технологические схемы глубокого обогащения окисных марганцевых руд Никопольского месторождения / Труды V научно-технической сессии ин-та «Механобр». – Т. 11. – 1966.
11. Харламов В.С., Киринос Э.Г. О распределении фосфора при флотации марганцевых шламов. / Сб. «Обогащение полезных ископаемых». Изд-во «Техника», Киев. - № 2. – 1967.
12. Харламов В.С., Пирогова В.В. Природа и поведение фосфора при обогащении марганцевых руд Никопольского месторождения. / Сб. «Обогащение полезных ископаемых». Изд-во «Техника», Киев. - № 9. – 1971.
13. Кунаев А.М. и др. Исследование влияния некоторых факторов на извлечение фосфора в газовую фазу и ванадия в сплав при восстановлении фосфорита с различными видами кварцитов. / Труды ин-та металлургии и обогащения АН КазССР. - № 4. – 1972.
14. Сорокин К.Г. Исследование и разработка процесса получения предвосстановленного марганцевого сырья для производства ферросплавов. Автореферат диссертации на соискание учёной степени канд. техн. наук. И-н им. Байкова А.А. АН СССР. М., 1971.
15. Овчарук А.Н., Чепеленко Ю.В., Матющенко В.И. и др. Технологические особенности выплавки товарного силикомарганца в закрытых печах РКЗ-16,5 и РПЗ-48. / Тезисы докладов первой научно-технической конференции ферросплавщиков Украины. – Днепропетровск, 1972.

Статья поступила 01.05.2017 г.

УДК 669.84.244

Величко О.Г., Камкина Л.В., Токарев С. І., Ісаєва Л.Є., Великонська Н.М.*

Використання гідрометалургійних методів для вилучення компонентів залізовмісних відходів

При побудові діаграм потенціал металу — рН середовища отримані відомості про термодинамічну стабільність вибраних металів у ряді середовищ і про термодинамічну рівновагу між металом, його іонами в розчині або нерозчинними продуктами реакції.

При построении диаграмм потенциал металла – рН среда получены ведомости о термодинамической стабильности выбранных металлов в ряду сред и о термодинамическом равновесии между металлом, его ионами в растворе или нерастворимыми продуктами реакции.

Got taking about thermodynamics stability of the chosen metals in a number of environments and about a thermodynamics equilibrium between a metal, his ions in solution or insoluble products of reaction.

Вступ. Комплексне використання сировини, як ресурсозберігаючий чинник, є пріоритетним завданням в розвитку чорної металургії різних країн, у тому числі і України. У зв'язку з цим вдосконалення існуючих і розробка нових технологій переробки сировини і утилізації відходів лежать в основі стратегічного розвитку підприємств галузі.

Останнім часом на ряду з пірометалургійними способами переробки залізовмісних відходів, значну увагу приділяють гідрометалургійним процесам, завдяки яким можливе вилучення таких цінних металів як Mn, Cr, Ni, Ti, Zn, V, Nb, W, Mo з руд, концентратів, виробничих напівпродуктів і відходів при їх обробці водними розчинами хімічних реагентів з наступним виділенням металів або їх хімічних сполук.

Поширення гідрометалургійних процесів пов'язане з:

- забезпеченням вибіркового вилучення металу з бідних та важкозбагачуваних руд з мінімальними витратами реагентів при низьких температурах;

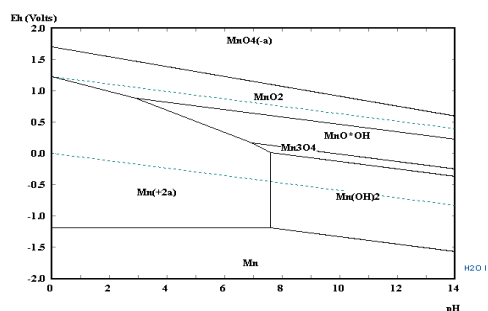
- комплексною переробкою сировини з досить високим вилученням багатьох цінних компонентів;

- ростом економічної ефективності, пов'язаної з розробкою і широким впровадженням сорбційних і екстракційних методів вилучення, концентрації і розподілу металів та ін.;

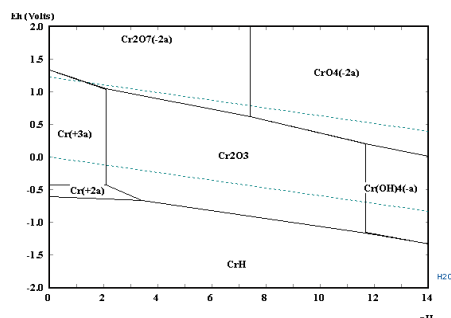
- скороченням забруднення атмосфери шкідливими викидами, поліпшенням умов праці.

Для оцінки можливості вилучення цінних компонентів з відходів металургійних виробництв і рудних матеріалів був проведений термодинамічний аналіз протікання реакцій водного електролізу і вилуговування сірчаною та соляною кислотами з'єднань, що містять Mn, Cr, Ni, Ti, Zn, V, Nb, W, Mo.

Аналізувалися системи: метал - вода; метал - водний розчин соляної кислоти; метал - водний розчин сірчаної кислоти за нормальних умов. З використанням програми термодинамічних розрахунків HSC Chemistry побудовані діаграми Пурбе вищеназваних систем.



а



б

Рисунок 1 - Діаграма ϕ - рН для систем марганець-вода(а), хром-вода (б)

У кислих середовищах гідроокис марганцю - $\text{p}(\text{OH})_2$ розкладається з утворенням іонів Mn^{2+} . В інтервалі рН ~ 7,5-15 термодинамічно переважне існування $\text{Mn}(\text{OH})_2$, Mn_3O_4 , $\text{MnO} \cdot \text{OH}$ при різних значеннях потенціалу. Марганець термодинамічно метастабільний у контакт з водними розчина-

ми, тому залежно від рН розчиняється з утворенням іонів Mn^{2+} або гідрооксиду $\text{Mn}(\text{OH})_2$.

Стабільні тверді фази представлені наступними з'єднаннями: CrH , Cr_2O_3 , а рідкі - іонами Cr^{2+} , Cr^{3+} і аніонами $\text{Cr}(\text{OH})_4^-$, CrO_4^{2-} , $\text{Cr}_2\text{O}_7^{2-}$. Чистий хром в твердій фазі не з'являється. З підвищен-

*Величко Олександр Григорович, ректор НМетАУ, чл.-кор. НАН України, д.т.н., професор,

Камкина Людмила Володимирівна, декан НМетАУ, д.т.н., професор,

Токарев Сергій Іванович, пошукач НМетАУ,

Ісаєва Людмила Євгенівна, доцент НМетАУ, к.т.н., доц.,

Великонська Наталія Михайлівна, ст. викладач НМетАУ.

Рецензент, Чернятевич Анатолій Григорович, зав.відд. ІЧМ НАН України ім.З.І.Некрасова, д.т.н., професор.

ням кислотності середовища, відбувається розкладання Cr_2O_3 на іони Cr^{2+} і Cr^{3+} , і тільки при $\text{pH} \sim$

11,8 Cr_2O_3 розчиняється з утворенням аніонів $\text{Cr}(\text{OH})_4^{4-}$.

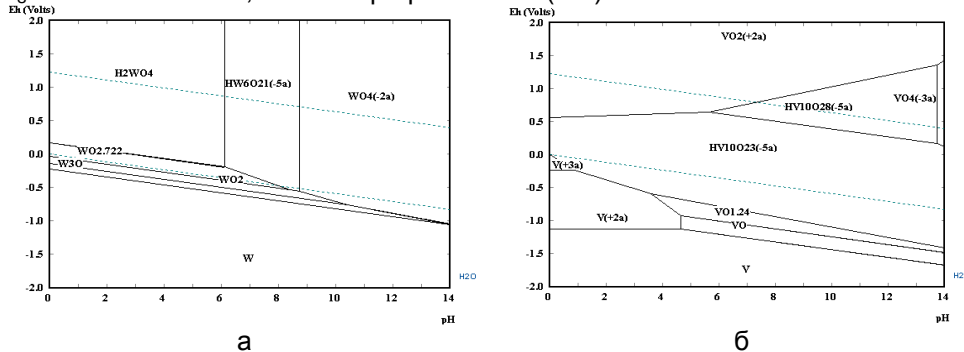


Рисунок 2 - Діаграма φ - pH для систем вольфрам - вода (а) і ванадій - вода (б)

У лівій частині діаграми (рис.2а), при $\text{pH} < 6$ (залежно від величини потенціалу) знаходяться області стійкого стану H_2WO_4 , $\text{WO}_{2.722}$, W_3O , WO_2 , W , а в правій (при $\text{pH} > 8$) - WO_4^{2-} . Між цими областями розташована область існування іона $\text{HW}_6\text{O}_{21}^{5-}$, який метастабільний і тому він залежно від pH утворюватиме або іон WO_4^{2-} або H_2WO_4 .

Дана система (рис.2 б) ускладнена наявністю з'єднань, які утворюються нижче за область стійкості води, де потенціал окислення ванадію набагато нижче за потенціал виділення водню з води.

У цій системі в рідкій фазі ванадій може бути у вигляді іонів і аніонів: VO^{2+} , $\text{HV}_{10}\text{O}_{23}^{5-}$, $\text{HV}_{10}\text{O}_{28}^{5-}$, VO_4^{3-} , V^{3+} , V^{2+} в розчині, тверда фаза представлена двома оксидами ванадію VO і $\text{VO}_{1.24}$ і V . Усі перетворення в системі протікають за участю іонів H^+ або OH^- . При незначних змінах значення потенціалу і pH відбувається розчинення ванадію по наступному ланцюгу: $\text{V} \rightarrow \text{VO} \rightarrow \text{VO}_{1.24} \rightarrow \text{HV}_{10}\text{O}_{23}^{5-}$ або $\text{V} \rightarrow \text{V}^{2+} \rightarrow \text{V}^{3+} \rightarrow \text{HV}_{10}\text{O}_{23}^{5-}$.

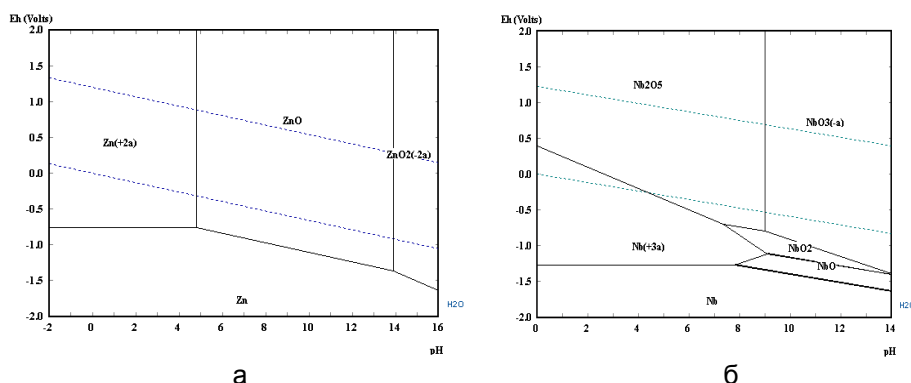


Рисунок 3 - Діаграма φ - pH для системи цинк - вода (а) і ніобій - вода (б)

У цій системі в рідкій фазі цинк може бути у вигляді іонів Zn^{2+} , $\text{Zn}(\text{OH})_2^+$, HZnO_2^- і ZnO_2^{2-} . Нижче $\text{pH} = 9$ переважає Zn^{2+} , при $\text{pH} > 13$ - переважають аніони ZnO_2^{2-} . З діаграми видно, що цинк розкладає воду з виділенням водню. Гідроокис цинку розчиняється в кислих середовищах з утворенням катіонів Zn^{2+} , а в лужних середовищах - з утворенням ZnO_2^{2-} . Мінімум розчинності спостерігається при $\text{pH} = 10,4$.

У лівій частині діаграми (при $\text{pH} < 7$) знаходяться області стійкого стану іонів ніобію Nb^{3+} в розчині і Nb_2O_5 ; у правій частині при $\text{pH} > 8$ - області

стабільності аніонів NbO_3^- і оксидів ніобію NbO і NbO_2 . Ніобій існує як окрема фаза на усьому інтервалі значень pH , але при низьких значеннях величини потенціалу.

Таким чином, при побудові діаграм потенціал металу — pH середовища отримані відомості про термодинамічну стабільність вибраних металів у ряді середовищ і про термодинамічну рівновагу між металом, його іонами в розчині або нерозчинними продуктами реакції.

Бібліографічний список

1. Афонский С.С. Электрохимическое разделение и извлечение ионов тяжелых металлов из хромосодержащих растворов/ С.С.Афонский // Экотехнологии и ресурсосбережение.-1998.- №1.-С.61-64.
2. Каплан Г.Е. Электролиз в металлургии редких металлов // Г.Е. Каплан.- М., 1963.-167с.
3. Зеликман А. Н. Теория гидрометаллургических процессов/ А. Н. Зеликман, Г. М. Вольдман, Л. В. Беляевская. - М.: Металлургия, 1975. - 504 с.

Стаття надійшла 02.05.2017 р.

УДК 669.84.244.66

Чернятевич А.Г., Молчанов Л.С., Юшкевич П.О.*

Направления повышения эффективности продувки ванны 160-т конвертеров ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

На основе полученной информации разработаны и предложены к промышленному внедрению конструкция трехъярусной фурмы и режим комбинированной продувки ванны 160-т конвертеров, обеспечивающие повышение технологических и технико-экономических показателей плавки.

На основі отриманої інформації розроблені і запропоновані до промислового впровадження конструкція три-ярусної фурми і режим комбінованої продувки ванни 160-т конвертерів, які забезпечують підвищення технологічних і техніко-економічних показників плавки.

Based on the obtained information a three level lance design and the mode of combined blowing of the 160-t converter bath were developed and industry implemented, provide increase in technological and technical and economic indexes of the melting.

Введение. С 1980-х годов прошлого века потребители начали активно осваивать ресурсо- и энергосберегающие технологические маршруты массового производства сталей высокой чистоты [1-5]. На заводах с полным металлургическим циклом в рафинировочных процессах наметились серьезные изменения по следующим трем направлениям:

- разработка и внедрение процессов обескремнивания и дефосфорации чугуна перед конвертерной плавкой в дополнение к уже имеющимся процессам десульфурации чугуна [2,3];
- применение комбинированной продувки конвертерной ванны для улучшения характеристик рафинировочных реакций в агрегате [4,5];
- разработка и внедрение новых методов внепечной обработки стали перед разливкой на машинах непрерывного литья заготовок [6,7].

В итоге сочетание предварительной обработки жидкого чугуна, конвертерной плавки с комбинированной продувкой и последующей внепечной обработки стали легло в основу современного технологического маршрута «доменная печь – установки внедоменной обработки чугуна – конвертеры комбинированной продувки – установки внепечной обработки стали – машины непрерывного литья заготовок», занявшего преобладающие позиции на предприятиях металлургической отрасли, что позволило обеспечить высокоэффективное и стабильное массовое производство сталей высокой чистоты по примесям и неметаллическим включениям. На сегодняшний день в зарубежной металлургической практике [3,5] в наиболее прогрессивном варианте технологическая цепочка ресурсо- и энергосберегающего конвертерного производства качественного железобудетного полупродукта перед внепечной обра-

боткой стали включает этапы (рис. 1): - глубокой десульфурации чугуна ($\leq 0,005\%$ [S]) в заливочных ковшах перед кислородно-конвертерной плавкой с применением мелкозернистых

реагентов-десульфураторов (известь, плавиковый шпат, магний или смеси последнего с известью), которые в случае использования ($\text{CaO}+\text{CaF}_2$) присаживаются на поверхность ванны с механическим перемешиванием импелером (способ KR) или вдуваются вглубь расплава в потоке несущего азота через погружную фурму по вариантам моноинжекции (Mg) и коинжекции ($\text{Mg}+\text{CaO}$);

- комбинированной продувки предварительно рафинированного по сере чугуна в двух (процесс SRP-Z) или одном (процесс MURC) конвертерах с разделением плавки на два периода (рис. 1). При использовании двух конвертеров в первом периоде продувки осуществляется преимущественное совместное удаление кремния и фосфора с последующим выпуском металла из конвертера в ковш и заливкой в следующий, где во втором периоде по малошлаковой технологии с жидкофазным восстановлением добавок марганецсодержащего сырья (Япония, Ю.Корея, Китай) осуществляется обезуглероживание и дальнейшая дефосфорация расплава с обеспечением требуемой температуры последнего перед выпуском в сталеразливочный ковш. В процессе MURC после реализации первого периода продувки по удалению кремния и фосфора осуществляется промежуточное скачивание шлака, а затем по той же малошлаковой технологии обеспечивается во втором периоде обезуглероживание ванны с достижением по окончании продувки заданного состава и температуры металла;

- ошлакования футеровки конвертера конечным шлаком с повышенным содержанием оксида магния путем раздува последнего азотными струями через верхнюю фурму (рис. 1) с формированием высокостойкого гарнисажа на футеровке. При этом оставшийся жидкий шлак после обезуглероживания расплава эффективно утилизируется для обескремнивания и дефосфорации при последующей заливке чугуна в конвертер.

* Чернятевич Анатолий Григорьевич, зав. отделом ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, д.т.н., профессор, Молчанов Лавр Сергеевич, с.н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, к.т.н., Юшкевич Павел Олегович, аспирант ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова. Рецензент Иващенко Валерий Петрович, проректор НМетАУ, д.т.н., профессор.

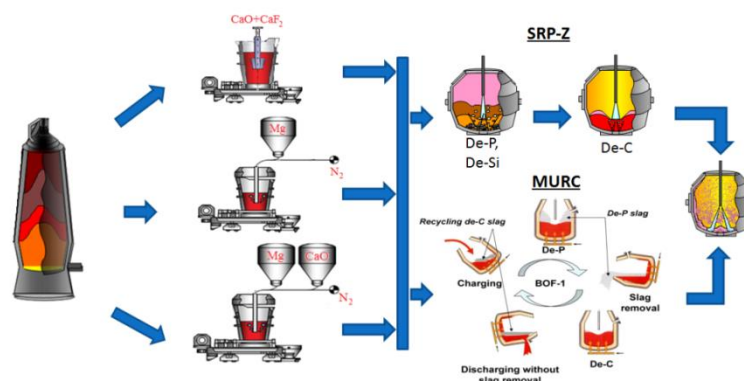


Рисунок 1 – Современный технологический маршрут ресурсо- и энергосберегающего конвертерного производства качественного железуглеродистого полупродукта

Этапы конвертерного производства железуглеродистого полупродукта (рис.1) частично реализованы на ряде предприятий металлургического комплекса Украины но применяемое оборудование и качество используемого сырья не позволяют в полной мере решить проблему выпуска конкурентоспособной металлопродукции с обеспечением требований ресурсо- и энергоэффективности процесса. Внедренные в конвертерных цехах Украины (ПАО «АМК, ПАО «ДМК») зарубежные технологии комбинированной продувки (фирма «VAI», Австрия) и конструкции кислородных фурм с классическим многосопловым накопником (фирма «Impact», Германия) не решили такие негативные проблемы конвертерного процесса как ухудшение теплового баланса плавки при пониженном содержании кремния в чугунах, снижение эффективности шлакообразования, дефосфорации и десульфурации металла при работе на шлаках с повышенным до 8-12 % содержанием оксида магния, интенсивное заметалливание технологического оборудования (ствола кислородной фурмы, горловины конвертера и экранной поверхности камина), снижение выхода железуглеродистого полупродукта и производительности конвертерных агрегатов. В этой связи в создавшихся условиях, по мнению авторов [8-10], представляется важной и актуальной разработка и освоение в технологическом маршруте производства железуглеродистого полупродукта (рис. 1) новой ресурсо- и энергоэффективной технологии комбинированной продувки конвертерной ванны кислородом и нейтральным газом, лишенной отмеченных выше недостатков.

Предпосылки и задачи проведения исследований. С момента пуска и по сегодняшний день в конвертерном цехе металлургического комбината ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог», имеющем в своем составе первоначально шесть 130-тонных, а в последующем замененных на 160-тонные агрегаты, были опробованы в опытно-промышленном масштабе и освоены в постоянной промышленной эксплуатации ряд прогрессивных технических решений, касающихся конструкций кислородных фурм, технологий продув-

ки конвертерной ванны и продления стойкости футеровки конвертеров. Значительным достижением в разработке конструкции кислородной фурмы и совершенствовании технологии верхней продувки конвертерной ванны явилось применение на 130-т конвертерах двухъярусной фурмы [11,12], что позволило интенсифицировать процесс продувки, улучшить тепловой баланс плавки за счет дожигания монооксида углерода отходящих газов и увеличить тем самым долю перерабатываемого металлолома. Однако, в случае расхода кислорода на дожигание CO до CO₂ в пределах 10-35 % от общего на продувку, проявилось такое отрицательное последствие использования двухъярусных фурм как ускоренный локальный износ верхней цилиндрической и конической части футеровки конвертера. Этот недостаток применения двухъярусных фурм сохранился и при отработке отечественной технологии комбинированной продувки ванны 160-т конвертеров кислородом сверху и нейтральным газом перемешивающим газом (N₂, Ar) через днище [13,14]. На смену освоенных в конвертерном цехе технологии и оборудования факельного торкретирования смололомитовой футеровки 130-т конвертеров в вертикальном положении [15] с 2007 г. внедрен новый ресурсо- и энергосберегающий метод продления срока службы 160-т конвертеров ПАО «АМКР» с использованием вращающейся газоохлаждаемой токрет-фурмы [16], обеспечивающий стойкость периклазоуглеродистой футеровки до 4 тыс. плавов благодаря нанесению шлакового гарнисажа на футеровку путем газовой или газопорошковой (N₂+необожженный доломит) раздувки конечного шлака с оптимальным содержанием 4-6 % MgO. В последние годы с целью повышения эффективности работы 160-т конвертеров по малшлаковой технологии [17] с промежуточным скачиванием первичного низкоосновного шлака на опытно-промышленной кампании плавов исследована технология верхней продувки ванны через двухъярусную фурму [18] с интенсивностью подачи кислорода на дожигание отходящих газов 3-5 % от общей. В результате, как и в зарубежных исследованиях [19,20], уда-

лось достичь предотвращения локального разрушения футеровки конвертера и интенсивного заматалливания ствола фурмы и горловины агрегата. В конвертерном цехе ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» предварительная десульфурация чугуна перед конвертерной плавкой не применяется. Запланировано строительство современных установок десульфурации чугуна в заливочных ковшах путем вдувания диспергированного магния или смеси магния с флюидизированной известью. Выплавка железоуглеродистого полупродукта в 160-т конвертерах предусматривает максимальное удаление фосфора и серы непосредственно при продувке ванны. В качестве штатной конструкции наконечника кислородной фурмы используется литой 5-ти сопловый [9] производства ООО «Константиновский завод металлургического оборудования». Обеспечивается верхняя продувка конвертерной ванны кислородом с расходом $380-390 \text{ м}^3/\text{мин}$ через сопла Лавалля критического диаметра ($d_{кр}$) 30 мм, расположенных в литом сопловом блоке под углом 20 град. к вертикальной оси фурмы. При диаметре наружной трубы фурмы 219 мм реализован периферийный подвод охлаждающей воды к наконечнику с расходом $80-100 \text{ м}^3/\text{час}$. Обескремнивание конвертерной ванны с наводкой жидкоподвижного основного шлака, содержащего 4-6 % оксида магния, осуществляется в первые 4-6 мин продувки при начальном положении фурмы 1,9-2,3 м путем присадки смеси доломитизированной и обычной извести в соотношении 3:1 без добавок плавикового шпата. Дальнейшая продувка ванны с рабочим положением фурмы 1,0-1,2 м в период интенсивного окисления углерода зачастую сопровождается «сворачиванием» шлака, ухудшением удаления вредных примесей, усилением выноса капель металла и шлака с образованием металлошлаковой настывки на стволе кислородной фурмы и горловине конвертера. Требуемые значения температуры металла на выпуске и содержания в нем фосфора и серы обеспечиваются в основном за счет соответствующих додувок и передувки ванны ($[C] = 0,04-0,06 \%$), что сопровождается повышением окисленности металла и шлака, снижением выхода жидкого железоуглеродистого полупродукта. Эксплуатация штатной кис-

лородной фурмы в конвертерном цехе характеризуется:

- низкой стойкостью наконечников (в среднем 83 плавки) и высокими расходами наружной трубы фурмы $\varnothing 219 \times 7 \text{ мм}$ (примерно 2600 м/год) из-за повреждения при обрезке кислородной трубкой металлошлаковых настывок;
- высокими среднемесячными простоями на ремонт и замену фурм, удаление металлошлаковых настывок со ствола фурмы и горловины конвертера. Удаление настывок с горловины конвертера с помощью совка, закрепленного на завалочном кране, зачастую сопровождается повреждением футеровки верхней конической части рабочего пространства агрегата.

Внепечная десульфурация стали и ее непрерывная разливка проводится в ограниченном масштабе, поскольку эксплуатируется только одна установка ковш-печь в паре с МНЛЗ, хотя разворачивается строительство новых. По мнению авторов, на основе выявленных недостатков комбинированной продувки [10], имеющегося опыта работы с применением двухъярусных кислородных [18] и гарнисажных [16] фурм, предлагается в рамках технической модернизации конвертерного цеха реализовать следующую ресурсо- и энергосберегающую технологическую схему конвертерного производства качественного железоуглеродистого полупродукта (рис. 2). В данном случае на первом этапе продувки осуществляется преимущественное удаление Si и P с промежуточным скачиванием шлака. На втором этапе продувки обеспечивается повышение температуры ванны и удаление до требуемых концентраций C и P. После выпуска Fe-C полупродукта из конвертера производится раздувка предварительно подготовленного шлака с нанесением шлакового гарнисажа на футеровку конвертера. Оставшийся шлак используется в последующей плавке. В основе реализации технологической схемы (рис. 2) лежит использование для комбинированной продувки конвертерной ванны кислородом и нейтральным газом новых конструкций трехъярусных фурм [10] и систем подвода к ним двух регулируемых потоков кислорода с возможностью их полной замены на азот в нужные периоды операции (рис. 3).

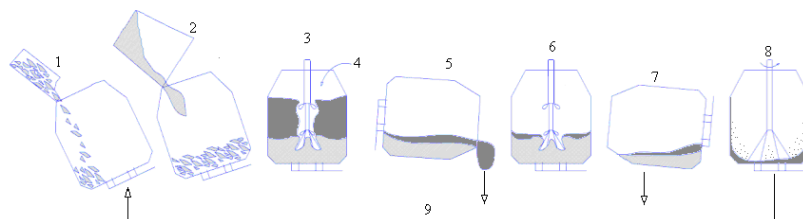


Рисунок 2 – Предлагаемая технологическая схема конвертерного производства железоуглеродистого полупродукта в условиях ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»: 1-загрузка лома; 2-заливка чугуна; 3-обескремнивание и дефосфорация; 4-присадка шлакообразующих; 5-промежуточное скачивание шлака; 6-обезуглероживание ванны; 7-выпуск металла; 8-нанесение шлакового гарнисажа; 9-горячее рециркулирование шлака

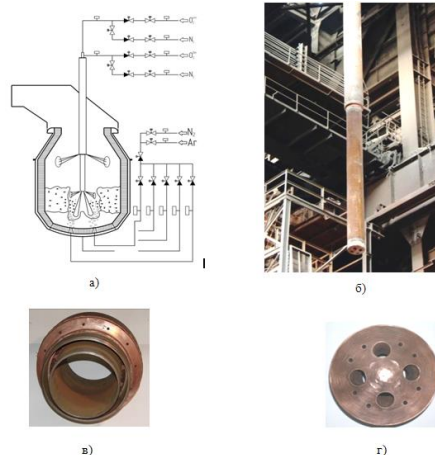


Рисунок 3 - Предлагаемая схема оснащения 160-т конвертеров регулируемым подводом технологических газов к верхней трехъярусной фурме и донным дутьевым устройствам (а), фото фурмы (б), верхнего соплового блока (в) и нижнего двухрядного наконечника (г)

Одновременно дополнительными звуковыми кислородными струями, формируемыми цилиндрическими соплами, расположенными в наконечнике и в верхнем сопловом блоке (рис. 3, в), создается обширная низкоскоростная область кислородных потоков на пути встречного потока монооксида углерода, преимущественно выходящего из реакционной зоны взаимодействия основных сверхзвуковых кислородных струй с расплавом. Эта область, в зависимости от высоты фурмы над ванной и расхода дополнительного кислорода, определяет режимы ускоренного шлакообразования с опережающим удалением фосфора по сравнению с углеродом, подавления интенсивного выноса мелких капель металла и шлака в направлении ствола фурмы и горловины конвертера, интенсификации дожигания отходящих газов без агрессивного воздействия на футеровку верхней части конвертера.

Для разработки конструкции трехъярусной фурмы (рис. 3, б) было необходимо:

- с использованием высокотемпературного моделирования приобрести достоверную информацию об особенностях физико-химических явлений в ходе продувки конвертерной ванны с дожиганием отходящих газов через трехъярусную фурму, которая на сегодняшний день отсутствует;

- на основе данных высокотемпературного моделирования и опыта разработки промышленных конструкций двухконтурных и двухъярусных фурм [9,14,18,21] спроектировать с изготовлением рабочих чертежей трехъярусную фурму и предложить режим комбинированной продувки ванны 160-т конвертеров ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог».

Установка и методика высокотемпературного моделирования. Исследования проводили на смонтированной установке, включающей 60-кг конвертер (рис. 4, а) с магнетитовой футеровкой, снабженный съёмной горловиной с окном для фиксации хода продувки видеокамерой со скоростью 300 кадров/с.

Для верхней продувки конвертерной ванны использована трехъярусная водоохлаждаемая кислородная фурма (рис. 4, б), снабженная нижним двухрядным 12-ти сопловым наконечником, включающим 4 сопла Лаваля критического диаметра 1,7 мм, расположенных во внутреннем ряду под углом (α_1) 12° к вертикальной оси фурмы, и 8 цилиндрических сопел диаметром 1 мм, находящихся в наружном ряду под углом (α_2) 30° . На удалении 105 мм от торца наконечника расположен верхний сопловый блок, включающий 8 цилиндрических сопел диаметром 1 мм под наклоном (α_3) 30° к вертикали.

Двухрядный наконечник спроектирован с расчетом [21], чтобы с помощью четырех основных сверхзвуковых кислородных струй, подаваемых через сопла Лаваля внутреннего ряда, сформировать общую реакционную зону (открытой формы) интенсивного выделения СО на поверхность ванны при разном уровне вспененного шлака, а дополнительными звуковыми кислородными струями из восьми цилиндрических сопел наружного ряда дожигать СО до CO_2 в непосредственной близости к металлическому расплаву. Кроме того, на пути дальнейшего движения потока СО к горловине конвертера, в том числе через вспененный слой шлакометаллической эмульсии, обеспечить дополнительное дожигание последнего звуковыми кислородными струями, истекающими из 8 цилиндрических сопел верхнего соплового блока.

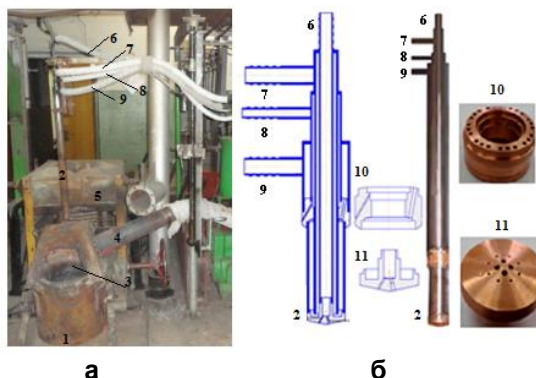


Рисунок 4 - Вид лабораторного конвертера (а) и трехъярусной кислородной фурмы (б): 1- конвертер; 2- фурма; 3-смотровое окно; 4-металлошланговый рукав для отвода конвертерных газов; 5-тигель 160-кг индукционной печи; 6,8-патрубки подвода основного и дополнительного кислорода соответственно; 7,9-патрубки подвода и отвода охлаждающей воды соответственно; 10- верхний сопловой блок; 11-нижний двухрядный наконечник

В ходе экспериментов регулируемый расход основного и дополнительного кислорода изменялся в пределах 0,12-0,25 и 0,084-0,132 м³/мин через группы сопел Лавалья и цилиндрических. Высоту фурмы над уровнем ванны в спокойном состоянии изменяли в пределах 20-50 критических диаметров сопла Лавалья. Жидкий низкомарганцовистый чугун, имеющий химический состав 4,05-4,50 % С, 0,49-0,90 % Si, 0,03-0,15 % Mn, 0,022-0,050 % S и 0,048-0,058 % P и температуру 1600-1650°C, готовили в кислом тигле 160-кг индукционной печи с учетом теплотерь за время заливки чугуна в конвертер и подготовительных работ (установка горловины, отбор пробы, замер температуры чугуна, замер глубины ванны, фиксация трехъярусной фурмы на заданной высоте) перед началом продувки. Порядок продувки чугуна кислородом через трехъярусную фурму с вводом кусковых (фракция 10-12 мм) извести и плавикового шпата в ходе операции изменяли по заранее составленной программе. В ходе продувки отбирали пробы металла и шлака. После паде-

ния факела над горловиной конвертера ($[C] \leq 0,08 \%$) поднимали фурму с одновременным прекращением подачи кислорода. В отработанном варианте дутьевого и шлакового режимов ведения плавки температура расплава возрастала в ходе продувки с первоначальных 1300-1340 до 1610-1630 °С по окончании операции.

Результаты моделирования. Обработка полученных видеоматериалов позволила впервые получить достоверную информацию об особенностях физико-химических процессов, развивающихся на поверхности конвертерной ванны в ходе кислородной продувки с дожиганием отходящих газов с использованием трехъярусной фурмы (рис.4, б). Установлено, что в условиях малошлаковой продувки фиксируется открытая форма общей реакционной зоны взаимодействия основных сверхзвуковых кислородных струй с металлическим расплавом с образованием во вторичных реакционных зонах [22] и выходом из них с определенной частотой на поверхность ванны макропузырей CO (рис.5).

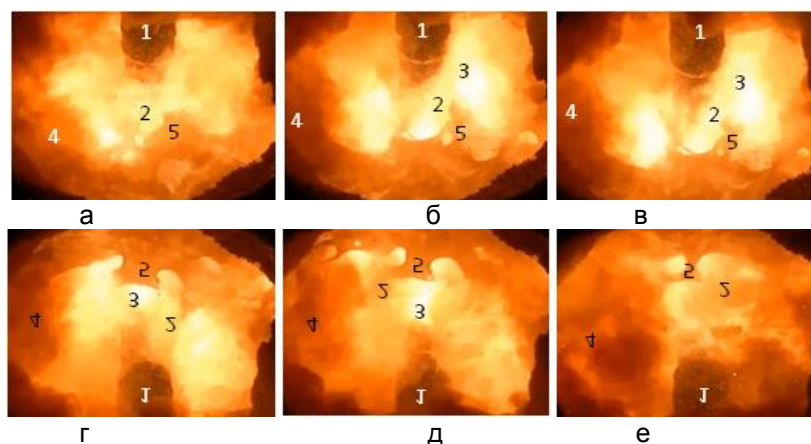


Рисунок 5 - Картина продувки конвертерной ванны с расположением уровня вспененной шлакометаллической эмульсии ниже торца наконечника фурмы: 1- трехъярусная фурма; 2- реакционная зона взаимодействия кислородных струй, истекающих из двухрядного наконечника, с расплавом чугуна; 3- факелы дожигания CO до CO₂; 4- выходящий поток бурого дыма; 5- всплески шлакометаллической фазы

Максимальные размеры околофурменной области выхода СО соответствуют периоду интенсивного обезуглероживания расплава в интервале содержаний углерода 3,2-1,0 %. Более эффективное дожигание СО до CO_2 в этом периоде дополнительными звуковыми кислородными струями реализуется при подаче последних в пределах зоны интенсивного выделения СО на поверхность ванны. При этом образуются высокотемпературные факелы (рис.5), непосредственно воздействующие на поверхность ванны с

передачей последней тепла дожигания. Это способствует ускорению растворения присаженных шлакообразующих материалов с формированием вспененной шлакометаллической эмульсии.

Повышение уровня вспененного шлака с перекрытием верхнего соплового блока фурмы сопровождается продувкой ванны в режиме полностью заглубленных во вспененную шлакометаллическую эмульсию звуковых кислородных струй, истекающих из верхнего соплового блока (рис. 6).

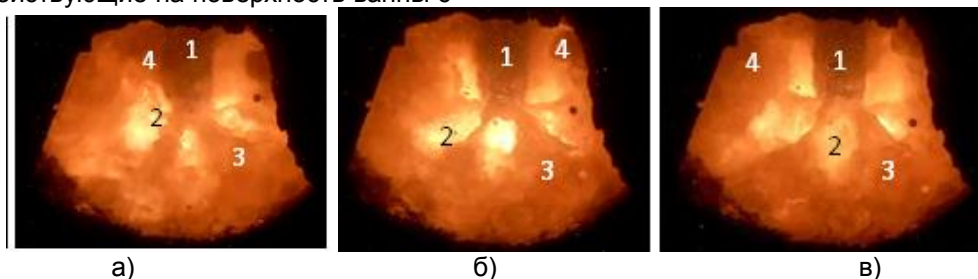


Рисунок 6 - Картина продувки конвертерной ванны с дожиганием СО до CO_2 звуковыми кислородными струями, истекающими из верхнего соплового блока: 1- трехъярусная фурма; 2- факелы дожигания СО; 3- поверхность шлака; 4- выход бурого дыма

В этих условиях зарождение в пределах вторичных реакционных зон объемов СО, последующее укрупнение и всплывание образующегося макропузыря, частичное дожигание в нем СО (рис. 6), сопровождается первоначальным увеличением высоты вспененного слоя шлака в околофурменной зоне с последующим ее снижением после выхода и разрушения макропузыря на поверхности ванны. Высокотемпературные газообразные продукты реакции дожигания $\text{CO} + \frac{1}{2}\text{O}_2 = \text{CO}_2$ передают тепло окружающей макропузырь оболочке шлакометаллической эмульсии, которая в перегретом до более высокой температуры состоянии выносится на поверхность ванны, участвуя в процессе передачи тепла от дожигания через шлак к металлической ванне.

Избежания чрезмерного перегрева и переокисления шлакометаллической эмульсии при таком варианте продувки (рис.6), пагубно отражающемся на стойкости футеровки конвертера, удается обеспечить оптимальной интенсивностью подачи кислорода через верхний сопловой блок фурмы с формированием факелов дожигания, распространяющихся только в пределах околофурменной зоны выхода СО на поверхность ванны. В ходе даже малошлаковой продувки металлошлаковые настывы на стволе трехъярусной фурмы не образовывались, что связано с наличием двойной завесы образующихся высокотемпературных факелов дожигания звуковыми кислородными струями СО до CO_2 на пути выноса мелких капель металла и шлака из пределов реакционной зоны вдоль ствола фурмы.

Общая характеристика предложенной конструкции фурмы. Разработанная конструкция

трехъярусной фурмы (рис.7) состоит из ствола длиной 13286 мм, нижнего наконечника и верхнего соплового блока с расстоянием между их торцами 2600мм. Ствол фурмы состоит из трех частей. Верхняя часть ствола включает три concentрично расположенные цельнотянутые стальные трубы: внутреннюю 1 диаметром 133×7мм, промежуточную 2 диаметром 169×5мм и наружную 3 диаметром 219×7мм, соединенных с патрубками 4,5,6 подвода к ним основного потока кислорода, охлаждающей воды и дополнительного потока кислорода соответственно. В средней части к верхнему стволу фурмы добавлена наружная труба 7 отвода охлаждающей воды диаметром 273×8мм через патрубок 8. В верхней части трубы 1 и 2 с равномерным зазором между ними закреплены жестко с помощью сварки, а крепление труб 2 и 3, 3 и 7 осуществлено с помощью разборных сальниковых компенсаторов 9 и 10 соответственно.

Цельноточенный верхний сопловой блок 11, изготовленный из медной кованной заготовки, содержит восемь цилиндрических сопел 12 диаметром 8 мм, расположенных под углом 45 град. к вертикальной оси фурмы, для подачи в полость конвертера дополнительного кислорода, а также восемь щелевых проточек 13 для отвода охлаждающей воды в зазор между трубами 3 и 7 в патрубках 8.

Нижняя часть ствола фурмы длиной 2600мм состоит из наружной трубы 14 диаметром 219×7 мм, промежуточной 15 диаметром 169×5мм и внутренней 16 диаметром 133×7мм.

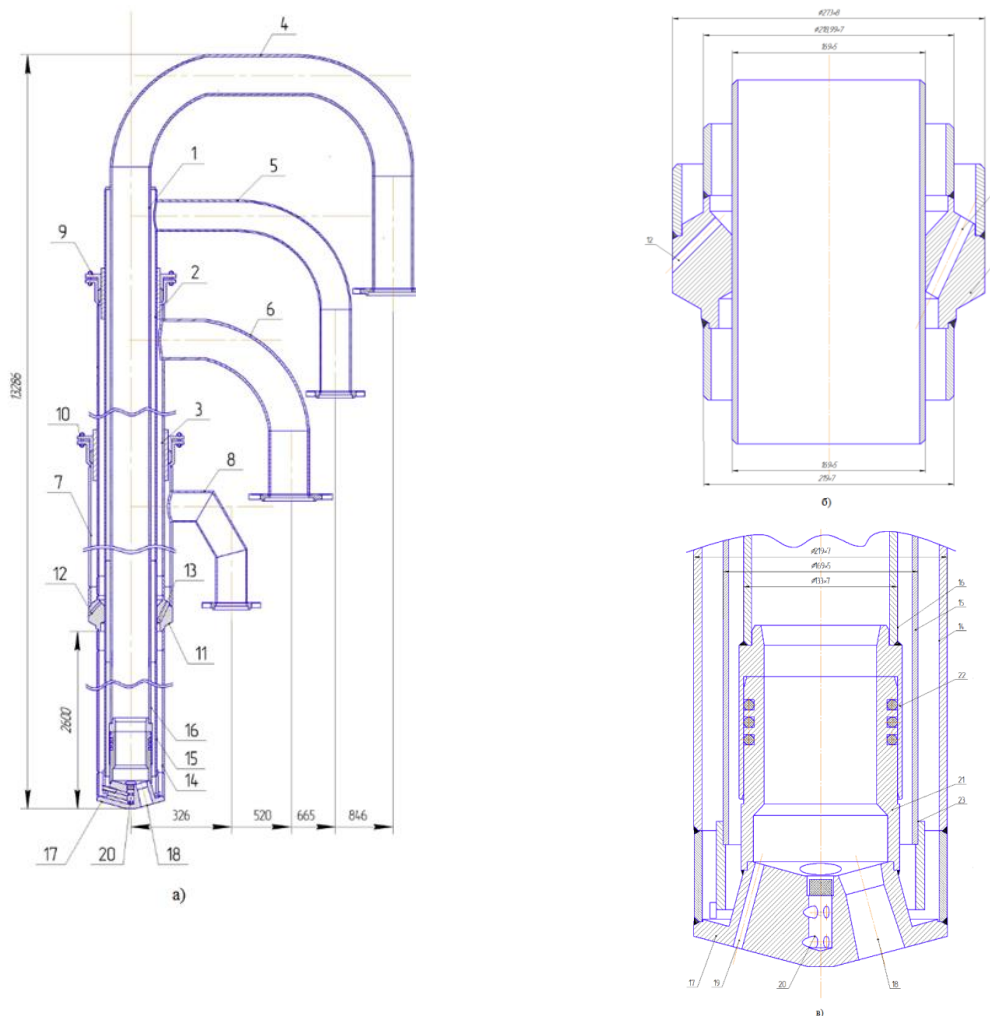


Рисунок 7– Общий вид предложенной конструкции трехъярусной фурмы (а), наконечника (б) и верхнего соплового блока (в): 1,2,3- внутренние, промежуточная и наружная трубы верхней части ствола фурмы; 4,5,6- патрубки подвода основного потока кислорода, охлаждающей воды и дополнительного потока кислорода; 7,8- наружная труба и патрубок отвода охлаждающей воды; 9,10- сальниковые компенсаторы; 11- верхний сопловый блок; 12- цилиндрические сопла верхнего блока; 13- щелевые проточки для прохода охлаждающей воды; 14,15,16- наружная, промежуточная и внутренняя нижней части ствола фурмы; 17- нижний сопловый блок; 18- сопла Лавалья; 19- цилиндрические сопла; 20- проточки для прохода охлаждающей воды; 21- соединительная вставка; 22- муфта; 23- телескопический разъемный компенсатор

Отличительной особенностью предложенной конструкции двухрядного нижнего наконечника для трехъярусной фурмы является применение цельноточенного медного соплового блока 17, в котором под углом 12 град. к вертикали размещаются по кругу во внутреннем ряду четыре сопла Лавалья 18 критического диаметра 34 мм, а во внешнем ряду под углом наклона 15 град. восемь цилиндрических сопел 19 диаметром 8 мм, формирующих соответственно основные сверхзвуковые и дополнительные кислородные струи. В блоке между соплами выполнены цилиндрические проточки 20 для прохода охлаждающей воды. Присоединение нижнего наконечника к фурме осуществляется с использованием прогрессивной системы снижения механического напряжения в наконечнике с компенсацией температурного

удлинения наружной трубы 14 фурмы. Обеспечивается это с помощью кольцевого скользящего уплотнения с резиновыми кольцами на внутренней соединительной вставке 21, которая входит в муфту 22, соединенную с трубой 16 подвода кислорода. Дополнительная компенсация температурных напряжений в трехъярусной фурме обеспечивается с помощью телескопического разъемного 23 и сальниковых 9,10 компенсаторов.

Предложенная конструкция двухъярусной фурмы работает следующим образом. Основной кислород с общим расходом 360 м³/мин поступает от патрубка 4 по трубам 1,16 к двухрядному нижнему наконечнику и с расходом 330 и 30 м³/мин через четыре сопла Лавалья 18 и восемь цилиндрических сопел 19 соответственно вдувается в полость конвертера с формированием

сверхзвуковых и звуковых струй. При этом обеспечивается продувка с глубоким проникновением сверхзвуковых кислородных струй в металлический расплав с дожиганием CO до CO₂ звуковыми струями в верхней части реакционной зоны при рабочей высоте расположения фурмы, интенсивное перемешивание и обезуглероживание ванны с предотвращением «сворачивания» шлака и образования металлошлаковой настывы над наконечником фурмы.

Дополнительный кислород с расходом 30 м³/мин подается от патрубка 6 по трубе 3 к верхнему сопловому блоку 11 и через восемь цилиндрических сопел 12 вдувается в полость конвертера, что приводит к формированию второй завесы из звуковых кислородных струй на пути встречного потока отходящих конвертерных газов, несущего во взвешенном состоянии мелкодисперсную пыль, капли металла и шлака. Тем самым гарантированно снижается интенсивность покрытия металлошлаковыми настывами ствола фурмы и горловины конвертера. При этом дожигание монооксида углерода отходящих газов в этом случае происходит без агрессивного высокотемпературного воздействия образующихся факелов дожигания на футеровку верхней части конвертера.

Охлаждающая вода с расходом 100-120 м³/час подается от патрубка 5 в кольцевом зазоре между трубами 1,2 и 16,15 к нижнему наконечнику, проходит через цилиндрические проточки 20 нижнего соплового блока 18 и в зазоре между трубами 14,15 по щелевым проточкам 13 верхнего соплового блока 11 поступает в зазор между трубами 3,7 с выходом из отводящего патрубка 8.

Подачу нейтральных перемешивающих газов (азот, аргон) через днище конвертера предлагается осуществлять с расходом 5-16 м³/мин через 8 фурм типа «труба в трубе» с огнеупорной заглушкой в центральном канале. Донные фурмы размещаются в днище по двум окружностям с условием вдувания нейтральных газов под основания реакционных зон, образуемых при внедрении основных сверхзвуковых кислородных струй в ванну, чтобы обеспечить надлежащее перемешивание последней с продлением работы конвертера по технологии комбинированной продувки.

С учетом предлагаемой технологической схемы работы конвертеров (рис. 2) с учетом предварительной десульфурации чугуна до 0,005-0,015 % [S] в периоды завалки лома и заливки чугуна через днище подается азот с расходом 8 м³/мин. На первом этапе ведется продувка ванны с расходом основного и дополнительного кислорода 360 и 60 м³/мин соответственно через трехъярусную фурму, расположенную на высоте 1,5-1,7 м при

донной подаче азота с интенсивностью 12 м³/мин. Осуществляется присадка извести с учетом наводки окислительного шлака (18-23 % FeO) с основностью CaO/SiO₂ в пределах 1,9-2,1 и содержанием MgO=1-2 %. Температурный ход процесса регулируется добавкой железорудных окатышей. После 6-7 мин продувки с наличием вспененной шлакометаллической эмульсии первый период плавки с организацией удаления кремния до следов, фосфора и углерода 0,020-0,025 и 3,3-3,5 % соответственно и температурой металла не более 1380 °C заканчивается. Осуществляется промежуточное скачивание шлака.

На втором этапе возобновляется комбинированная продувка ванны с расходом основного и дополнительного кислорода 360 и 60 м³/мин соответственно через трехъярусную фурму, расположенную на высоте 1,2-1,5 м, при донной подаче азота с интенсивностью 12 м³/мин с наводкой шлака основностью 3,5-4,0 и MgO=10-12% путем присадки обычной и доломитизированной извести. Через 7-8 мин продувки производится замена азота, вдуваемого через днище, на аргон с расходом 16 м³/мин, подача которого сохраняется до момента повалки конвертера. Во время замера температуры ванны, отбора проб металла, шлака и ожидания анализов расход аргона через днище составляет 16 м³/мин. Получаемый металлический расплав содержит 0,08-0,15 % C, 0,009-0,015 % P и 0,008-0,012 % S. Температура металла на выпуске 1640-1680 °C.

С началом выпуска железоуглеродистого полупродукта из конвертера через днище подается азот с интенсивностью 5 м³/мин. По окончании выпуска металла с переходом на раздувку конечного шлака с нанесением шлакового гарнисажа на футеровку [16] во избежание запечатывания донных фурм высокомагнезильным шлаком расход азота составляет 18 м³/мин, а после ошлакования футеровки снижается до 8 м³/мин. Оставшийся конечный шлак используется в новой плавке.

Ожидаемый ресурсо- и энергосберегающий эффект обеспечивается за счет повышения производительности конвертера на 1,5-2% и выхода жидкой стали на 0,5-0,8%, снижения расхода чугуна – 10-15 кг/т и извести – 20-25 кг/т стали.

Выводы. Разработана и предложена к промышленному внедрению новая конструкция трехъярусной фурмы и технология комбинированной продувки кислородом и нейтральным газом ванны 160-т конвертеров, обеспечивающие повышение технологических и технико-экономических показателей плавки в сравнении с известными разработками.

Библиографический список

1. Внедоменная обработка чугуна за рубежом / В.Г. Воскобойников, И.М. Перказов, В.А. Завидонский и др. // Ин-т «Черметинформация». М.: 1986 (Обзор информ. Сер. Подготовка сырьевых материалов к металлургическому переделу и производство чугуна).- Вып. 2. - 32 с.
2. Туркдоган Е.Т. Технологические усовершенствования в инжекционной металлургии и в процессах рафинирования металла в ковше в 80-х годах // Инжекционная металлургия '86: Труды конференции. – М.: Металлургия, 1990. – С. 10-44.
3. Ogawa Y., Maruoka N. Progress of hot metal treatment technology and future outlook // Tetsu-to-hagane = Journal of the Iron and Steel Institute of Japan.-2014.- v. 100.- № 4.- P. 434-444.
4. Арсентьев П.П., Яковлев В.В., Комаров С.В. Конвертерный процесс с комбинированным дутьем.- М.: Металлургия.- 1991.- 176 с.
5. Kishimoto Y., Saito N. Development and prospect of combined blowing converter in Japan // Tetsu-to-hagane = Journal of the Iron and Steel Institute of Japan.-2014.- v. 100.- № 4.- P. 445-455.
6. Состояние и перспективы развития ковшового вакуумирования жидкой стали / А.В. Протасов, Б.А. Сивак, А.В. Лукьянов [и др.] // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия».- 2010.- № 11.- С. 38-43.
7. Semura K., Matsuura H. Past development and future prospects of secondary refining technology // Tetsu-to-hagane = Journal of the Iron and Steel Institute of Japan.- 2014.- v. 100.- № 4.- P. 456-471.
8. Чернятевич А.Г. Вопросы совершенствования технологического маршрута производства кислородно-конвертерной стали // ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия».- 2011.- № 4.- С. 56-61.
9. Направления совершенствования конструкций кислородных фурм в конвертерных цехах Украины /А.Г. Чернятевич, А.В. Сущенко, В.В. Вакульчук, П.О. Юшкевич // Бюллетень ОАО «Черметинформация». Черная металлургия.- 2015.- №3.- С. 52-65.
10. Чернятевич А.Г. Направления совершенствования комбинированной продувки конвертерной ванны кислородом и нейтральным газом // Сб. тр ИЧМ. Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии.- Вып. 28.- 2014.- С. 147-160.
11. Работа 130-т конвертеров, оборудованных двухъярусными фурмами / В.И. Баптизманский, В.О. Куликов, А.Т. Китаев [и др.] // Экспресс-информация ЦНИИ и ТЭИ ЧМ.- 1974.- серия 6.- вып.-3.- С. 1-14.
12. Служба футеровки 130-т конвертеров при продувке металла кислородом через двухъярусную фурму / А.П. Кудрина, Б.В. Никифоров, А.Т. Китаев [и др.] // Огнеупоры.- 1974.-№1.- С.27-32.
13. Комбинированная продувка металла с подачей нейтрального газа через днище конвертера / Я.А.Шнееров, С.З.Афонин, В.В.Смокий [и др.] // Сталь. – 1985. - № 11. – С. 16-21.
14. Комбинированная продувка с подачей нейтрального газа сверху и через днище конвертера / А.Г.Чернятевич, Р.С.Айзатулов, Л.М.Учитель [и др.] // Сталь. – 1989. - № 5. – С.20-23.
15. Факельное торкретирование футеровки 130-т конвертеров вертикальным способом / И.С. Кукурзняк, И.С. Врублевская, В.Г. Порхун, А.П. Петрунин // Металлургическая и горнорудная промышленность.- 1989.- №3.- С. 16-17.
16. Разработка конструкций фурменных устройств для горячего ремонта футеровки конвертеров / А.Г. Чернятевич, Е.В. Протопопов, Е.Н. Сигарев [и др.] // Теория и практика металлургии.- 2010.- № 1-2.- С. 68-73.
17. Малошлаковая технология конвертерной плавки / Р.В.Старов, Н.М.Омесь, В.Г.Горобец [и др.] // Сталь. – 1989. - № 5. – С. 25-28.
18. Разработка конструкции двухъярусной фурмы и режима продувки ванны 160-т конвертеров ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» с ее использованием / А.Г. Чернятевич, Е.Н. Сигарев, И.В. Чернятевич [и др.] // Теория и практика металлургии.- 2012.- № 5-6.- С. 76-85.
19. Rymarchuk N. Post combustion lances in Basic Oxygen Furnace (BOF) operations / N. Rymarchyk // Steelmaking Conference Proceedings. – 1998. – P. 445-449.
20. Further process improvements at Severstal Sparrows Point via new technology implementation / R.P. Stone, D. Neith, S. Koester [et al.] // AIS Tech 2009 Proceedings. – 2009. - №1.- P.737-747.
21. Чернятевич А.Г., Протопопов Е.В. Разработка наконечников двухконтурных фурм для кислородных конвертеров // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.- 1995.- № 12.- С. 13-17.
22. Чернятевич А.Г. Разработка дутьевого и шлакового режимов конвертерной плавки при верхней кислородной продувке. Сообщение 1 // Металлургическая и горнорудная промышленность.- 2015.- № 4.- С. 24-31.

Статья поступила 09.05.2017 г.

УДК 669.184

Низяев К.Г., Молчанов Л.С., Синегин Е.В., Стоянов А.Н., Рышкова И.С., Вей Синвень*

Инновационные подходы к конструированию футеровки кислородных конвертеров

Статья посвящена проблеме повышения стойкости футеровки кислородных конвертеров. В ней на примере 60-т кислородного конвертера определена конструкция и основные типоразмеры огнеупорных блоков для выполнения донной части футеровки сферической формы.

Статтю присвячено проблемі підвищення стійкості футеровки кисневих конвертерів. У ній на прикладі 60-т кисневого конвертера визначена конструкція й основні типорозміри вогнетривких блоків для виконання донної частини футеровки сферичної форми.

The article describes the problem of increase of BOF lining life. For BOF of 60 t capacity it a construction and the typical sizes of refractory blocks for a bottom zone of the spherical-shaped lining were defined.

Постановка задачи исследований. На современном этапе развития мировой металлургии кислородно-конвертерный процесс является наиболее массовым способом производства конструкционной стали. Производительность кислородно-конвертерных цехов определяется длительностью безремонтных периодов работы плавильных агрегатов.

Существенно повлиять на потери производственного времени может длительность ремонтных мероприятий. В существующих условиях повысить производительность и сократить себестоимость производства стали в конвертерах можно за счет повышения стойкости огнеупорной футеровки.

Таким образом, стойкость огнеупорных материалов непосредственно влияет на производительность кислородных конвертеров, себестоимость и качество жидкой стали [1 – 3].

Учитывая, что скорость разрушения огнеупорной футеровки изменяется по ходу компании и дифференцирована для различных ее зон, то стойкость всей футеровки будет определяться длительностью эксплуатации наиболее изнашиваемого ее участка. Кроме того, необходимо отметить, что при эксплуатации кислородных конвертеров донная часть футеровки приобретает форму сферического сегмента. Это связано с гидродинамическими и физико-химическими особенностями взаимодействия огнеупорных материалов с высокотемпературными металлическими расплавами. Исходя из этого, актуальной задачей для современной металлургии является разработка огнеупорных блоков новой конструкции для выполнения донной части огнеупорной футеровки кислородных конвертеров, обеспечивающих сферическую форму ванны.

Методика проведения исследований.

Основной задачей огнеупорной футеровки в кислородных конвертерах является изоляция вы-

сокотемпературной реакционной зоны конвертера от металлических элементов конструкции. При этом на нее действуют разнообразные экстремальные нагрузки и факторы, различные по своей природе. Износ огнеупорных изделий в кислородных конвертерах зависит как от качества самих огнеупорных блоков, так и от технологии плавки. Футеровка кислородных конвертеров в процессе их эксплуатации должна противостоять ряду технологических факторов [4], основные из которых представлены на рис. 1.

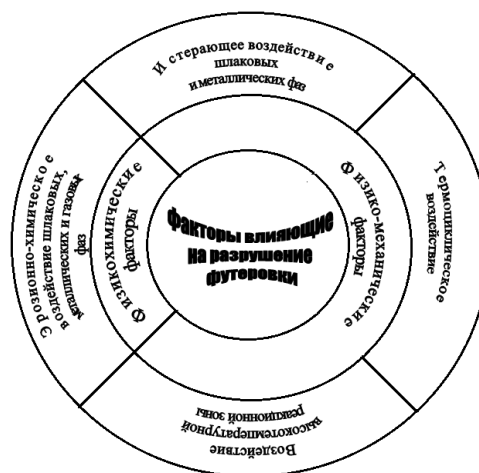


Рисунок 1 – Факторы, влияющие на разрушение футеровки

В целом износ футеровки определяется комплексным действием всех указанных выше факторов, при этом влияние шлакометаллической эмульсии является главной причиной износа футеровки. Сопоставление факторов, влияющих на разрушение различных зон футеровки кислородного конвертера, представлено в табл.1. Исходя из опыта эксплуатации футеровки кислородных конвертеров [5–7] определено, что наиболее интен-

*Низяев Константин Георгиевич, проф. НМетАУ, д.т.н., профессор,
Молчанов Лавр Сергеевич, с.н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, к.т.н.,
Синегин Евгений Владимирович, ст.преп. НМетАУ, к.т.н.,
Стоянов Александр Николаевич, доцент НМетАУ, к.т.н.,
Рышкова Ирина Степановна, аспирант НМетАУ,
Вей Синвень, студент НМетАУ.
Рецензент Иващенко Валерий Петрович, проректор НМетАУ, д.т.н., профессор.

сивный износ футеровки наблюдается в средних и верхних участках рабочего пространства конвертера, то есть в зоне шлакового пояса и высокотемпературного факела.

В меньшей степени изнашиваются днище, нижний конус и низ цилиндрической части футеровки. Износ днища имеет линзовидный характер

с наибольшей глубиной в подфурменной зоне и зависит, в большей мере, от глубины проникновения струи кислорода в ванну. В шлемовой части конвертера наблюдается определенный повышенный износ в зоне летки и сливной части горловины в связи с влиянием шлака и значительных колебаний температуры.

Таблица 1 – Факторы, влияющие на различные зоны футеровки кислородного конвертера [5, 6]

Зона / узел футеровки	Факторы, влияющие на стойкость
Лёточный узел	Взаимодействие со шлакометаллической эмульсией и окислительной газовой фазой; истирающее действие струи жидкого металла; резкое изменение температуры.
Надцапфенные зоны	Взаимодействие со шлакометаллической эмульсией и окислительной газовой фазой.
Шлаковый пояс	Воздействие высокотемпературных шлаковых и металлических расплавов.
Околоцапфенные зоны	Воздействие шлаковых расплавов; взаимодействие с окислительной газовой фазой.
Днище (ванна)	Истирающее воздействие высокоскоростных потоков металла и высокотемпературное воздействие реакционной зоны.
Зона загрузки металлолома	Ударное воздействие кусков металлического лома, при загрузке в конвертер.
Шлемовая часть	Воздействие окислительной газовой фазы и высоко активной шлаковой фазы при сливе шлака из конвертера.

Исходя из изложенных выше данных можно сделать вывод о неравномерности скорости износа огнеупорной футеровки, что привело к распространению на современном этапе развития металлургии дифференцированной по толщине и химическому составу футеровки кислородных конвертеров [7]. Таким образом, определено, что существенное снижение расхода огнеупоров при эксплуатации кислородных конвертеров можно достичь за счет оптимизации геометрической формы донной части. Данная инженерная задача решается за счёт разработки футеровочных блоков специальной конструкции. Применительно к данной работе усовершенствование конструкции донной части футеровки сталеплавильного агрегата осуществлялась для 60-т кислородного конвертера верхнего дутья.

Результаты исследований. Для оценки особенностей разрушения огнеупорной футеровки кислородных конвертеров в условиях ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ» рассмотрены данные за период 2011 – 2012 гг. [8]. Основной сортамент выплавляемых сталей составляют полуспокойные углеродистые стали марок ЗПС, 5ПС; 10-15% ЗСП, 5СП. В качестве высокостойкой футеровки в кислородных конвертерах применялись периклазоуглеродистые огнеупоры. Кроме того, футеровка выполнялась зонально по химическому составу (содержание углерода): шлемовая часть – 6%; шлаковый пояс – 12 %; околоцапфенные зоны – 14 %; зона ванны – 8%. Данные о разрушении футеровки кислородного конвертера № 3 ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ» приведены в табл. 2.

Таблица 2 - Изменение глубины износа огнеупоров в ходе кампании по футеровке кислородного конвертера №3 [9]

№ п/п	№ плавки от начала кампании	Глубина разгара футеровки, мм		
		с восточной стороны	с западной стороны	среднее
1	219	150	180	165
2	572	270	310	290
3	615	280	340	310
4	907	400	530	465
5	1327	520	600	560

Исходя из производственных данных [10] основной причиной вывода из эксплуатации кислородных конвертеров явился интенсивный износ и разрушение футеровки шлемовой части практически до уровня брони (металлического кожуха) и в меньшей мере разрушение футеровки всего ра-

бочего пространства и со значительной выработкой в цилиндрической околоцапфенной части (остаточная толщина огнеупорного материала ≤ 100 мм). Эскиз топографии износа огнеупорной футеровки кислородного конвертера представлен на рис. 2.

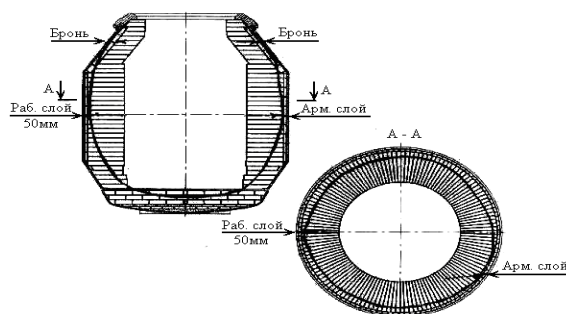


Рисунок 2 – Топография разрушения футеровки «Долмонд» 50 т конвертера, находившегося в процессе эксплуатации в течение 2273 плавов [10]

Проведенный анализ производственных данных [8,10] позволяет сделать вывод о том что, скорость износа футеровки является неравномерной на протяжении всей компании конвертера. Наибольший износ претерпевает футеровка в первой трети компании эксплуатации кислородных конвертеров. Таким образом, для снижения скорости разрушения огнеупорной футеровки 60-т кислородного конвертера в донной части предлагается выполнять ее в форме сферического сегмента. Схема параметров внутреннего пространства данного конвертера представлена на рис. 3.

Учитывая, что донная часть конвертера имеет сферическую форму, то расчет площади внешней и внутренней границ ванны проводится по формуле площади сегмента сферы. При этом площадь внутреннего и внешнего пространства футеровки донной части 60-т кислородного конвертера составляет соответственно 23,05 м² и 15,45 м² соответственно. Исходя из схемы выкладки огнеупорной кладки конвертера емкостью 60-т (рис. 3) установлено, что высота огнеупорного блока для футеровки донной части должна составлять 500 мм. Кроме того учитывая технологичность выкладки (учитывая вес одного блока) определялось количество огнеупорных блоков. С этой целью расчетным путем с применением уравнения объема сегмента сферы была установлена общая масса футеровки донной части, которая составляет 16311,63 кг. Учитывая, что масса одного огнеупорного блока не должна превышать 16 кг, определено, что общее количество блоков в донной части 60-т кислородного конвертера составляет 1020 шт. Исходя из количества необходимых футеровочных блоков определяется площадь верхнего и нижнего их основания, которая составляет 0,015 м² и 0,023 м² соответственно. С целью обеспечения технологичности изготовления огнеупорных блоков для выполнения донной части футеровки кислородного конвертера была предложена форма правильной усеченной шестигранной пирамиды. Исходя из этого сторона шестигранника, лежащего в основе блока, может быть рассчитана по формуле:

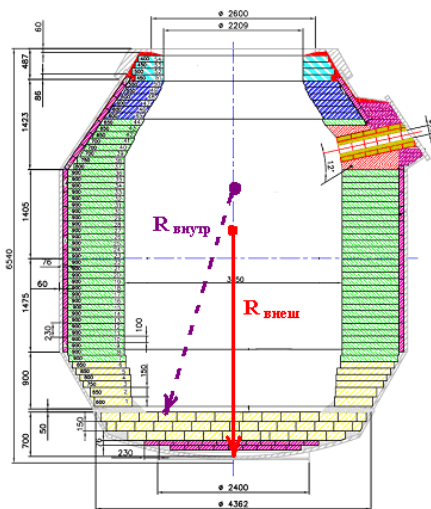


Рисунок 3 – Схема конвертера параметров внутреннего пространства емкостью 60 т

$$a = \sqrt{\frac{2 \cdot S}{3\sqrt{3}}}, \text{ м}, \quad (1)$$

где S – площадь правильного шестиугольника, м².

Сторона верхнего и нижнего основания футеровочного блока составляет 0,076 м и 0,094 м соответственно. Для упрощения процесса выкладки и стыковки огнеупорных блоков при футеровке донной части 60-т конвертера предлагается блок разделить по фронтальной оси. Эскиз огнеупорного блока разработанной конструкции для футеровки 60-т конвертеров представлен на рис. 4.

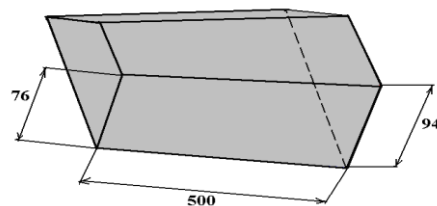


Рисунок 4 – Эскиз донного футеровочного блока для 60-т конвертеров

Для выполнения донной части футеровки 60-т конвертера с применением огнеупорных блоков разработанной конструкции требуется применение 2040 блоков (вес каждого блока 8 кг). Схема выполнения дизайна футеровки 60-т конвертера с применением огнеупорных блоков (рис.5).

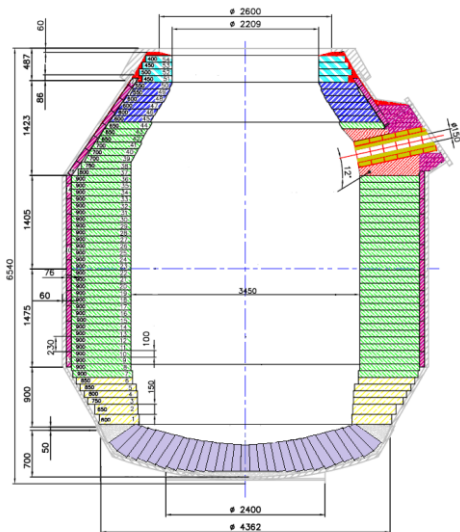


Рисунок 5 - Схема выполнения дизайна футеровки 60-т конвертера с применением огнеупорных блоков разработанной конструкции

Выводы.

1. Исследованиями установлено, что скорость разрушения огнеупорных материалов различных участков футеровки кислородного конвертера различна (наиболее интенсивно разрушается футеровка лётного узла и цилиндрической частей), что связано с разной приоритетностью факторов влияющих на различные зоны. Среди рассмотренных факторов определяющим является – физико-химическое взаимодействие с высокоокисленными шлаковыми фазами.
2. Обобщая сведения об особенностях разрушения футеровки донной части кислородного конвертера по ходу кампании установлено, что в течение первой трети кампании независимо от первоначального профиля донной части огнеупорной футеровки она принимает форму сферического сегмента, что определено физико-химическими и гидродинамическими закономерностями.
3. Для условий 60-т кислородного конвертера верхнего дутья определён дизайн и конструкционные параметры огнеупорного блока для выполнения донной части футеровки. Разработана схема дизайна футеровки.

Библиографический список

1. Очагов, И.Г. Мировая практика производства и применения огнеупоров в сталеплавильном производстве / И.Г. Очагов // Новые огнеупоры. – 2002. – №1. – С. 117-119.
2. Талочкина, Т.И. Современные огнеупорные материалы и изделия для плавильных и тепловых агрегатов / Т.И. Талочкина // Новые огнеупоры. – 2009. – №12. – С. 16-19.
3. Опыт эксплуатации периклазоуглеродистой футеровки конвертера из изделий производства RHI / А.Г. Валуев, И.В. Говгаленко, И.Г. Афанасьев // Новые огнеупоры. – 2011. – № 3. – С. 103-105.
4. Конвертерне виробництво сталі: теорія, технологія, якість сталі, конструкції агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія: Підручник / Б.М. Бойченко, В.Б. Охотський, П.С. Харлашин. – Дніпропетровськ: РВА“Дніпро-ВАЛ”, 2006. – 456 с.
5. Служба периклазоуглеродистых огнеупоров в шлаковом поясе конвертера / В.И. Пищида, Б.М. Бойченко, К.Г. Низяев, С.Н. Кравец // Новые огнеупоры. – 2005. – №1. – С. 29-31.
6. О механизме износа периклазоуглеродистых огнеупоров в конвертере / В.И. Пищида, Б.М. Бойченко, А.Г. Величко, М.С. Тарнавский // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2003. – №8. – С. 98-101.
7. Опыт эксплуатации периклазоуглеродистых футеровок конвертеров / О.Б. Воронина, С.Н. Ушаков, И.М. Захаров [и др.] // – Сталь. – 2009. – № 10. – С. 28-29.
8. Анализ динамики износа футеровки кислородных конвертеров в условиях ПАО “ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского” / А.С. Заспенко, К.Г. Низяев, А.Н. Стоянов, Л.С. Молчанов, Е.Н. Сигарев // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2015. – № 3. – С. 20-22.
9. Анализ влияния технологических факторов на интенсивность износа футеровки кислородных конвертеров / А.С. Заспенко, К.Г. Низяев, А.Н. Стоянов, Л.С. Молчанов // Металл и литье Украины. – 2013. – № 8. – С. 16-17.
10. Математическая модель изменения глубины ванны в процессе эксплуатации кислородных конвертеров малой емкости / А.С. Заспенко, К.Г. Низяев, Л.С. Молчанов, Б.М. Бойченко, А.Н. Стоянов, Е.В. Синегин // Регіональний міжвузівський збірник наукових праць “Системні технології”. – 2015. – №3 (98). – С. 28-33.

Статья поступила 09.05.2017 г.

УДК 669.184

Чернятевич А.Г., Вакульчук В.В., Молчанов Л.С., Юшкевич П.О., Сигарев Е.Н.,
Чубин К.И., Чубина Е.А.*

Высокотемпературное моделирование продувки конвертерной ванны с использованием двухъярусной кислородной фурмы

Впервые получена достоверная информация об особенностях формирования реакционной зоны взаимодействия сверхзвуковых кислородных струй с конвертерной ванной, дожигания выделяющегося из нее потока монооксида углерода дозвуковыми кислородными струями при различном уровне вспененной шлакометаллической эмульсии в полости конвертера.

Вперше отримана достовірна інформація про особливості формування реакційної зони взаємодії надзвукових кисневих струменів з конвертерною ванною, допалювання потоку монооксида вуглецю, що відходить із неї, дозвуковими кисневими струменями при різному рівні спіненої шлакометалевої емульсії у порожнині конвертера.

For the first time researches has allowed obtaining reliable information about the features of the formation of the reaction zone of the supersonic oxygen jets with a converter bath, post-combustion of the carbon monoxide released from this area with subsonic oxygen jets at different level of the foamed slag-metal emulsion in the converter cavity.

Актуальность и постановка задачи исследования. К настоящему времени в установлении путем высокотемпературного моделирования картины физико-химических процессов, сопровождающих взаимодействие верхних кислородных струй с конвертерной ванной, достигнут определенный успех [1-3]. Выявлены основные физико-химические закономерности поведения реакционной зоны воздействия кислородных струй на конвертерную ванну в ходе верхней продувки с использованием многосопловых фурм [1-3], в том числе двухконтурных [3], параметры изменения формы и размеров образуемых кратеров, а также особенности брызгообразования и выхода на поверхность ванны газообразных продуктов окисления углерода.

Вместе с тем полностью отсутствует информация о реальных физико-химических явлениях, сопровождающих верхнюю продувку конвертерной ванны группами сверх- и дозвуковых кислородных струй, формируемых соплами Лаваля и цилиндрическими двухъярусной фурмы, что не позволяет осознанно подойти к разработке оптимальных конструкций многоярусных фурменных устройств и способов продувки, обеспечивающих:

- улучшение теплового баланса конвертерной плавки за счет дожигания CO до CO₂ в полости конвертера с предотвращением повышенного локального износа футеровки верхней цилиндрической и конусной частей конвертера;

- снижение интенсивности заматалливания технологического оборудования (ствола фурмы, горловины конвертера и экранной поверхности

камина).

На сегодняшний день известно [4-6], что предотвратить интенсивное заматалливание ствола фурмы и горловины конвертера удается при использовании двухъярусных фурм, обеспечивающих создание над реакционной зоной взаимодействия основных сверхзвуковых кислородных струй с конвертерной ванной своеобразной газовой завесы из дополнительного дозвукового кислородного дутья, преграждающего попадание на ствол фурмы и горловину конвертера капель металла, выносимых в потоке отходящих газов. Для создания такой газовой завесы рекомендуется [5] расход кислорода через верхний ярус сопел поддерживать в пределах 3-5 % от общей интенсивности продувки, чтобы одновременно со снижением интенсивности заматалливания технологического оборудования предотвратить агрессивное воздействие высокотемпературного факела дожигания на футеровку конвертера. В зарубежной металлургической практике [4-6], благодаря организации при продувке конвертерной ванны через двухъярусные фурмы дожигания CO до CO₂ в верхней части агрегата без воздействия факела дожигания на футеровку и нанесению шлакового гарнисажа на поверхность последней, удалось значительно уменьшить образование металлошлаковых настывей на стволе фурмы и горловине конвертеров с достижением стойкости футеровки в пределах 20-43 тыс. плавов [4,6].

Отмеченный выше подход в реализации продувки конвертерной ванны через двухъярусную фурму в практике работы конвертерных цехов

* Чернятевич Анатолий Григорьевич, зав.отделом ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, д.т.н., проф., академик АИН Украины, Вакульчук Владимир Викторович, м.н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, Молчанов Лавр Сергеевич, ст.н.с. ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, к.т.н. Юшкевич Павел Олегович, аспирант ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, Сигарев Евгений Николаевич, зав. кафедрой ДГТУ, д.т.н., профессор, Чубин Константин Иванович, доцент ДГТУ, к.т.н., Чубина Елена Анатолиевна, доцент ДГТУ, к.т.н. Рецензент Иващенко Валерий Петрович, проректор НМетАУ, д.т.н., профессор.

[7,8] в бывшем СССР опробован не был, поскольку с самого начала преследовалась цель улучшения теплового баланса плавки посредством интенсификации дожигания CO до CO₂ при расходе дополнительного кислорода в пределах 10-25 % от общего и повышения тем самым доли перерабатываемого металлического лома, что и было достигнуто. Однако в результате интенсификации дожигания отходящих газов с формированием высокотемпературных факелов, повышения температуры и окисленности шлаковой фазы развивался ускоренный износ футеровки конвертера, что вынуждало заменять двухъярусную фурму на обычную по ходу кампании плавки как с верхней [7], так и комбинированной продувкой [8].

С учетом вышеизложенного представлялось актуальным с использованием высокотемпературного моделирования при различных параметрах продувки конвертерной ванны кислородом через двухъярусную фурму получить недостающую достоверную информацию об особенностях:

- формирования реакционной зоны взаимодействия сверхзвуковых кислородных струй с металлическим расплавом с выходом из пределов последней запыленного потока монооксида углерода при различном уровне расположения фурмы относительно вспененной шлакометаллической эмульсии;

- развития дожигания выделяющего из пределов реакционной зоны CO до CO₂ в дозвуковых кислородных струях с формированием высокотемпературных факелов, направленных на поверхность конвертерной ванны или внедренных в объем вспененного шлака;

- образования металлошлаковых настывей на стволе фурмы при продувке с различным уровнем вспененной шлакометаллической эмульсии.

Установка и методика проведения исследований. Исследования проводили на смонтированной с учетом приобретенного опыта [9] установке, включающей 60-кг конвертер (рис. 1), снабженный съемной горловиной с окном для фиксации хода продувки видеокамерой со скоростью 300 кадров/с.

Футеровка конвертера выполнена путем набивки по шаблонам из обожженного магнезитового порошка со связкой на жидком стекле. Уменьшение теплотеря достигается применением слоя каолиновой ваты и листового асбеста, уложенных между кожухом и футеровкой конвертера.

Обжиг и разогрев футеровки конвертера перед плавкой осуществляется путем сжигания загруженного в конвертер кокса с вдуванием в объем последнего компрессорного воздуха. Отвод образующихся дымовых газов в ходе разогрева футеровки, так и продувки конвертерной ванны производится через металлошланговый рукав, соединенный с дымососом.

Для продувки конвертерной ванны были использованы два варианта конструкций двухъ-

ярусных кислородных фурм (рис. 1), спроектированных с учетом [10] создания группой сверхзвуковых кислородных струй, истекающих из сопел Лаваля наконечника фурмы, обособленных или объединенной реакционных зон интенсивного выхода потока CO на поверхность ванны.

Соответственно это обеспечивалось размещением в нижнем медном наконечнике 4-х сопел Лаваля критического диаметра 1,7 мм под углом 15° к вертикали в первом варианте конструкции фурмы (1') и 12° – во втором (2').

Для дожигания монооксида углерода дозвуковыми кислородными струями на удалении 105 мм от торца наконечника размещен верхний медный сопловый блок, имеющий 8 цилиндрических сопел диаметром 1 мм, расположенных под наклоном 45° к вертикали в первом варианте конструкции фурмы (1') и 30° – во втором (2').

В ходе экспериментов независимо регулируемый расход основного ($Q_{O_2}^{осн}$) и дополнительного ($Q_{O_2}^{доп}$) кислорода изменялся в пределах 0,12-0,20 и 0,011-0,108 м³/мин или 2,0-3,3 и 0,18-1,8 м³/т·мин соответственно через группы сопел Лаваля и цилиндрических.

В данном случае интенсивность подачи кислорода на дожигание отходящих газов составляла 5,2-35,0 % от общей на продувку конвертерной ванны.

Высоту фурмы над уровнем ванны в спокойном состоянии изменяли в пределах 20-50 калибров (диаметров критического сечения сопла Лаваля).

Жидкий низкомарганцовистый чугун, имеющий химический состав 4,05-4,50 % C, 0,49-0,90 % Si, 0,03-0,15 % Mn, 0,022-0,050 % S и 0,048-0,058 % P и температуру 1600-1650 °C, готовили в кислотном тигле 160-кг индукционной печи с учетом теплотеря за время заливки чугуна в конвертер и подготовительных работ:

- установка горловины;
- отбор пробы и замер температуры чугуна;
- замер глубины ванны;
- фиксация двухъярусной фурмы на заданной высоте перед началом продувки.

Порядок продувки чугуна кислородом через двухъярусную фурму с вводом кусковых (фракция 10-12 мм) извести и плавикового шпата в ходе операции изменяли по заранее составленной программе.

В ходе продувки производился отбор проб металла и шлака. После падения факела над горловиной конвертера ($[C] \leq 0,08$ %) поднимали фурму с одновременным прекращением подачи кислорода.

В отработанном варианте дутьевого и шлакового режимов ведения плавки температура расплава возрастала в ходе продувки с первоначальных 1300-1340 до 1610-1630 °C по окончании операции.

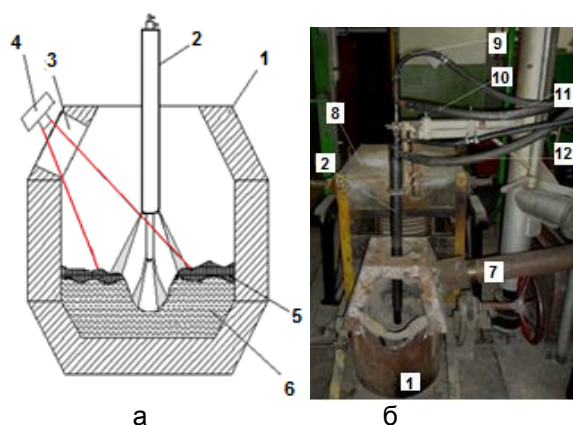


Рисунок 1 - Схема (а) реализации видеосъемки процесса продувки и вид (б) лабораторного конвертера: 1- конвертер; 2- фурма; 3- смотровое окно; 4- видеокамера; 5- шлак; 6- металл; 7 – рукав отвода дымовых газов; 8- 160-кг индукционная печь; 9, 11 – патрубки подвода основного и дополнительного кислорода; 10, 12 - патрубки подвода и отвода охлаждающей воды

Обсуждение результатов исследования. С практической точки зрения представляют интерес только проявляющиеся на поверхности продуваемой кислородом конвертерной ванны физико-химические явления с момента «зажигания» операции, когда начинает реализовываться непосредственно классический кислородно-конвертерный процесс рафинирования жидкого чугуна с добавкой в качестве охладителя металлического лома.

В этой связи обработка снятых видеоматериалов хода продувки плавов через двухъярусную фурму была направлена, в первую очередь, на получение достоверной информации об особенностях развития физико-химических процессов на поверхности конвертерной ванны после устойчивого «зажигания» операции в начальный период окисления шлакообразующих примесей и наводки шлака, в основной период интенсивного обезуглероживания ванны и заключительный период продувки с падением скорости обезуглероживания.

С началом продувки ванны 60-кг конвертера с расходом основного кислорода 0,12-0,20 м³/мин через обе конструкции двухъярусной фурмы устойчивое «зажигание» плавки происходило при расположении торца наконечника на начальной высоте ($H_{\text{ф}}^{\text{нач}}$) 45-50 калибров и давлении ($P_{\text{д}} = i/F_{\text{x}}$) отдельной сверхзвуковой струи на поверхность металлического расплава пределах 1500-2055 Па. Здесь: i – импульс кислородной струи, кг·м/с²; F_{x} – площадь струи на уровне встречи с ванной,

м², в соответствии с полученными выражениями [11].

Первоначально фиксируется выделение из кратеров реакционной зоны чрезмерно запыленных объемов отходящих газов черно-бурого цвета, препятствующих визуализации и дальнейшей видеосъемке процесса продувки. Затем, благодаря интенсификации обезуглероживания в реакционной зоне с частичным дожиганием в пределах последней CO до CO₂, происходит устойчивое «зажигание» плавки, после чего реакционная зона как бы раскрывается для видеосъемки дальнейшего хода продувки (рис.2, а-в).

Из-за низкой скорости окисления углерода на начальном этапе продувки дожигание CO дозвучиваемыми кислородными струями, истекающими из цилиндрических сопел верхнего яруса фурмы, развивается слабо (рис.2, а-в). Характерно, что первоначально с определенной частотой в пределах реакционной зоны фиксируется выход и дожигание незапыленного потока CO (рис.2, а-в) с последующим выделением из этого места бурого дыма (рис.2, г-е).

Зафиксированная видеосъемкой максимальная высота подъема крупных всплесков и брызг металла, направленных в сторону фурмы и стен конвертера, остается меньше высоты 45-50 калибров расположения двухъярусной фурмы над уровнем расплава, что предотвращает образование металлических настывей на стволе фурмы при наводке шлака.

В это время продукты преимущественного окисления кремния и марганца в виде железо-марганцовистых силикатов и неиспользованной части оксидов железа всплывают на поверхность ванны, оттесняются потоком выходящего из реакционной зоны монооксида углерода в сторону стен конвертера и вступают во взаимодействие с присадками кусковой извести и плавикового шпата. В результате добавок указанных материалов и дальнейшего поступления в шлак продуктов окисления шлакообразующих примесей и железа чугуна количество шлака увеличивается. При этом усиливающийся поток всплесков, крупных и мелких брызг металла из пределов реакционной зоны в шлак с повышенным содержанием оксидов железа сопровождается обезуглероживанием металлических королек (к) по реакции $[C]_{\text{к}} + (\text{FeO}) \rightarrow \{\text{CO}\} + [\text{Fe}]_{\text{к}}$, что ведет к накоплению мелких пузырьков CO в шлаке и формированию вспененной шлакометаллической эмульсии.

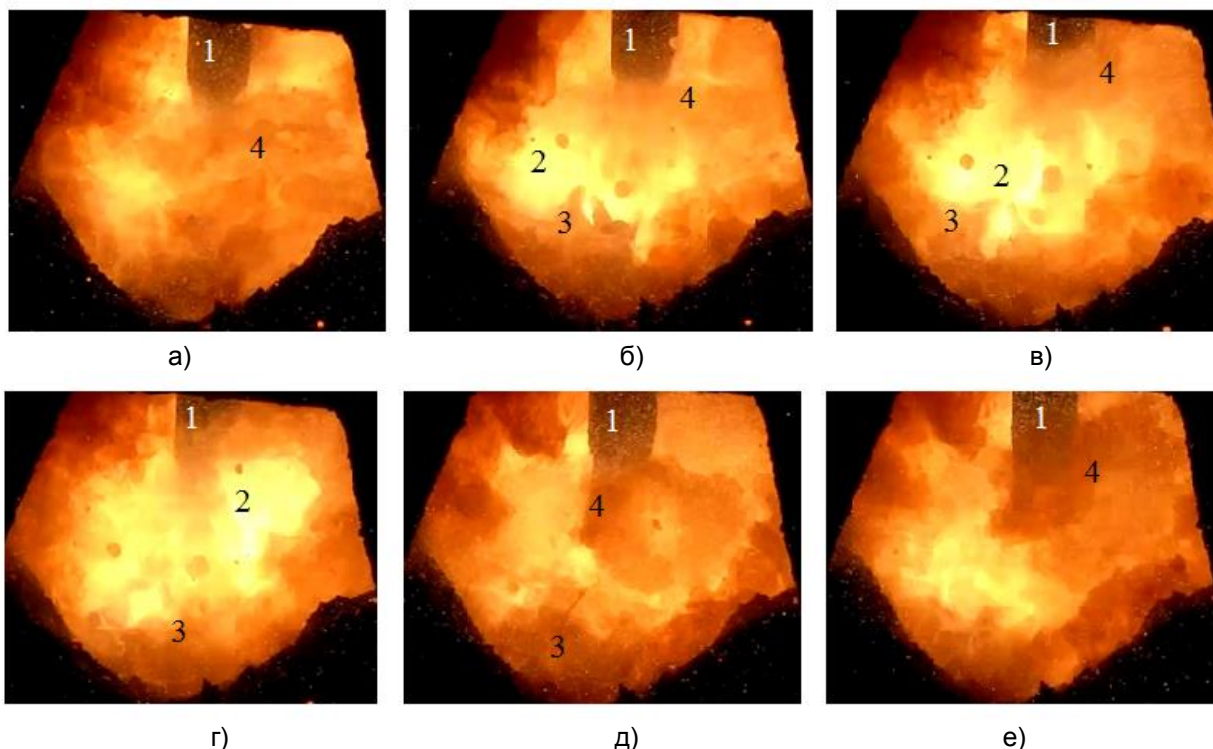


Рисунок 2 - Картина продувки конвертерной ванны через двухъярусную фурму (1') с момента устойчивого «зажигания» плавки ($H_{\text{ф}}^{\text{нач}} = 50$ калибров, $Q_{\text{O}_2}^{\text{осн}} = 0,20 \text{ м}^3/\text{мин}$, $Q_{\text{O}_2}^{\text{доп}} = 0,10 \text{ м}^3/\text{мин}$): 1- фурма; 2- факела дожигания; 3- выход бурого дыма

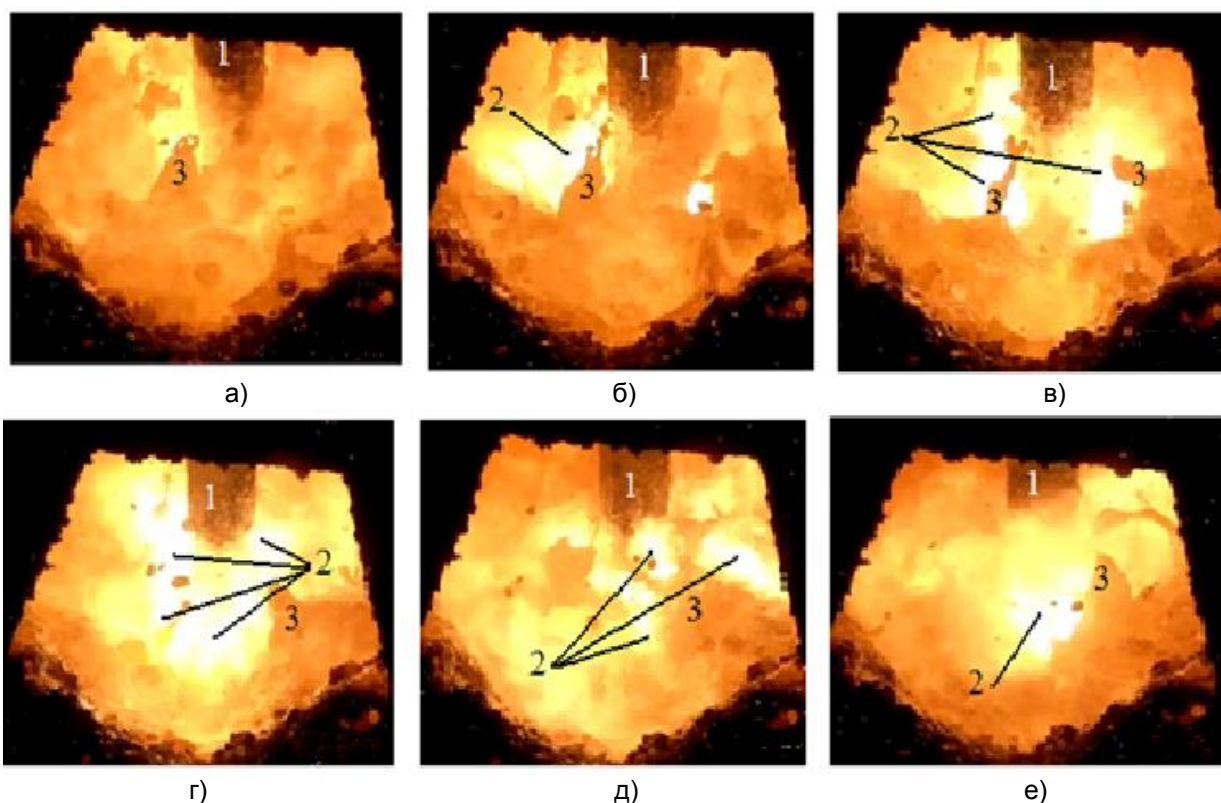


Рисунок 3 - Картина продувки конвертерной ванны через двухъярусную фурму (1') в период интенсивного окисления углерода ($H_{\text{ф}}^{\text{нач}} = 30$ калибров, $Q_{\text{O}_2}^{\text{осн}} = 0,20 \text{ м}^3/\text{мин}$, $Q_{\text{O}_2}^{\text{доп}} = 0,10 \text{ м}^3/\text{мин}$): 1- фурма; 2- факела дожигания; 3- всплески шлака

С установлением двухъярусной фурмы (1') на рабочей высоте ($H_{\text{ф}}^{\text{раб}}$) 30 калибров и расходе основного кислорода 0,12-0,20 м³/мин через 4 сопла Лаваля обеспечивалась с началом интенсивного окисления углерода продувка в режиме глубокого проникновения сверхзвуковых кислородных струй в расплав ($P_{\text{д}} = 2875-3600$ Па) с формированием в глубине последнего обособленных реакционных зон. Из пределов этих реакционных зон, в случае расположения уровня вспененной шлакометаллической эмульсии вблизи торца наконечника фурмы, происходит периодический выход на поверхность ванны объемов СО в виде макропузырей с изменением места выхода относительно ствола фурмы без определенной закономерности. В этом случае в формировании факелов дожигания СО до СО₂ принимают участие только струи дополнительного кислорода, расположенные на стороне выхода макропузыря, остальные же струи внедряются во вспененный шлак и взаимодействуют с последним (рис. 3).

С повышением скорости обезуглероживания, а соответственно с увеличением объема выделяе-

мого из пределов реакционной зоны монооксида углерода, возрастает по диаметру область выхода на поверхность ванны СО. Это способствует при расходе дополнительного кислорода 0,084-0,108 м³/мин интенсивному развитию дожигания вовлеченного в дозвуковые струи СО до СО₂ с формированием высокотемпературных факелов, воздействующих на поверхность ванны за пределами зон непосредственного взаимодействия сверхзвуковых кислородных струй с расплавом (рис. 3).

При уровне вспененной шлакометаллической эмульсии, располагающейся вблизи или над верхним ярусом цилиндрических сопел (рис. 4) продувка обычно протекает в режиме, когда с определенной частотой из пределов реакционной зоны выходит цепочка всплывающих вдоль ствола фурмы макропузырей СО, которые в процессе всплывания и укрупнения вызывают первоначальное увеличение высоты слоя вспененного шлака и последующее снижение после выхода и разрушения очередного макропузыря на поверхности ванны в околофурменной зоне.

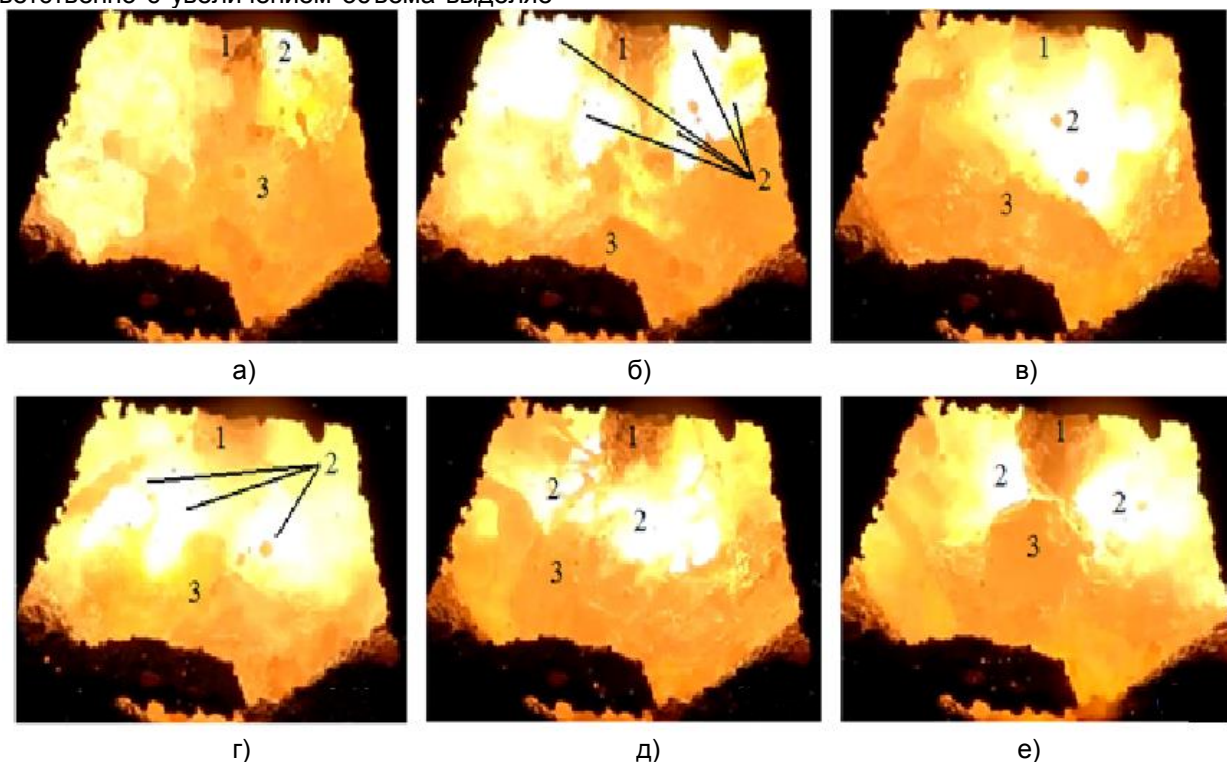


Рисунок 4 - Картина продувки конвертерной ванны через двухъярусную фурму (1') с расположением вспененного шлака на уровне верхних цилиндрических сопел ($H_{\text{ф}}^{\text{раб}} = 30$ калибров, $Q_{\text{O}_2}^{\text{осн}} = 0,20$ м³/мин, $Q_{\text{O}_2}^{\text{доп}} = 0,10$ м³/мин): 1- фурма; 2- факела дожигания; 3- всплески шлака

Выход и разрушение на поверхности ванны макропузырей СО сопровождается образованием шлаковых всплесков, верхняя часть которых разрушается на отдельные капли, а оставшаяся часть оседает в шлаковую ванну. При этом осуществляется как дожигание СО до СО₂ в объеме макропузыря кислородными струями верхнего яруса сопел, так и взаимодействие последних с прослойками шлакометаллической эмульсии.

Если при расположении уровня вспененной шлакометаллической эмульсии ниже торца головки фурмы, зафиксированной на начальной высоте (рис.2), в основном происходит объединение выходящих из отдельных реакционных зон потоков монооксида углерода, то с момента перекрытия вспененным шлаком торца головки выход макропузырей СО, формируемых в каждой из реакционных зон, на поверхность ванны про-

исходит прерывисто (рис. 3 и 4). При этом вспененный слой шлакометаллической эмульсии, перекрывающий реакционную зону взаимодействия кислородных струй с металлическим расплавом, препятствует выносу капель металла на ствол фурмы, удерживая их тем сильнее, чем значительнее толщина слоя шлака и выше окисленность последнего.

Пока обезуглероживание ванны протекает в основном в пределах реакционной зоны, что характерно для «переходных» значений концентрации углерода в расплаве, запыленность отходящих газов определяется высотой образующегося слоя вспененной шлакометаллической эмульсии, выполняющей, как уже упоминалось, роль своеобразного фильтра, улавливающего пыль.

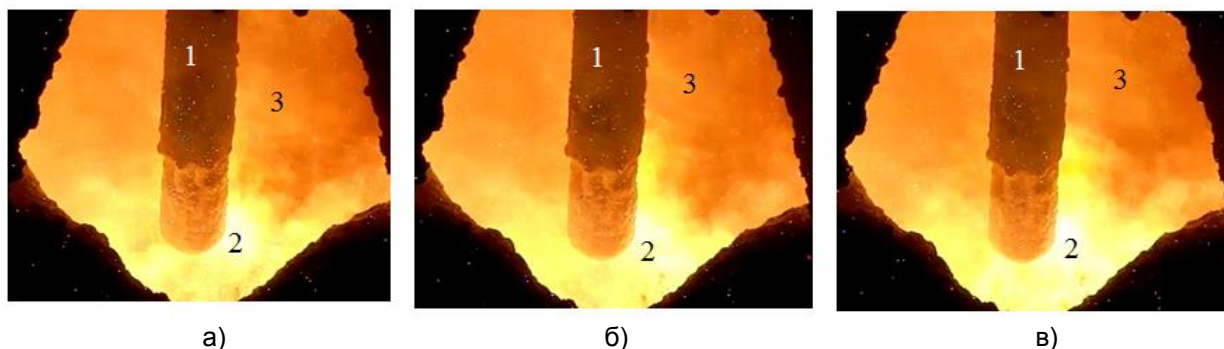


Рисунок 5 - Картина заключительного периода продувки конвертерной ванны через двухъярусную фурму ($H_{\Phi}^{нач} = 30$ калибров, $Q_{O_2}^{осн} = 0,20$ м³/мин, $Q_{O_2}^{доп} = 0,10$ м³/мин): 1- фурма (1'); 2- факела дожигания; 3- выход бурого дыма

С понижением концентрации углерода ниже «переходных» значений подвод кислорода превышает подвод углерода на обезуглероживание в реакционной зоне. Окисление углерода в реакционной зоне постепенно ослабевает и начинает интенсифицироваться процесс обезуглероживания в объеме металлической ванны на всплывающих пузырях СО и в местах их зарождения за счет кислорода, поступающего из зоны продувки. В заключительный период продувки (рис. 5) после падения факела над горловиной конвертера с понижением содержания углерода в ванне ниже 0,08-0,15 % скорость обезуглероживания уменьшается пропорционально снижению концентрации углерода в расплаве до 0,03-0,04 %, избыток кислорода в виде оксидов железа поступает в шлак, что вызывает потери выхода жидкого железоуглеродистого полупродукта, увеличивает скорость износа футеровки конвертера, но одновременно интенсифицирует процесс дефосфорации.

Как известно, для предотвращения образования металлошлаковой настыви на стволе обычной кислородной фурмы необходимо добиваться возможно более раннего вспенивания шлака и возможно большей продолжительности продувки с наличием вспененной шлакометаллической эмульсии, приближающейся к горловине конвертера, не допуская при этом возникновения выбросов.

При таких условиях продувки в наших экспериментах на обеих конструкциях двухъярусных фурм, после извлечения из конвертера, наблюдались преимущественно шлаковые настыви протяженностью 230-250 мм от торца наконечника (рис. 6, а), которые в процессе охлаждения самопроизвольно удалялись в результате растрес-

кивания. В то же время при малошлаковой продувке в режиме «жесткого» воздействия сверхзвуковых кислородных струй на ванну ($P_d = 0,014-0,015$ МПа, $H_{\Phi}^{раб} = 20$ калибров) предотвратить вынос мелких капель металла и шлака на ствол фурмы и избежать образования настывей на обеих фурмах не удалось (рис. 6, б, в).

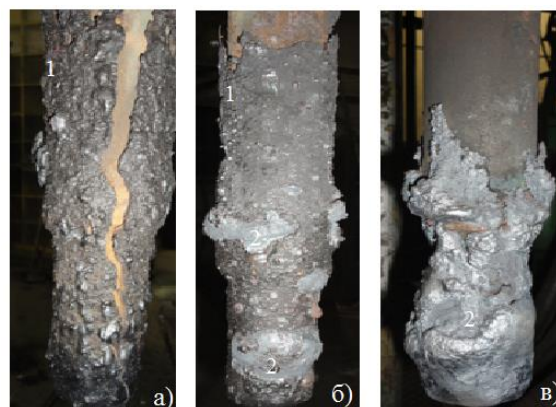


Рисунок 6 - Вид настывей на стволах двухъярусных фурм (1*, а; 2*, б) и (2*, в): 1 - шлаковая настывь; 2 - металлическая настывь

Видеосъемкой фиксировался как постоянно повторяющийся с определенной частотой выброс крупных всплесков и брызг металла на ствол фурмы с последующим их стеканием к наконечнику, так и направленный вынос мелких капель металла с намораживанием на наружную трубу фурмы над наконечником.

Обычно ниже верхнего яруса сопел на стволе фурмы, как и в производственных условиях [12], формировались в основном металлические

настыли (рис. 6, в), удаление которых требовало значительных затрат времени для возврата фурмы в работу. Выходом из создавшегося положения может быть применение наконечника с двухрядным круговым размещением сопел Лавала и цилиндрических, что, по-видимому, позволит снизить интенсивность направленного брызгоуноса мелких капель металла и шлака на поверхность наружной трубы фурмы в условиях бесшлаковой и малошлаковой продувки.

Выводы. Повышению эффективности дожига CO до CO₂ в полости конвертера с применением двухъярусной фурмы способствует продувка конвертерной ванны, обеспечивающая внедрения в ванну сверхзвуковых кислородных струй, формирующих открытую форма общей реакционной зоны с выходом из ее пределов вдоль ствола фурмы объединенного потока CO, в который встречно вдуваются звуковые кислородные струи, истекающие из цилиндрических сопел верхнего яруса.

Библиографический список

1. Чернятевич А. Г. Макрокартина физических явлений в реакционной зоне кислородного конвертера при продувке многосопловыми фурмами / А. Г. Чернятевич, Е. Я. Зарвин, Ю. Н. Борисов [и др.] // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.-1977.-№12.-С.61-65.
2. Чернятевич А. Г. Некоторые вопросы распространения кислородных струй в рабочем пространстве конвертера / А. Г. Чернятевич, Б. И. Шишов // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.-1981.-№1.- С.28-32; №3.- С.42-45.
3. Чернятевич А. Г. Экспериментальное изучение параметров реакционной зоны в условиях комбинированной продувки / А. Г. Чернятевич, Е. В. Протопопов // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.-1991.-№6.- С.17-22.
4. Ughadpada K., Briglio S., Mohammed G. Production improvement of No. 2 BOSP et ESAI // Iron and Steel Technology. -2010. -No. -11. -P. 59-64.
5. Rymarchyk N. Post combustion lances in Basic Oxygen Furnace (BOF) operations // Steelmaking Conference Proceedings.-1998. - P. 445-449.
6. Further process improvements at Severstal Sparrows Point via new technology implementation / R.P. Stone, D. Neith, S. Koester et al. // AIS Tech 2009 Proceedings. -2009. -№ 1. - P.737-747.
7. Баптизманский В. И. Работа 130-т конвертеров, оборудованных двухъярусными фурмами / В. И.Баптизманский, В. О. Куликов, А. Т. Китаев [и др.] // Экспресс-информация ЦНИИ и ТЭИ ЧМ.-1974. серия 6.- вып. 3.- С. 1-14.
8. Шнееров Я. А. Комбинированная продувка металла с подачей нейтрального газа через днище конвертера / Я. А. Шнееров, С. З. Афонин, В. В. Смоктий [и др.] // Сталь.- 1985.- № 11.- С. 16-21.
9. Чернятевич А. Г. К вопросу горячего моделирования кислородно-конвертерного процесса / А. Г. Чернятевич, Е. Я. Зарвин // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.-1978.-№4.- С.40-45.
10. Чернятевич А. Г. Разработка наконечников двухконтурных фурм для кислородных конвертеров / А. Г. Чернятевич, Е. В. Протопопов // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.- 1995.- № 12.- С. 13-17.
11. Протопопов Е. В. Исследование взаимодействия кислородных струй с отходящими конвертерными газами / Е. В. Протопопов, А. Г. Чернятевич // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.- 1996.- № 10.- С. 5-9.
12. Чернятевич А.Г. Разработка и совершенствование конструкции двухъярусной фурмы для 160-т конвертеров ПАО «ЕМЗ» / А.Г. Чернятевич, А.Г. Коваленко, А.В. Сущенко [и др.] // Теория и практика металлургии.- 2014.- № 3-6.- С. 20-28.

Статья поступила 09.05.2017 г.

УДК 669.14

Мусунов Д.О., Синегін Є.В., Молчанов Л.С., Журавльова С.В. *

Аналіз причин виникнення проривів металу під кристалізатором при розливанні на МБЛЗ круглої заготовки

Методами статистичного аналізу досліджено причини утворення проривів кірки металу під кристалізатором при розливанні сталі на МБЛЗ. Встановлено, що утворення проривів можна запобігти шляхом моніторингу непрямих параметрів і показників процесу розливання, таких як різниця температури води на вході і виході з кристалізатору, швидкість розливання і рівень металу в кристалізаторі.

Методами статистического анализа исследованы причины образования прорывов корки металла под кристаллизатором при разливке стали на МНЛЗ. Установлено, что образование прорывов можно предотвратить путём мониторинга косвенных параметров и показателей процесса разливки, таких как разность температуры воды на входе и выходе из кристаллизатора, скорости разливки и уровня металла в кристаллизаторе.

By using the methods of statistical analysis the reasons for the metal breakout under the mold when casting steel on CCM were investigated. It has been defined that the breakouts can be prevented by monitoring the indirect parameters and indexes of the casting process, such as the difference in the temperature of the water at the inlet and outlet of the crystallizer, the casting speed and the metal level in the mold.

Вступ. Процес розливки сталі на МБЛЗ наразі є одним з найбільш автоматизованих процесів сталеплавильного виробництва. У той самий час виникнення незначних неконтрольованих відхилень у процесі розливання може спричинити порушення умов формування твердої кірки в кристалізаторі і, як наслідок, виникнення прориву. Такими відхиленнями можуть бути нерівномірність подачі шлакоутворюючої суміші в кристалізатор та її неоднорідний хімічний і фракційний склад, недосить точне центрування струменя металу відносно кристалізатора, тощо. Це певною мірою ускладнює прогнозування аварійної ситуації і, відповідно, скорочує час на реагування для її запобігання.

Утворення проривів призводить не лише до втрат металу і зменшення продуктивності, а й до виходу з ладу обладнання зони вторинного охолодження із необхідністю його подальшої заміни.

Постановка задач дослідження. Автоматизовані системи прогнозування виникнення проривів металу під кристалізатором почали розроблятися починаючи з часу активного освоєння безперервної розливки сталі. Більшість з них ґрунтується на показниках термопар, які встановлюють на зовнішній поверхні мідної гільзи кристалізатора [1]. Разом із зміною температури охолоджуючої води температура зовнішньої поверхні гільзи кристалізатора характеризує локальні зміни теплового потоку від поверхні заготовки. Раптова зміна показників температури однієї або декількох термопар може свідчити про зміну умов охолодження заготовки в кристалізаторі. Збільшення темпера-

тури свідчить про збільшення теплового потоку внаслідок локального зменшення товщини кірки, а зменшення – про утворення між гільзою і кіркою додаткового теплового опору, наприклад газового прошарку внаслідок усадки. Останнє, в свою чергу, також може призводити до подальшого розігріву кірки і утворення прориву.

Встановлення термопар на зовнішній стінці гільзи суттєво підвищує тривалість підготовки МБЛЗ до розливання. Тому актуальною є задача прогнозування проривів металу під кристалізатором за непрямыми ознаками. Для цього спершу слід визначити параметри розливання, які теоретично можуть мати вагомий вплив на утворення проривів та сигналізувати про виникнення сприятливих для їх утворення умов.

Методика проведення експерименту. Більшість дослідників, що займалися вивченням причин утворення проривів та створенням систем щодо їх попередження схильні поділяти прориви на чотири основні групи [2]:

- прориви через неправильне охолодження заготовки в кристалізаторі;
- прориви через підвисання заготовки в кристалізаторі;
- прориви через скупчення шлаку біля мениску;
- стартові прориви.

Перелічені у табл. 1 причини утворення проривів металу можна умовно розділити на 3 групи:

- хімічний склад металу (низьке співвідношення $[Mn]:[Si]$, висока окисленість);
- технологічні (невірний температурно-

Мусунов Денис Олександрович, аспірант НМетАУ,
Синегін Євген Володимирович, ст. викл. НМетАУ, к.т.н.,
Молчанов Лавр Сергійович, доцент НМетАУ, к.т.н.,
Журавльова Світлана Валерійовна, доцент НМетАУ, к.т.н.
Рецензент Іващенко Валерій Петрович, проректор НМетАУ, д.т.н., професор.

- швидкісний режим, параметри хитання кристалізатора);
- людський фактор (неточне центрування стакан-дозатора і заглибного стакан від-

носно кристалізатора, погана підготовка головки затравки, нерівномірне змащення гільзи, деформація гільзи при її несвоєчасній заміні).

Таблиця 1 - Види проривів та причини їх виникнення

Через неправильне охолодження заготовки в кристалізаторі	Через підвисання заготовки в кристалізаторі	Через скупчення шлаку біля меніску	Стартові прориви
- зменшення інтенсивності первинного охолодження; - висока швидкість розливання; - висока температура.	- деформація гільзи; - нерівномірна подача ШУС; - хибні параметри хитання кристалізатора; - неточне центрування промковша.	- низьке співвідношення $[Mn]:[Si]$; - низький рівень металу в промковші; - активність кисню в металі.	- невірна робота стола хитання кристалізатора; - переливи металу в кристалізаторі; - неточне центрування стакан-дозатора і заглибного стакан відносно кристалізатора; - порушення геометрії гільзи; - перегрів металу; - погана підготовка головки затравки; - нерівномірне змащення гільзи при запуску; - відхилення технологічної осі струмка.

При створенні алгоритмів з прогнозування проривів об'єктивно можна враховувати лише перші 2 групи причин. Вплив людського фактора необхідно зменшувати до мінімуму шляхом підвищення рівня культури виробництва та контролю за виробничим процесом.

Хімічний склад металу має однаково впливати на імовірність утворення проривів на всіх струмках МБЛЗ, однак найчастіше прориви відбуваються лише на одному або двох струмках, що є наслідком корегування режиму розливки оператором МБЛЗ для запобігання виникнення проривів на інших струмках. Це свідчить про переважну роль саме технологічних параметрів розливки на імовірність утворення прориву.

Оцінка найбільш вагомих технологічних параметрів, що можуть впливати на утворення прориву, здійснювалась методом однофакторного дисперсійного аналізу, який дозволяє оцінити достовірність відмінності між двома групами спостережень (у даному випадку струмки з проривами та без). Для аналізу було відібрано 50 плавов сталі марок 26Г2ТР, які розливались на п'ятиструмковій сортової МБЛЗ у круглу заготовку діаметром 210 мм. З паспортів плавов були відібрані технологічні параметри, які априорі мають значний вплив на утворення проривів: рівень металу в кристалізаторі, частота і амплітуда хитання кристалізатора, різниця температури води на вході та виході з

кристалізатора, витрата води в кристалізаторі, швидкість витягування заготовки та сила струму на електромагнітну мішалку в кристалізаторі. Оскільки величини всіх цих показників впродовж розливання невідмінно змінюються для аналізу використовували мінімальні, середні та максимальні значення показника.

В ході дисперсійного аналізу порівнюється дисперсія обумовлена випадковими причинами із дисперсією, що обумовлена наявністю досліджуваного фактору чи події [3]. Значущість відмінності перевіряється за критерієм Фішера. Вплив випадкових причин характеризує внутрішньогрупова дисперсія

$$\sigma_2^2 = \frac{1}{m(n-1)} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m (x_{ij} - M_i)^2, \quad (1)$$

а вплив досліджуваного фактору чи події – міжгрупова

$$\sigma_1^2 = \frac{1}{m-1} \sum_{i=1}^m (M_i - M)^2, \quad (2)$$

де M – загальне середнє значення; m – кількість груп; n – кількість елементів в групі.

Для проведення одно факторного дисперсійного аналізу необхідно попередньо переконатися у нормальності розподілу обох досліджуваних масивів. Перевірка нормальності розподілу здійснювалась за величиною критерію χ^2 , який порів-

нують емпіричні частоти інтервалів масиву з теоретичними (очікуваними) частотами, що розраховані за формулами нормального розподілу. За результатами розрахунку у програмі *Microsoft Excel* було підтверджено гіпотезу про нормальність частотного розподілу всіх параметрів.

Процедуру однофакторного дисперсійного аналізу здійснювали за допомогою ПК. Для цього використали настройку «Пакет аналізу» програми *Microsoft Excel*. Результати статистичної обробки обох масивів: мінімальне, максимальне і середнє значення кожного параметру наведено в таблиці 2. Значущими для утворення проривів є парамет-

ри і показники з величиною *P*- значення менше 0,05.

За результатами статистичного аналізу встановлено, що значимий вплив на утворення проривів мають такі параметри та показники процесу як мінімальний рівень металу в кристалізаторі, мінімальна різниця температури води на вході та виході з кристалізатора та максимальна швидкість розливки. Вплив решти параметрів є незначущим. Наступним етапом дослідження є визначення критичних меж обраних параметрів для технологічного процесу.

Таблиця 2. Результати статистичної обробки*

Назва параметра	Величина параметра		Різниця		P- значення
	без прориву	з проривом	абс.	%	
Рівень металу в кристалізаторі, мм:					
- мінімальний	$\frac{96 - 171}{156}$	$\frac{34 - 172}{143}$	-13	-8,0	<u>0,0238</u>
- середній	$\frac{158 - 175}{168}$	$\frac{141 - 175}{165}$	-3	-1,6	0,0712
- максимальний	$\frac{163 - 195}{174}$	$\frac{165 - 194}{174}$	0	0,0	0,8380
Частота хитання, 1/хв.:					
- мінімальна	$\frac{77,0 - 119,8}{98,5}$	$\frac{78,1 - 124,4}{102,3}$	3,8	3,9	0,3523
- середня	$\frac{77,1 - 128,5}{107,3}$	$\frac{77,2 - 123,0}{103,4}$	-3,9	-3,7	0,3173
- максимальна	$\frac{78,0 - 142,0}{115,3}$	$\frac{78,1 - 124,4}{111,5}$	-3,7	-3,2	0,3409
Шаг кристалізатора, мм:					
- мінімальний	$\frac{5,20 - 12,00}{8,67}$	$\frac{5,60 - 12,00}{8,41}$	-0,26	-3,0	0,6968
- середній	$\frac{6,00 - 12,00}{9,38}$	$\frac{5,80 - 12,00}{8,81}$	-0,57	-6,1	0,3596
- максимальний	$\frac{6,30 - 12,00}{9,61}$	$\frac{6,30 - 12,00}{9,16}$	-0,45	-4,7	0,4731
Δt води, °C:					
- мінімальна	$\frac{0,0 - 7,0}{4,8}$	$\frac{0,0 - 7,2}{2,7}$	-2,1	-42,6	<u>0,0431</u>
- середня	$\frac{4,1 - 7,8}{5,8}$	$\frac{4,1 - 7,8}{5,4}$	-0,4	-7,3	0,1395
- максимальна	$\frac{4,5 - 8,2}{6,2}$	$\frac{4,3 - 7,6}{5,8}$	-0,4	-6,8	0,1428

Продовження табл. 2

Витрата води в кристалізаторі, л/хв.:					
- мінімальна	$\frac{1481 - 1986}{1743}$	$\frac{1481 - 2084}{1754}$	11	0,6	0,8680
- середня	$\frac{1500 - 2000}{1760}$	$\frac{2000 - 2100}{1774}$	14	0,8	0,8348
- максимальна	$\frac{1510 - 2130}{1780}$	$\frac{1512 - 2019}{1809}$	19	1,6	0,6558
Швидкість розливки, м/хв.:					
- мінімальна	$\frac{0,78 - 1,49}{1,40}$	$\frac{0,78 - 2,95}{1,53}$	0,13	8,9	0,1747
- середня	$\frac{1,30 - 1,78}{1,52}$	$\frac{1,10 - 1,70}{1,45}$	-0,07	-4,8	0,2784
- максимальна	$\frac{1,60 - 1,91}{1,67}$	$\frac{1,35 - 3,71}{1,56}$	-0,11	-6,7	<u>0,0145</u>
Струм на ЕМП в кристалізаторі, А:					
- мінімальна	$\frac{249 - 305}{278}$	$\frac{249 - 305}{278}$	0	0,0	0,9527
- середня	$\frac{234 - 305}{278}$	$\frac{195 - 305}{270}$	-7	-2,9	0,2630
- максимальна	$\frac{249 - 305}{280}$	$\frac{250 - 305}{278}$	-2	-0,8	0,7394

* $\frac{\text{мінімальне} - \text{максимальне}}{\text{середнє}}$ – мінімальне, максимальне і середні значення параметрів.

Бібліографічний список

1. Prediction and Prevention System for Sticking Type Breakout in Continuous Casting / Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan. – 1988. – Vol.2. – P. 147.
2. Ботников С.А. Современный атлас дефектов непрерывнолитой заготовки и причины возникновения прорывов кристаллизующейся корочки металла / С.А. Ботников. – Волгоград, 2011. – 97 с.
3. Борздова Т.В. Основы статистического анализа и обработка данных с применением Microsoft Excel [Учебное пособие]. – Минск: ГИУСТ БГУ, 2011. – 75 с.

Стаття надійшла 03.15.2017р.

УДК 669.18:669.17.046.517В.004.12

Пиптюк В.П., Мосьпан В.В., Моцный В.В., Кныш А.В., Павлов С.Н.,
Андриевский Г.А.*

Обеспечение качества непрерывнолитой и передельной заготовок сберегающими решениями ковшовой обработки стали

Представлены результаты исследований химической и структурной неоднородности, количества и морфологии неметаллических включений в непрерывнолитых и передельных заготовках трубных и арматурно-проволочных марок стали, произведённых с обработкой на установке ковш-печь в условиях ПАО «ДМК». Установлено улучшение качества непрерывнолитых и передельных заготовок при использовании сберегающих технических и технологических решений. Определена возможность энергосбережения на этапе ковшовой обработки металла.

Наведені результати досліджень хімічної та структурної неоднорідності, кількості та морфології неметалевих включень в безперервнолитих та переробних заготовках трубних і арматурно-проволочних марок сталі, вироблених з обробкою на установці ковш-піч в умовах ПАТ «ДМК». Встановлено поліпшення якості безперервнолитих та переробних заготовок при використанні зберігаючих технічних та технологічних рішень. Визначена можливість енергозбереження на етапі ковшової обробки металу.

The results of studies of the chemical and structural heterogeneity, quantity and morphology of nonmetallic inclusions in the pipe and reinforcing steel blooms and billets produced with treatment on a ladle furnace at the PJSC "DMK" are presented. It was found an improvement of the quality of continuous cast blooms and billets after produced with saving technical and technological solutions. The possibility of energy saving at the stage of secondary metallurgy processing of metal is determined.

Постановка задачи. В последние годы все большее число потребителей ужесточают требования к качественным параметрам металлопродукции, а рынок сбыта характеризуется активным усилением конкуренции. Как известно, качество металлопродукции определяется не только уровнем механических характеристик, но и химической, структурной неоднородностью металла, а также содержанием неметаллических включений (НВ) в исходных непрерывнолитых (НЛЗ) и передельных заготовках (ПЗ). Поэтому в нормативно-технической документации (НТД) для металлопродукции из стали ответственного марочного сортамента обязательным, кроме механических свойств, являются требования к качеству макро-, микроструктуры, а также содержанию НВ.

С целью обеспечения конкурентоспособности металлопродукции, при снижении материальных и энергетических затрат на ее производство, сотрудниками ИЧМ НАНУ осуществляется комплекс исследований, в числе которых разработка сберегающих решений на этапе ковшовой обработки стали, а именно, рационализация конструктивно-компоновочных вариантов расположения донного продувочного узла в сталеразливочных ковшах разной емкости [1] и усовершенствование режимов продувки и нагрева металлического расплава на установках ковш-печь (УКП). Суть предложенных к опробованию технологических изменений заключается в использовании таких режимов, ко-

торые будут интенсифицировать тепло-, массообменные процессы в ванне ковша, способствуя сравнительно быстрому формированию стабильных устойчивых (квазистационарных) условий перемешивания, сокращению объема застойных зон в расплаве и обеспечивая при этом не только повышение качества металлопродукции, но и сокращение расхода энергоносителей и материалов.

Ранее полученные результаты подтвердили эффективность предложенных технических решений. В частности, установлено повышение химической и структурной однородности непрерывнолитой и передельной заготовок из стали рядового и трубного сортамента при использовании экспериментальных ковшей с рациональным расположением донного продувочного узла [2] и увеличение стойкости футеровки в кампании за счет более благоприятных условий перемешивания ванны [3] по сравнению с применением ковшей с ранее принятым (стандартным) расположением продувочного узла.

В настоящей работе представлены результаты исследований одновременного влияния конструктивных изменений и усовершенствованных режимов обработки металлического расплава на УКП кислородно-конвертерного цеха ПАО «ДМК». Проведена оценка влияния указанных усовершенствований на химическую, структурную неоднородность металла, а также содержание НВ в

* Пиптюк Виталий Петрович, с.н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, к.т.н.

Мосьпан Вячеслав Викторович, генеральный директор ПАО «ДМК».

Моцный Валерий Васильевич, начальник ТО ТУ ПАО «ДМК».

Кныш Андрей Владимирович, с.н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, к.т.н.,

Павлов Сергей Николаевич, м.н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова,

Андриевский Григорий Александрович, м.н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова.

В работе от ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова принимали также участие: Греков С.В., Балаханова Т.В., к. т. н.

Рецензент Чернятевич Анатолий Григорьевич, зав. отделом ИЧМ НАН Украины им. З.И.Некрасова, д.т.н., профессор.

НЛЗ и ПЗ стали трубных и арматурно-проволочных марок для опытных плавов, обработанных в экспериментальных (с измененным расположением донного продувочного узла) ковшах и сравнительных плавов, обработанных в стандартных (с ранее принятым конструктивным решением продувочного узла) ковшах.

Оценку химической неоднородности проводили по ранее предложенной методике [2]. Обобщенные результаты данных исследований металла на серии опытных и сравнительных промышленных плавов представлены в табл. 1.

Из данных, представленных в табл. 1 следует, что значение коэффициента вариации (в данном случае, параметр, характеризующий степень химической неоднородности металла) опытных плавов из трубных и арматурно-проволочных марок стали в НЛЗ и ПЗ находится в пределах 0,30 – 2,00, в то время как значения аналогичного параметра сравнительных плавов находится в пределах 1,944 – 6,802. Данные результаты свидетельствуют о снижении химической неоднородности металла опытных плавов по сравнению с металлом сравнительных.

Таблица 1 – Химическая неоднородность металла НЛЗ (числитель) и ПЗ (знаменатель) опытных и сравнительных плавов

Марка стали	Параметр	Плавки		Марка стали	Параметр	Плавки	
		Сравн.	Опытн			Сравн.	Опытн
20 тр	Размах вариации по содержанию Mn, %	<u>0,020-0,065</u> 0,025-0,059	<u>0,015</u> 0,015	SAE 1006	Размах вариации по содержанию Mn, %	<u>0,003-0,023</u> 0,005-0,025	<u>0,003</u> 0,004
	Средне-квадратичное отклонение	<u>0,012-0,020</u> 0,014-0,034	<u>0,009</u> 0,008		Средне-квадратичное отклонение	<u>0,001-0,011</u> 0,007-0,010	<u>0,001</u> 0,002
	Коэффициент вариации	<u>3,376-4,070</u> 2,745-6,802	<u>1,213</u> 1,623		Коэффициент вариации	<u>0,330-3,250</u> 1,944-2,866	<u>0,300</u> 0,357
45 тр	Размах вариации по содержанию Mn, %	<u>0,054</u> 0,049	<u>0,052</u> 0,033	25Г2С	Размах вариации по содержанию Mn, %	о.з.	<u>0,036</u> 0,032
	Средне-квадратичное отклонение	<u>0,022</u> 0,020	<u>0,017</u> 0,014		Средне-квадратичное отклонение	о.з.	<u>0,015</u> 0,013
	Коэффициент вариации	<u>3,928</u> 3,632	<u>2,500</u> 2,000		Коэффициент вариации	о.з.	<u>1,000</u> 0,878

о.з. – отсутствие заказа

Структурную неоднородность металла в НЛЗ (профиль сечением 335х400 мм) оценивали в соответствии с требованиями НТД. Для этого по ходу разливки или в процессе охлаждения из НЛЗ вырезали поперечные пробы (темплеты). Вырезку темплетов проводили на втором ручье МНЛЗ №2 от 3-ей и 5-ой по ходу разливки заготовок, а темплетов из ПЗ – из соответствующих заготовок и горизонтов по длине раската НЛЗ каждой исследуемой плавки. Обобщенные результаты исследований макроструктуры металла НЛЗ и ПЗ серии плавов трубного и арматурно-проволочного сортамента представлены в табл. 2. Анализ представленных данных показал, что макроструктура металла НЛЗ и ПЗ сравнительных и опытных плавов, в целом, соответствует требованиям НТД.

Сравнительные исследования загрязненности неметаллическими включениями трубного ме-

талла опытной и сравнительной плавов (рис. 1) показали принципиальное отличие в их размере и характере распределения. Металл заготовки сравнительной плавки, хотя и характеризуется относительно равномерным распределением неметаллических включений по её сечению, но размер НВ, как в поверхностных, так в срединных и центральных слоях составляет 2,5-3,5 балла, что превышает допустимые значения по НТД.

Заготовка из опытной плавки показала лучший результат по показателю загрязненности неметаллическими включениями. Неметаллические включения по сечению данной заготовки распределены равномерно и их размер не превышает 2 балла.

Микроструктура исследованных образцов из трубных заготовок как опытных, так и сравнительных плавов представляет собой феррито-перлитную структуру без особых отличий.

Таблица 2 – Макроструктура металла НЛЗ (числитель) и ПЗ (знаменатель) опытных и сравнительных плавов

Параметр	Балл, не более	Результаты контроля макроструктуры стали, балл							
		20 тр		45 тр		SAE 1006		25Г2С	
		Сравн.	Опытн.	Сравн.	Опытн.	Сравн.	Опытн.	Сравн.	Опытн.
Трещины осевых зон	3,0	1,0-2,0	1,5	2,0	0,5	0-3,5 ^{**}	1,0	о.з.	1,0
Центральная пористость	1гр.-2,0 2гр.-3,0	1,0-1,5	1,0-1,5	1,5-3,0	0,5-1,0	0,5-2,0	0,5		0,5-1,0
Общая пористость	3,0	1,0-1,5	1,0	1,0-1,5	3,0	1,0-1,5	1,0	о.з.	1,0
	1гр.-2,0 2гр.-3,0	1,0-1,5	0,5-1,0	1,5-2,0	0,5-1,5	0,5-2,0	1,5		1,0-1,5
Осевая ликвация	3,0	0,5-1,5	0,5	1,0-1,5	2,5	1,0-2,0	1,0	о.з.	2,0
	1гр.-2,0 2гр.-3,0	0,5-1,0	0,5-1,5	1,0	1,0-1,5	0,5-1,0	0,5-1,0		0,5-1,0
Полоски, трещины по сечению	2,0	0,5-1,0	0,5	0,5	0	0-0,5	0	о.з.	0-0,5
Ликвационные полосы общие	1гр.-1,0 2гр.-2,0	0,5	0,5-1,0	0,5-1,5	0,5-1,0	0-1,0	0		0-1,0
Полоски, трещины угловые	2,0	н.о.	н.о.	н.о.	н.о.	0	0	о.з.	0
Ликвационные полосы осевые	1гр.-1,0 2гр.-2,0	н.о.	0,5-1,5	2,0	0,5-1,5	0-1,5	0-0,5		0-0,5
Краевые точечные загрязнения	2,0	0,5-1,0	1,0	0,5-1,0	0,5	1,0-2,0	0	о.з.	0,5
	1гр.-1,0 2гр.-2,0	0,5-1,0	0,5-1,5	0,5-1,0 [*]	0-1,0	0-1,5	0		0
Светлая полоса	3,0	0,5-1,5	1,0	1,5	0	0-1,0	1,0	о.з.	0
	1гр.-2,0 2гр.-3,0	1,0-1,5	0-1,0	0,5-1,0	0	0-0,5	0		0

н.о. – не определяли; ^{*} краевые загрязнения НВ площадью до 20 мм²;

о.з.- отсутствие заказа; ^{**} трещины осевой зоны.

Анализ неметаллических включений в поверхности передельной заготовки сравнительной плавки из стали марки SAE 1006 представлен разнообразными включениями, в основном сложного состава, чётко выражены стекла и сложные силикаты Fe, Mn. В средней части заготовки неметаллические включения представлены силикатами, в том числе сложного состава, которые располагаются преимущественно группами. Максимальный балл 4, средний 3. В центральной части заготовки встречаются стекла и редко сложные силикаты, размер не превышает 10 мкм, максимальный балл 3, средний 2.

Анализ неметаллических включений в поверхности передельной заготовки опытной плавки из стали марки SAE 1006 показал, что металл относительно чистый. Средний балл оксидных включений не превышает 1, максимальный - 1,5. Серые глобулы, предположительно алюминаты кальция, окаймлены светло-серой оболочкой, вероятнее всего сульфидной. Силикаты и включения с высоким содержанием SiO₂ отсутствуют. Сульфиды мелкие, неправильной формы III типа (по Симсу), что указывает на низкое содержание

в стали кислорода. В средней части заготовки средний балл оксидных включений не превышает 1. Максимальный балл - около 1,5. Обнаружены включения содержащие корунд, возможно включение герцинита. В центральной части заготовки средний балл оксидных включений не превышает 1. Максимальный балл - около 1.

Неметаллические включения в катанке сравнительной плавки из стали марки SAE 1006 представлены хрупкими силикатами сложного состава, которые совмещают в себе как оксиды, так и силикаты (силикаты имеют 5 баллов, оксиды – 3 балла). Так же загрязненность оксидами до 1 балла. Протяженность силикатов достигает 6 мм. Относительно низкое качество металла по загрязненности неметаллическими включениями сравнительных плавов, вероятнее всего, объясняется более интенсивными режимами продувки в стандартных ковшах. В катанке опытной плавки присутствуют недеформируемые оксидные включения. Максимальный балл 2, средний - 1. Включения распределены равномерно по сечению.

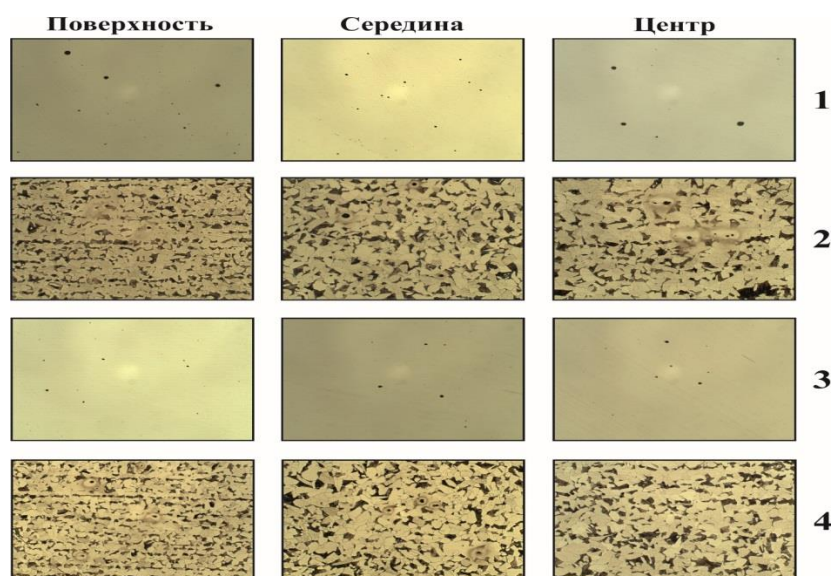


Рисунок 1 - Неметаллические включения и микроструктура ($\times 100$) металла в передельной заготовке из стали 20тр сравнительной (1,2) и опытной (3,4) плавки

Результаты контрольно-сдаточных испытаний макроструктуры и механических свойств арматуры и катанки из стали сравнительных и опытных плавки свидетельствуют о том, что по качественным показателям металлопродукция, в целом, соответствует требованиям НТД. Полученные результаты по влиянию режимов обработки на количество НВ в металле коррелируют с данными статьи [4]. Предложенные к опробованию технические и технологические решения также направлены на сокращение расхода энергоносителей. Эффективность использования аргона (Ar) оценивалась на основе статистического анализа различия показателей выборки для опытных и сравнительных режимов продувки ванны аргоном с использованием критерия Вилксона (W). Рассчитанные значения критерия Вилксона ($W_0=88$) меньше табличного значения ($W_T=93$), соответственно, отличие в расходе Ar по предложенным режимам является статистически значимым. Предложенные режимы продувки позволяют сократить расход аргона до 18,4 %. Полученные авторами результаты о влиянии интенсивности продувки на скорость снижения температуры ме

талла, и, соответственно, потери теплоты ковшевой ванной, позволяют сделать вывод о возможности снижения затрат электроэнергии за счет уменьшения общего расхода аргона и интенсивности продувки, а также сокращения продолжительности обработки стали на У КП. На основе фактических данных сравнительных и опытных плавки, расчетно-аналитической оценкой установлено, что при прочих равных условиях использование рекомендованных режимов обработки металла на У КП позволяет достичь около 3,8 % сокращения расхода электроэнергии.

Вывод. Проведенными опытными исследованиями установлено повышение качества непрерывнолитой и передельной заготовок по содержанию и распределению неметаллических включений за счет использования оптимизированных режимов обработки металла на У КП в сталеразливочных ковшах с рациональным расположением донного продувочного узла по сравнению с обработкой в стандартных ковшах с ранее принятыми режимами обработки металла, также снижение расхода энергоносителей на этапе ковшовой обработки.

Библиографический список

1. Патент України 114060 МІЖ С21 С7/072, В22 D41/00, В22 D1/00. Обладнання сталерозливного ковша великої місткості для обробки металу / Піптюк В.П., Мосьпан В.В., Недбайло М.М., Моцний В.В., Павлов С.М., Греков С.В.; заявл. 23.05.2016, опубл. 10.01.2017, Бюл. № 1.
2. Влияние расположения донного продувочного узла в сталеразливочном ковше емкостью 250 т на химическую и структурную неоднородность металла / В.П. Пиптюк, В.В. Мосьпан, Н.Н. Недбайло и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2015. – №5. – С. 6-9.
3. Рациональная компоновка продувочного узла 250-т сталеразливочного ковша / В.П. Пиптюк, В.В. Мосьпан, В.В. Моцный и др. // Металлург. – 2016. – №4. – С. 35-38.
4. Optimization of stirring conditions during vacuum degassing in order to lower inclusion content in tool steel / K. Malberg, M. Nzotta, A. Karasev et. al. // Ironmaking and steelmaking. – 2013. – V.40. – № 3. – P. 231-237.

Статья поступила 16.05.2017 г.

УДК 669.14.018.8:621.746.58

Бойченко Б.М., Синегин Е.В., Бойченко С.Б.*

Снижение окклюзии водорода флокеночувствительными сталями в промежуточном ковше машины непрерывного литья заготовок

Досліджено причини зростання в проміжному ковші вмісту водню в флокеночувствительних сталях на перших плавках серії безперервного лиття. Вони полягають в оклюзії рідким металом водню, що надійшов з накопиченої вологи й водню в порах, капілярах робочого шару відновленої футеровки та введених на всю серію частинках шлакових сумішей.

Розроблено заходи щодо запобігання взаємодії брусита $Mg(OH)_2$, що входить до складу торкретмас, з рідкою сталлю.

Исследованы причины возрастания в промежуточном ковше содержания водорода в флокеночувствительных сталях на первых плавках серии непрерывной разливки. Они заключаются в окклюзии жидким металлом водорода, поступившего из накопленных влаги и водорода в порах, капиллярах рабочего слоя обновлённой футеровки и введённых на всю серию частичках шлаковых смесей.

Разработаны способы предотвращения взаимодействия брусита $Mg(OH)_2$, который входит в состав торкретмасс, с жидкой сталью.

The reasons for the increase of the hydrogen content in flockensensitive steels on the first series of continuous casting in a tundish were investigated. They consist in hydrogen occlusion by liquid metal from accumulated moisture and hydrogen in the pores, capillaries of the working layer of the renewed lining and added into the whole series of slag mixtures.

The methods for preventing interaction of brucite $Mg(OH)_2$, which is a part of gunmetal, with liquid steel were developed.

Введение. Практика непрерывной разливки флокеночувствительных сталей встречается с неожиданными выпадами за границы требований к низкому содержанию в них водорода, несмотря на вакуумирование жидких сталей перед разливкой. Это приводит к потерям выхода годной непрерывнолитой заготовки и снижению качества металлопродукции.

Поэтому актуальными становятся исследования условий рафинирования сталей от водорода в промежуточном ковше (промковше) машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), особенно с учётом того, что промковш начинают использовать как финишный рафинирующий от неметаллических включений агрегат непосредственно перед кристаллизацией стали.

Постановка задач исследования. Среди точек зрения на массообменные процессы окклюзии сталью водорода и его удаления в промковше МНЛЗ нет единого подхода, существуют противоречивые точки зрения.

Практиками не определены источники попадания водорода в жидкий и далее в затвердевший металл и методы устранения приходящих частей баланса $[H]$ на пути от вакуумной установки к кристаллизатору, и это явилось задачей настоящей работы.

Методика проведения экспериментов. На заводе «А» в цехе, оборудованном 1 дуговой электрической печью ёмкостью 130 т, ковшом-печью, камерным вакууматором и семиручьевой МНЛЗ, вынуждены переводить в металлолом (деклассировать) заметные массы высокопрочной стали из-за пораженности флокенами готовой прокатной металлопродукции сечением до 100 мм. Ультразвуковому контролю подвергают мерные изделия перед отправкой заказчику.

Таким образом, обнаружение дефекта в какой-то, даже небольшой части приводит к отбраковке всего изделия и возврату в сталеплавильный цех в качестве металлолома, поскольку продукция немерной длины не может быть продана.

На рис. 1 приведена такая отбраковка высокопрочной стали марки 35ГС. Брак вследствие обнаружения флокенов в готовой продукции на первых плавках разливаемых серий «плавка на плавку» колеблется от 6 до максимальной величины 15%. Это потребовало проведения описанных ниже исследований.

Для выяснения влияния неметаллических включений на пораженность стали флокенами проведены металлографические исследования образцов прокатной продукции из 1-й плавки серии с 15% отбраковки.

*Бойченко Борис Михайлович, зав. каф. НМетАУ, д.т.н., профессор,

Синегин Евгений Владимирович, ст. преп. НМетАУ, к.т.н.,

Бойченко Сергей Борисович, начальник отдела качества, Jansen AG, Швейцария.

Рецензент Хрычиков Валерий Евгеньевич, зав. каф. НМетАУ, д.т.н., профессор.

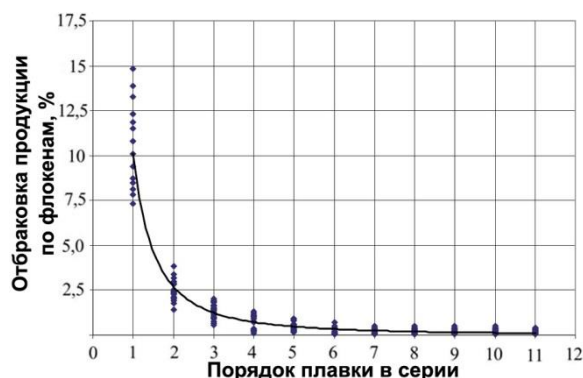


Рисунок 1 - Влияние порядка плавки в серии на брак по УЗИ в стали 35ГС

На 12 образцах продукции, полученной из стали первой, второй и последней третьей объема сталеразливочного ковша флокены обнаружены изолированными от неметаллических включений и вне всякой связи с месторасположением последних.

В наиболее подверженной флокенам стали марки 35ГС влияние изменения содержаний марганца, серы, алюминия, ванадия и соотношения $[Mn]/[S]$ (в интервале их допустимых для данной марки концентраций) на уровень брака не выявлено.

Проследили за поэтапным изменением содержания водорода в жидкой стали марок 35ГС, 20ГС, 09Г2С. При исходном $[H]=5,0$ ppm перед дегазацией его концентрация при вакуумировании постепенно снижается до 1,0 ppm, однако возрастает до 4,0 ppm в промежуточном ковше на первых плавках разливаемых серий и несколько менее — до уровня 0,8-2,0 ppm на плавках последующих. Таким образом, «виновниками» возрастания $[H]$ прежде всего на первой плавке в серии и связанной с этим отбраковки по флокенам (рис. 1) являются условия пребывания стали в проковше. Этим условиям надо уделять серьезное внимание.

Результаты исследований. Ниже даны результаты повышения температуры дна проковша для более полного удаления парообразной и кристаллической влаги из торкретмассы, нанесенной на его дно и стенки при ремонтах после каждой серии плавков.

Как видно на рис. 2, существующее в цехе, как и на ряде других заводов [1,2], обязательное правило иметь содержание водорода в стали при разливке $< 2,5$ ppm необходимо пересмотреть в сторону снижения до 2,0 ppm.

На рис. 3 представлены изменения температуры днища проковша под слоем торкретмассы толщиной 45 мм при его нагреве и разливке первых 6 плавков в серии «плавка на плавку». Кривые 1, 2, 3 последовательно относятся к разливке стали марки 35 ГС с температурой дна в начале литья соответственно 450 °С (отбраковка на 1-й

плавке составила 11,3%), 600 °С (отбраковка 8,0%) и 750 °С (отбраковка $< 5\%$). Четко обнаруживается тесная связь между температурой дна ковша и массой стали, пораженной флокенами. Последняя имеет максимальные величины при температурах ниже 650 °С, поскольку еще не были достигнуты точки разложения брусита $Mg(OH)_2$ являющегося составляющей торкретмассы.

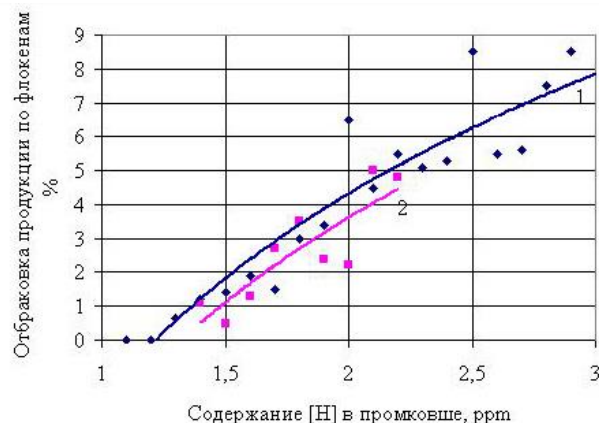


Рисунок 2 - Зависимость пораженности флокенами стали первой плавки от $[H]$ через 25 минут пребывания металла в проковше: 1) сталь 35ГС, 2) другие марки стали

Плавки сталей 35ГС, 20ГС с температурами дна проковша 400-750 °С отличаются увеличенным содержанием водорода; через 25 мин от начала разливки $[H]=4,0$ ppm (рис. 4), и пораженность продукции флокенами у стали 35ГС достигает 8,0 %. Но у последующих плавков серии вследствие повышения температуры дна до 800-1400 °С к моменту измерения содержания водорода $[H]$ опускается до 2,0 ppm, и возврат готовой продукции стремительно снижается.

При высоких температурах дна проковша уровень повышения содержания водорода в стали после завершения камерного вакуумирования к началу разливки также снижается. У первых плавков этот уровень составляет 0,4-1,8 ppm через 25 мин от начала разливки при температуре дна проковша 400-750 °С, а у последующих плавков с температурой дна 750-1400 °С — 0,3-0,7 ppm.

Другими словами, можно считать доказанным, что отбраковка по флокенам металлопродукции из первых плавков серий «плавка на плавку» является следствием значимого водородосодержания футеровки проковша после ремонта его перед новой серией.

Водород в огнеупорах футеровки содержится в растворенном состоянии и в порах, капиллярах в виде свободной и химически связанной влаги, его концентрация резко снижалась при повышении температуры рабочего слоя стенок и днища проковша (см. рис. 4).

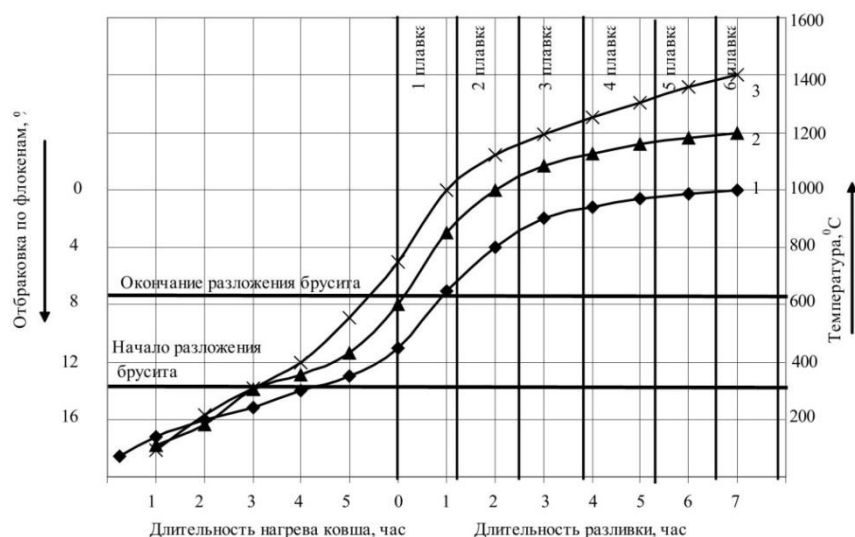


Рисунок 3 - Изменение температуры днища проковша под слоем торкретмассы при его нагреве и разливке стали

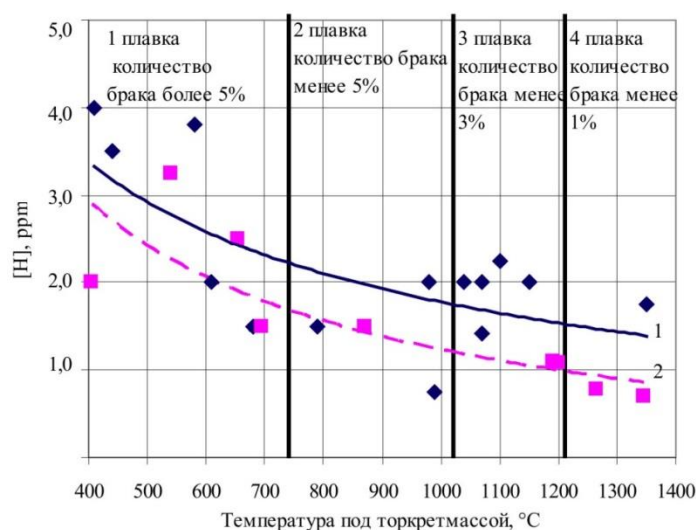


Рисунок 4 - Влияние повышения температуры дна проковша на содержание водорода в стали 35ГС и 20ГС и количество брака по флокенам: 1 – толщина футеровки проковша 45 мм, 2 – толщина футеровки проковша 35 мм

Рабочий слой должен удовлетворять ряду противоречивых требований. С одной стороны, он должен обладать высокой прочностью и не разрушаться под воздействием жидких металла и шлака в течение длительного времени. С другой стороны, для уменьшения тепловых потерь рабочий слой должен иметь низкую теплопроводность, а также легко удаляться после завершения очередной серии непрерывной разливки. Поэтому на заводе «А», как и повсеместно в мировой практике [2, 3], для получения расходуемой футеровки применяют защитный слой из основных высокостойких огнеупорных масс с содержанием $MgO > 90\%$ толщиной 30-45 мм. Его наносят на тиксотропные алюмосиликатные наливные массы арматурного слоя с содержанием Al_2O_3 от 40 до 95 % методом полусухого торкретирования. Важной задачей оказалась разработка тех режимов

сушки проковша, которые исключат контакт брусита $Mg(OH)_2$, входящего в состав торкрет-масс, с жидкой сталью.

При сушке торкретслоя могут возникнуть проблемы, когда испаряющаяся химически связанная и содержащаяся в порах огнеупора влага не успеет удалиться через свободную поверхность. Это вызовет повышение давления внутри слоя, что может привести к его растрескиванию и уменьшению срока службы, а также может возникнуть «вспучивание» рабочего слоя и отделение его от основного арматурного. Поэтому при решении поставленной задачи исследовали влияние параметров рабочего слоя, могущих уменьшать содержание [H] в стали, на максимальное давление испаряющейся влаги внутри слоя в процессе сушки. Проследили за влиянием: повышения температуры бетонных стенки и дна пром-

ковша (вариант №1); уменьшения толщины слоя торкрет-массы (вариант №2); удлинения продолжительности нагрева (вариант №3); добавления в торкретмассу поверхностно-активных веществ (вариант №4); повышение размеров зерновой фракции торкрет-массы (вариант №5); пропитывания арматурного слоя в промковше добавками, закупоривающими капилляры бетона (вариант №6); использование сухих торкрет-масс (вариант №7); нагревания промковша за счёт подачи электрического тока через проводники сопротивления (вариант №8). Расчёты провели применительно к условиям функционирования промышленного промежуточного ковша завода «А» (рис. 5). Использовали математическую модель, разработанную авторами [4,5]. Результаты моделирования приводятся для наиболее показательной точки, расположенной на днище промковша непосредственно под горелкой, где наблюдаются наиболее высокие давления внутри огнеупорного слоя. Для каждого расчетного случая начальная степень влагонасыщения рабочего слоя принималась в пределах 80-90 %; перед началом сушки основной слой имел температуру 85-100°C; условием окончания тепловой обработки принято

достижение в рабочем слое температуры 650°C, температуры разложения брусита $Mg(OH)_2$.

Для количественной оценки опасности растрескивания и скалывания рабочего слоя в процессе сушки необходимо сравнить расчётные давления с пределом прочности материала при растяжении. Используемые в конвертерном цехе периклазовые торкрет массы при 650°C имеют пористость от 35 до 27,5 % и предел прочности при сжатии от 12,5 до 16,7 МПа. Учитывая, что соотношение между пределами прочности бетона на сжатие и растяжение может меняться в широких пределах, ориентировочно значение предела прочности этих материалов при растяжении можно принять на порядок меньшим. Сопоставление этого диапазона с полученными нами результатами расчётов (рис. 6) показывает, что для вариантов нагрева и сушки промковша №№ 1-8, намеченных к апробированию, максимальное давление в порах рабочего слоя при этом не превышает предел его прочности. Тем не менее, при работе по вариантам №№ 1, 6, 4 опасность растрескивания и скалывания рабочего слоя уже необходимо учитывать.

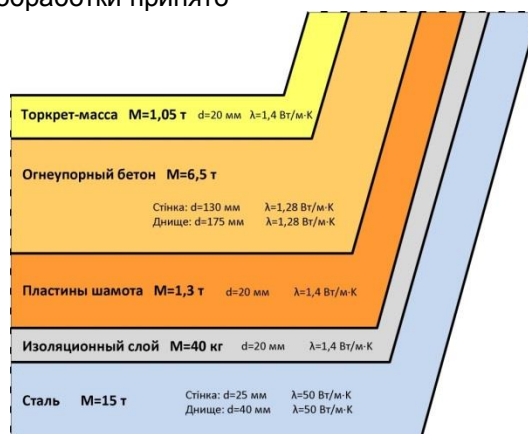


Рисунок 5 - Строение промежуточного ковша. Параметры слоя: M – масса; d – толщина; λ – коэффициент теплопроводности

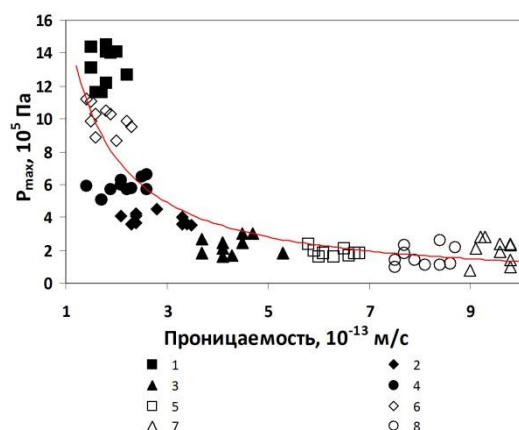


Рисунок 6 - Изменение максимального давления при сушке торкретслоя в зависимости от проницаемости: цифры у точек – номера опробованных вариантов

Разработанные мероприятия по исключению контакта брусита $Mg(OH)_2$, входящего в состав торкрет-масс, с жидкой сталью были предложены для промковшей МНЛЗ конвертерного цеха завода «Б». Приведём их апробированные практические параметры и отметим достоинства и недостатки, которые проявились при испытании каждого из вариантов №№1-8.

Повышение температуры бетонных стенки и дна промковша с 85-100 до 120-130 °С. Достоинства: быстрое улетучивание (испарение) воды, которая добавлялась в торкретмассу. Недостаток: сползание торкрет-массы и необходимость прерывания процесса торкретирования, опасность растрескивания рабочего слоя.

Уменьшение толщины торкрет-массы с 34 до 20 мм приводит к тому, что температура дна промковша под торкретмассой достигает 550 °С

к моменту начала разливки, происходит обширное разложение брусита. Уменьшаются потребление воды на торкретирование промковша на 30% и продолжительность торкретирования. Расход сухой торкрет-массы снижается на 35%. Но возрастает риск разрушения огнеупорного бетона при попадании шлака в промковш.

Увеличение продолжительности нагрева промковша с 4 до 5 часов и уменьшение толщины торкрет-массы до 28 мм обеспечивают достижение температуры дна ковша до 650 °С к моменту начала разливки и полное разложение брусита. Но это сопровождается повышенным расходом топлива и необходимостью тщательного контроля полноты его сгорания.

Добавление в торкретмассу поверхностно-активных веществ (органических составляющих) снижает потребление воды на 3% и расход торкрет-массы благодаря эффекту вспенивания. Однако при этом снижаются прочность массы, производительность торкрет-машины, резко возрастает давление в порах рабочего слоя при сушке.

Уменьшение реакционной поверхности торкрет-массы посредством изготовления её из порошков зерновой фракции 0,5 – 1 вместо < 0,125 мм приводит также к меньшему потреблению воды, но возрастает содержание неметаллических включений в стали.

Импрагнирование (пропитывание) огнеупорного бетона в промковше различными добавками предотвращает проникновение воды при его торкретировании и нагревании вследствие закупоривания капилляров, однако приводит к худшему прилипанию торкрет-массы и опасности её растрескивания.

Использование торкрет-масс без гидратов заметно снижает содержание водорода в стали, но их стоимость в 3 раза выше.

Нагревание промковша с помощью проводников сопротивления, прокладываемых между ог-

неупорным бетоном и плитками шамота (см. рис. 5), обеспечивает целенаправленное выведение воды из бетона и торкрет-массы к поверхности промковша в течение торкретирования и нагревания, позволяет избежать микротрещин и других повреждений футеровки, однако сопровождается повышенными издержками на электроэнергию.

Сравнение опробованных вариантов действий по технологическим и экономическим показателям выявило значительные преимущества технологии с повышением длительности нагревания промковша с 4 до 5 часов при неизменном минутном расходе обогревающего газа. Такой нагрев обеспечивает практически полное и равномерное разложение гидратов в дне ковша при толщине торкрет-массы 28 мм и в его стенке, что сопровождается снижением концентрации водорода при непрерывной разливке минимально в 1,5 раза.

Таким образом, удлинение на 25% продолжительности нагревания промежуточного ковша с той же равномерностью в начале серии «плавка на плавку» приводит к снижению содержания водорода в флокеночувствительных сталях при непрерывной разливке первых 5-ти плавов не менее чем на 50%.

Заключение. Выполнено сравнение апробированных авторами в промышленности мероприятий по исключению контакта брусита $Mg(OH)_2$, входящего в состав торкрет масс рабочего слоя футеровки промковша, с жидкой сталью. Преимущества выявлены у варианта технологии с повышением длительности нагревания промковша с 4 до 5 часов при неизменном расходе нагревающего газа. Такой нагрев обеспечивает практически полное и равномерное разложение гидратов в дне и стенке ковша при толщине торкретмассы 28 мм, что сопровождается снижением концентрации водорода в непрерывнолитых флокеночувствительных сталях минимально в 1,5 раза.

Библиографический список

1. Huemer, K. Vacuum treatment in a Tank Degasser. Operational and Metallurgical results [Text] / K. Huemer, E. Hollerer, G. Klösch // Proceedings of the 6th European Oxygen Steelmaking Conference. – Stockholm. – 2011. – Programme No. 3-02 (7 pages).
2. Shin-ya Kitamura. Development of the Japanese steel refining technology in these 15 years [Text] / Kitamura Shin-ya // Proceedings of the 6th European Oxygen Steelmaking Conference. – Stockholm. – 2011. – Programme No. JS-3 (12 pages).
3. Повышение эксплуатационного ресурса металлоприёмника и футеровки промежуточного ковша шестиручевой сортовой МНЛЗ [Текст] / А.Н. Смирнов, А.Л. Подкорытов, В.Г. Климов, С.Г. Соловых, [и др.] // Сталь. – 2009. – №9. – С. 23–27.
4. Романько, Я. В. Модель тепловой подготовки промежуточного ковша [Текст] / Я.В. Романько, С.И. Решетняк // Металлургическая теплотехника. Сб. науч. трудов НМетАУ. – Днепропетровск, 2007. – С. 237 – 245.
5. Романько, Я. В. Исследование сушки наливной футеровки промежуточного ковша [Текст] / Я.В. Романько, С.И. Решетняк // Металлургическая теплотехника. Сб. науч. трудов НМетАУ. – Днепропетровск, 2008. – С. 246 – 254.

Статья поступила 16.05.2017 г.

УДК 621.771.25

Куваєв В.М., Куваєв С.М., Новодранова Н.О.*

Аналіз особливостей взаємодії двобарабанних летючих ножиців з сортовим прокатом

Викладено результати дослідження взаємодії летючих ножиців сортових станів з прокатом в залежності від технологічного призначення і місця установаження в потоці стану. Проаналізовано можливі схеми взаємодії ножиців і клітей при розрізанні прокату і сформульовані основні вимоги для забезпечення необхідної якості різку.

Изложены результаты исследования взаимодействия летучих ножиц сортовых станов с прокатом в зависимости от технологического назначения и места установки в потоке стана. Проанализированы возможные схемы взаимодействия ножиц и клетей при разрезании проката и сформулированы основные требования для обеспечения необходимого качества реза.

The research results of volatile scissors interaction of the high quality roll mill depending on the technological function and place of setting in the mill stream are set out. The possible charts of scissors and cage interaction at the rolling scission are analyzed and the main basic requirements are shown for providing of necessary metalcutting quality.

Опис проблеми. На середньосортних і дрібно-сортних прокатних станах для розрізання прокату, що рухається, використовують барабанні летючі ножиці. Основною технологічною задачею, що розв'язуються летючими ножицями в штатному режимі протікання технологічного процесу є розрізання прокату в необхідному перетині при необхідній якості різки. Найбільш невизначеним у науковому сенсі, тобто неформалізованим, у даний час є поняття «якість різки». З практики відомо, що в дане поняття вкладають ряд субпонять, таких як, наприклад, «підгинання переднього кінчика», «підгинання заднього кінчика», а також оцінюють ударне навантаження, що прикладається через прокат до кліті та ін.

Очевидно, що якість різки визначається як конструкцією ножиців, так і поведінкою електро-механічної системи летючих ножиців у процесі різки, яка зокрема, залежить від технологічних вимог до процесу розрізання прокату. Тому безпосередньо дослідженню процесу розрізання прокату летючими ножицями для формування вимог до системи управління ножицями повинен передувати аналіз як конструкцій летючих ножиців, так і умов задоволення технологічних вимог до розрізання прокату ножицями різної конструкції.

Аналіз публікацій. Загальна класифікація летючих ножиців сортових станів яка наведена в [1], базується на наступних ознаках:

- за технологічним призначенням і місцем установаження в потоці стану;
- за характером руху ножів;
- за режимом роботи.

Там також наведені технічні характеристики наступних типів ножиців:

- летючих барабанних старт-стопних ножиців

без пропуску різки;

- летючих барабанних безупинно обертових ножиців із пропуском різки, які можуть мати одно-двигунний або дводвигунний привод.

Безупинно обертові барабанні летючі ножиці з електрогідравличним або пневматичним пропуском різки описані також в [2]. Ножицями даного типу оснащені всі дрібно-сортні прокатні стани ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», що виробляють прокат у прутках.

Аналіз конструктивних особливостей летючих ножиців дозволяє зробити висновки, що в їх основі лежить забезпечення розрізання прокату у заданій діапазоні швидкостей прокату, який розрізається, та забезпечення якості розрізання під яким розуміють, перш за все, вплив конструктивних особливостей ножиців на форму торцевих поверхнею прокату після його розрізання.

У зв'язку з тим, що тривалість процесу розрізання прокату летючими ножицями дуже мала – десятки мілісекунд, то розрізання прокату здійснюється, в основному, за рахунок кінетичної енергії, що накопичена ножицями. Для цього швидкість ножиців встановлюється такою, що швидкість руху ножів перевищує швидкість руху прокату. Таке перевищення оцінюють коефіцієнтом ви-передження, який розраховують як співвідношення різниці швидкості руху ножів і швидкості руху прокату до швидкості руху прокату або як співвідношення швидкості руху до швидкості руху прокату.

Тоді виникає питання, як саме коефіцієнт ви-передження впливає на якість розрізання прокату, оскільки його значення впливає як на процес взаємодії ножиці-прокат, так і на взаємодію ножиці-кліть через прокат, що розрізається.

*Куваєв Володимир Миколайович, професор ДВНЗ «НГУ», д.т.н., професор,
Куваєв Сергій Миколайович, доцент ДВНЗ «НГУ», к.т.н., доцент,
Новодранова Наталія Олександрівна, асистент ДВНЗ «НГУ».
Рецензент Кадильникова Тетяна Михайлівна, зав. каф. НМетАУ, д.т.н., професор.

В абсолютній більшості робіт, що торкаються летючих ножиців надаються загальні рекомендації до вибору коефіцієнту випередження у чисельному виді, але не тільки обґрунтування цих рекомендацій відсутні, але і відсутні критерії, за якими може бути обґрунтований такий вибір.

У роботах [3, 4] розглядаються питання вибору коефіцієнта випередження безупинно обертових летючих ножиців, що здійснюють розкрій прокату на прутки перед холодильником, виходячи з критерію кратності прутка, що відрізається, мірній довжині. Очевидно, що до критерію «якості різа» такий критерій відношення не має, а питання кратності прутка, що відрізається, мірній довжині повинні розглядатися в рамках завдання управління точністю розрізання прокату.

Постановка задачі. Незважаючи на достатню різноманітність конструкцій ножиців, основним фактором, з погляду управління ножицями, є режим роботи електроприводу ножиців: режим запуску на кожен різ (старт-стопний режим) або режим пропуску різа (режим безперервного обертання), а також спосіб здійснення пропуску різа.

Основним призначенням першої групи ножиців є обрізка кінцевих ділянок прокату між групами клітей і розкрій прокату на прутки на виході дрібносортового або середньосортного прокатного стану. Допоміжним є аварійне розрізання прокату.

При використанні ножиців за основним призначенням електропривод ножиців велику частину часу знаходиться в загальмованому стані. При використанні ножиців за допоміжним призначенням – аварійному розрізанні прокату, електропривод працює в режимі безперервного обертання. Ножиці даного типу мають один канал управління – управління частотою обертання приводу.

Ножиці другої групи в більшості випадків використовуються для розкрою прокату на довжини холодильника – прутки і встановлюються за останньою кліткою дрібносортового прокатного стану. При роботі електропривод даних ножиців знаходиться в постійному обертанні. Ножиці даного типу мають два канали управління – управління частотою обертання приводу і управління включенням/відключенням механізму пропуску різа.

Таким чином, для забезпечення необхідної якості різу прокату потрібно детально проаналізувати різні схеми взаємодії ножиців із прокатними клітками і визначити низку чинників за якими оцінюється результат розрізання прокату.

Виклад основного матеріалу досліджень.

За технологічною схемою виробництва сортового прокату ножиці можуть розміщатися перед кліткою (групою клітей), між клітками (між групами клітей) і за кліткою (за випускною кліткою), і в більшості випадків при різі прокату ножиці зв'язані з однією або двома клітками через метал, що прокачується.

Залежно від завдань, розв'язуваних ножицями при розрізанні металу, можуть мати місце різні схеми взаємодії ножиців із прокатними клітками і різні технологічні вимоги до процесу (результату) різа.

Проаналізуємо можливі схеми взаємодії ножиців і клітей при розрізанні прокату і спробуємо сформулювати, а краще – формалізувати, основні вимоги до різу.

Розкрій прокату виконується, в основному, летючими ножицями, розташованими за випускною кліткою. Схема взаємодії ножиців з випускною кліткою для даного випадку представлена на рис. 1, а.

Поняття якості різа при даній схемі взаємодії може бути представлено наступною лексикографічною послідовністю (відповідно до пріоритетності).

1. Відсутність підгинання переднього кінчика прокату.

2. У процесі різа натяг прокату перед кліткою не повинен призводити до локальної деформації профілю.

3. Відсутність підгинання заднього кінчика прутка.

Найбільш критичним у понятті якості різа при даній схемі взаємодії є перший пункт лексикографічної послідовності. При підгинанні переднього кінчика прокату висока імовірність виникнення аварійної ситуації через його зачепи за елементи транспортуючих рольгангів і деталі холодильника, сплутування і збільшення розкиду прутків на холодильник через нерівномірне гальмування

Даний ефект може мати місце коли горизонтальна складова лінійної швидкості ножів по радіусу кромки $V_{H_{\Gamma}}$ стане менше лінійної швидкості прокату

V_{Π} , на виході з кліти, за якою встановлені ножиці і з якої вони зв'язані прокатом (див., наприклад, [1]).

У літературі, що розглядає питання розрізання сортового прокату летючими ножицями, наприклад [1], відзначається необхідність синхронізації швидкості руху ножів у момент різа зі швидкістю руху прокату, і, у той же час, частота обертання ножиців вибирається так, щоб лінійна швидкість ножів була вище лінійної швидкості прокату, як прутка в цілому, так і його окремих ділянок:

$$V_H = K_{H_0} \cdot V_{\Pi}, \quad (1.1)$$

де: V_H , V_{Π} – лінійні швидкості різальних кромки ножів летючих ножиців і прокату, відповідно; K_{H_0} – коефіцієнт випередження ножів.

Як відзначається в [4], коефіцієнт випередження для вітчизняних станів приймається в межах 1,1-1,2.

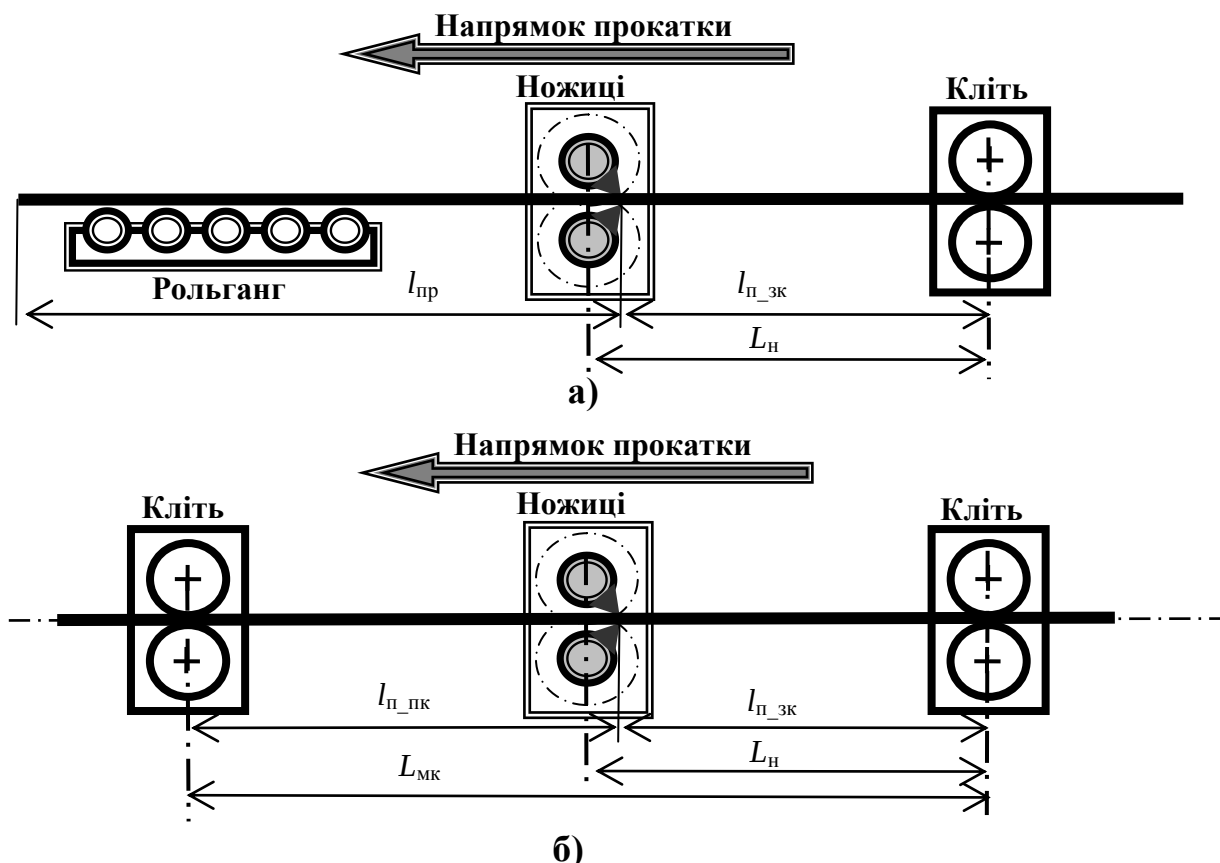


Рисунок 1 - Схеми взаємодії ножиць і прокатних клітей при розкрої прокату:

а) – відокремлення прутка від прокату; б) – розподіл прокату між клітями; $l_{пр}$ – довжина прутка, що відрізається; $l_{п_зк}$ – довжина прокату за кліттю; L_H – відстань від кліті до ножиць; $L_{МК}$ – відстань між клітями (довжина міжклітьового проміжка)

Однак, перевищення горизонтальної складової лінійної швидкості ножів над швидкістю прокату до початку різання призводить до того, що з початком різання ножів у прокат в останньому виникають розтяжні зусилля. Ці зусилля створюють додаткові навантаження в деталях ножиць [1] і через прокат передаються до кліті, впливаючи на осередок деформації прокату в кліті.

У [1] відзначається, що величина допустимого випередження залежить від міцності і піддатливості системи летючих ножиць, а також від піддатливості прокату (перетину прокату, що розрізається, відстані від ножиць до останньої кліті стану, опору до зміни швидкості прокату в клітях стану й інших факторів).

Тому, за інших рівних умов, бажано мати мінімально можливий коефіцієнт випередження ножів.

Але об'єктивними факторами обмеження зверху коефіцієнта випередження ножів є другий і третій фактори наведеної вище лексикографічної послідовності.

З теорії і практики прокатки відомо, що натяг, що прикладається до осередку деформації, призводить до деформації профілю [5, 6]. Допустима величина питомого натягу прокату, прикладеного до осередку деформації, при якому деформація профілю обмежена, і поперечні розміри прокату

залишаються в полі допуску, при температурі прокатки близько 1000°C , складає від $5 - 10 \text{ Н/мм}^2$ до 15 Н/мм^2 [7, 8].

Очевидно, що коефіцієнт випередження ножиць повинен бути таким, щоб у процесі різання значення питомого натягу безпосередньо перед прокатною кліттю не досягло даної величини.

При великих значеннях коефіцієнта випередження ножів також має місце підгинання заднього кінчика прутка при розрізанні прокату. Одночасно з розтяжними зусиллями на ділянці між ножами і випускною кліттю при великих коефіцієнтах випередження виникають динамічні стискаючі зусилля на задній ділянці прутка, що відрізається, контактуючого з ножами. Ці стискаючі зусилля можуть призводити до вигину заднього кінця прокату.

Таким чином, умова якісного різання при розкрої прокату за випускною кліттю може бути представлена у вигляді нерівності:

$$K_{H_o_min} < K_{H_o} < K_{H_o_max}, \quad (1.2)$$

де: $K_{H_o_min}$ – мінімальний коефіцієнт випередження, при якому виконується перша умова лексикографічної послідовності; $K_{H_o_max}$ – максимальний коефіцієнт випередження, при якому виконується друга і третя умови лексикографічної послідовності:

$$K_{H_o_max} = \min \{K_{H_o_max(2)}; K_{H_o_max(3)}\}. \quad (1.3)$$

У (1.3) $K_{H_o_max(2)}$ максимальний коефіцієнт випередження, при якому виконується друга, а $K_{H_o_max(3)}$ – третя умова лексикографічної послідовності.

При безумовному виконанні умови (1.2) в якості критерію оптимізації може бути прийнятий критерій:

$$K_{H_o} \Rightarrow K_{H_o_min}, K_{H_o} > K_{H_o_min}, \quad (1.4)$$

оскільки він забезпечує мінімізацію як деформації профілю в кліті, так і динамічних ударних навантажень на конструкцію летючих ножиців і прокатної кліті.

Слід зазначити, що аналітичні залежності, що описують підгинання кінцевих ділянок прокату і динамічне поширення хвилі деформації при різі, моделі і дослідження, що дозволяють оцінити $K_{H_o_min}$, $K_{H_o_max}$, а, тим більше, методику вибору K_{H_o} по параметрах, що спостерігаються, електромеханічних систем прокатних станів, нам невідомі.

У випадку розкрою прокату летючими ножицями, розташованими перед чистовою групою клітей, схема взаємодії ножиців із клітями має вигляд, наведений на рис.1, б.

Поняття якості різа при даній схемі взаємодії може бути представлено наступною лексикографічною послідовністю (відповідно до пріоритетності):

1. Відсутність підгинання переднього кінчика прокату.

2. У процесі різа ударне навантаження на механізм ножиців і клітей бажано мінімізувати.

Підгинання заднього кінчика прокату при даній схемі не критично, оскільки при прокатці в кліті він виправляється.

Менш критичний і другий пункт лексикографічної послідовності, тому що негативний ефект локальної деформації, викликаний завищенням коефіцієнтом випередження ножиців, нівелюється в результаті подальшої прокатки цієї ділянки прокату. Однак, негативний вплив завищення коефіцієнта випередження на механізм ножиців позначається через виникнення додаткових ударних навантажень.

У той же час, значення першого пункту лексикографічної послідовності зростає, тому що навіть незначне підгинання переднього кінчика перешкоджає подальшому його проходженню через привалкову арматуру першої кліті чистової групи, що неминує викликає аварію.

У цілому, умова якісного різа зберігається попередньою (див. (1.2)), але (1.3) приймає вигляд:

$$K_{H_o_max} = K_{H_o_max(2)}, \quad (1.5)$$

і значення $K_{H_o_max(2)}$ визначається лише допустимими механічними навантаженнями на летючі ножиці.

В якості критерію оптимізації може бути прийнятий критерій (1.4), але, на наш погляд, $K_{H_o_min}$ варто вибирати таким чином, щоб горизонтальна складова швидкості кромки ножів V_{H_r} наприкінці

різа дорівнювала швидкості прокату V_{II} в момент торкання кромки ножів, що ріжуть, прокату безпосередньо перед різом - у момент їхнього першого контакту. У цьому випадку в процесі різа гарантовано не будуть виникати стискаючі зусилля в прокаті, розташованому між ножицями і кліттю, розташованої по ходу прокатки перед ножицями.

Обрізка передньої ділянки прокату здійснюється ножицями, розташованими перед групою клітей, а точніше, безпосередньо за останньою кліттю попередньої, по ходу прокатки, групи клітей.

Схема взаємодії ножиців з попередньої, по ходу прокатки, кліттю для даного випадку представлена на рис.2.

Поняття якості різа при даній схемі взаємодії описується тією ж лексикографічною послідовністю, що і при схемі, представленій на рис.1, б, однак динаміка ножиців у процесі різа буде відмінна через відсутність силової взаємодії між ножицями і наступною, по ходу прокатки, кліттю через метал, що прокатується.

Система критеріїв якісного різа й оптимізації різа зберігається тією ж, що описана для схеми, представленій на рис.1, б.

Обрізка заднього кінця прокату виконується значно рідше, ніж переднього. Як правило, така обрізка виконується на станах, що виробляють прокат у мотках із заготовок великих перетинів – 125x125 мм, 150x150 мм. Обрізується задня підохолоджена ділянка прокату, тому що у випадку його прокатки значна кінцева ділянка прокату в товарному мотку має відмінні властивості, ніж властивості прокату основного тіла мотка, що може бути причиною рекламаций споживачів – підприємств метизної промисловості.

Схема взаємодії ножиців з наступною, по ходу прокатки, кліттю для даного випадку представлена на рис.3.

Поняття якості різа при даній схемі взаємодії може бути представлено наступною лексикографічною послідовністю (відповідно до пріоритетності).

1. У процесі різа натяг прокату перед кліттю не повинен призводити до локальної деформації профілю.

2. Відсутність підгинання заднього кінчика прутка.

Перша вимога даної лексикографічної послідовності по значимості близька до другої вимоги для схеми взаємодії, представленій на рис.1, а і

жорсткіше, ніж друга вимога для схем взаємодії, представлених на рис.1,б і рис.2.

Це зв'язано з тим, що натяг прокату передається по ходу прокатки зі значно меншим загасанням, чим проти ходу (див. [5]). Тому при знач-

ній величині натягу перед кліттю (а локальна деформація профілю свідчить саме про таку величину натягу) змінюється натяг і перед наступними клітцями, що негативно впливає на стабільність режиму безперервної прокатки.

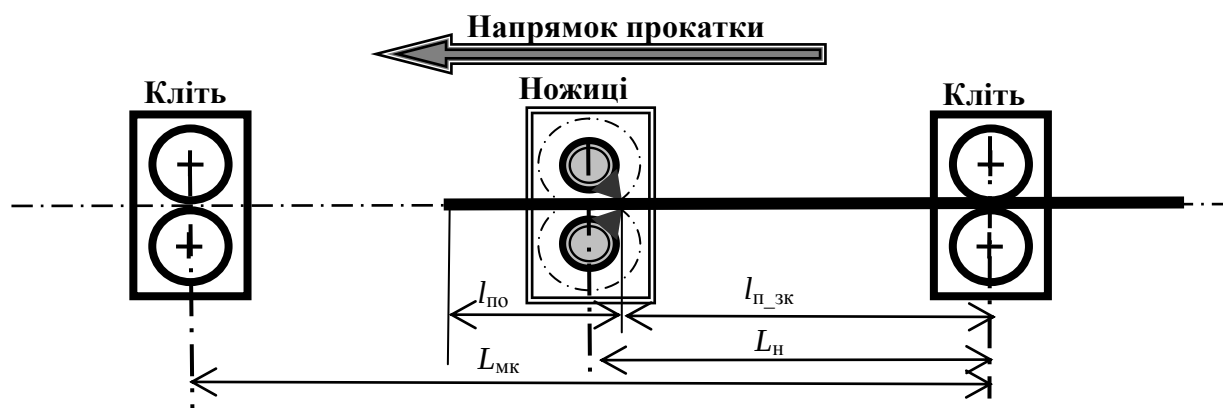


Рисунок 2 - Схема взаємодії ножиць і прокатної кліті при обрізці переднього кінця прокату:
 $l_{по}$ – довжина передньої обрізі; $l_{п_зк}$ – довжина прокату за кліттю; $L_н$ – відстань від кліті до ножиць;
 $L_{мк}$ – відстань між клітцями (довжина міжклітьового проміжка)

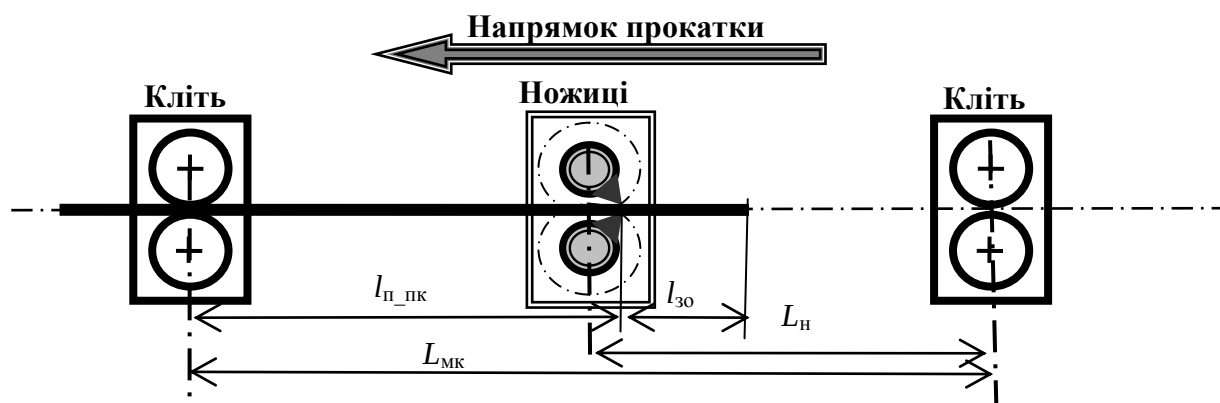


Рисунок 3 - Схема взаємодії ножиць і прокатної кліті при обрізці заднього кінця прокату:
 $l_{з0}$ – довжина задньої обрізі; $l_{п_пк}$ – довжина прокату перед кліттю; $L_н$ – відстань від кліті до ножиць;
 $L_{мк}$ – відстань між клітцями (довжина міжклітьового проміжка)

Помітимо, що в схемі взаємодії, представленої на рис.1,б, можливість деформації профілю перед кліттю, розташованою по ходу прокатки за ножицями, не розглядалася, оскільки це можливо тільки, якщо горизонтальна складова лінійної швидкості кромки ножів у процесі різання стане менше лінійної швидкості прокату перед різом. У цьому випадку буде мати місце підгинання переднього кінчика прокату, що неприпустимо.

У даному випадку ми також приходимо до критерію «якісного» різання виду (1.3), але значення мінімального і максимального коефіцієнтів обгону будуть іншими і визначатимуться першою і другою умовами, відповідно, лексикографічної послідовності, наведеної для схеми, представленої на рис. 3. В якості критерію оптимізації різання можна прийняти вибір такого коефіцієнта випередження, при якому в процесі різання до відділення задньої ді-

лянки прокату (задньої обрізі) мінімальне значення горизонтальної складової лінійної швидкості кромки ножів прагнуло б до величини, рівної 0,99 швидкості прокату на момент першого торкання кромки ножів прокату. Відомо, що неузгодженість швидкості суміжних клітей до 1% практично не призводить до деформації профілю в калібрах, а неузгодженість до 1,5% – до незначної деформації [6]. Найбільша різноманітність схем взаємодії летючих ножиць із клітцями має місце при аварійному розрізанні прокату. Перший аварійний різ може бути при взаємодії по одній зі схем, представлених на рис.1,б; 2; 3. Після першого різання прокату здійснюється, як правило, при взаємодії за схемою, представленою на рис.2. Останній різ (різи) здійснюється без взаємодії з прокатними клітцями (див. рис.4). Остання схема взаємодії (див. рис.4) особливих вимог до

якості різа не пред'являє, крім вимоги надійного розрізання прокату. Оскільки дана схема взаємодії впливає безпосередньо зі схеми взаємодії, представленої на рис.2, то доцільно значення ко-

ефіцієнта випередження для даної схеми прийняти таким же, як і для схеми взаємодії, представленої на рис.2.

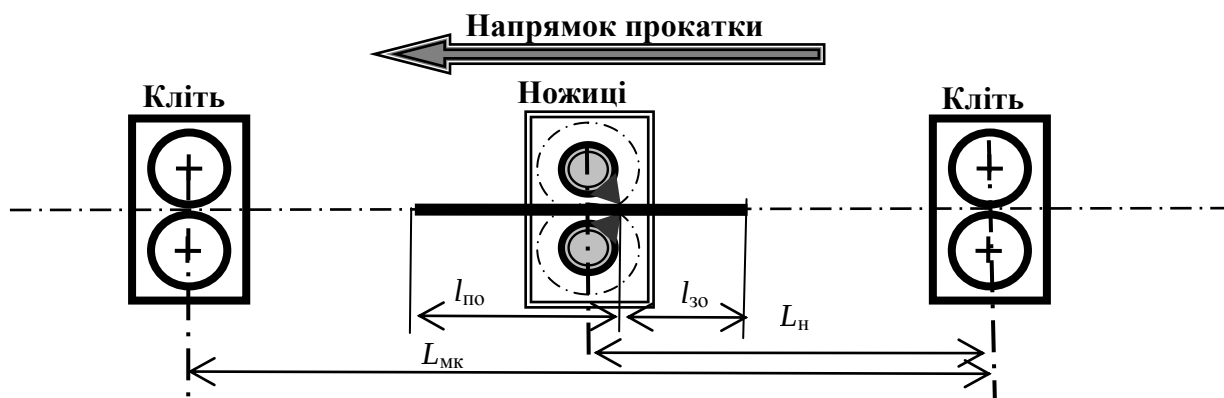


Рисунок 4 - Схема взаємодії ножиців і прокатної кліти при обрізці заднього кінця прокату:
 $l_{зо}$ – довжина задньої обрізі; $l_{по}$ – довжина передньої обрізі; $L_н$ – відстань від кліти до ножиців; $L_{мк}$ – відстань між клітями (довжина міжклітьового проміжка)

При узагальненні пунктів лексикографічних послідовностей, формалізації підлягають лексони (порядок лексони в даному списку не визначає її пріоритету):

- відсутність підгинання переднього кінчика прокату;
- відсутність підгинання заднього кінчика прутка;
- у процесі різа натяг прокату перед кліттю не повинен призводити до локальної деформації профілю;
- у процесі різа натяг прокату за кліттю не повинен призводити до локальної деформації профілю;
- у процесі різа ударне навантаження на механізм ножиців і клітей бажано мінімізувати.

Висновки.

1. Запропоновані системи критеріїв щодо вибору частоти обертання летючих ножиців в залежності від місця розташування ножиців і технологічних функцій, які вони виконують. Вибір коефіцієнту випередження залежить від цих чинників і повинен динамічно змінюватися в залежності від технологічної функції поточного процесу розрізання прокату.

2. Для розробки методики вибору коефіцієнту випередження потрібно створити комплексну аналітичну модель розрізання прокату, що описує як процес взаємодії ножиців з клітями через прокат, так і такі явища, як підгинання кінчиків прокату при різі.

Бібліографічний список

1. Жукевич-Стоша Е.А. Режущие машины прокатных цехов. Часть II. / Е.А. Жукевич-Стоша, А.З. Слоним, П.И. Сидоров и др. – М.: НИИИНФОРМТЯЖМАШ, 1971. – 168 с.
2. Егоров В.Ф. Анализ скоростных характеристик механизмов повторно-кратковременного режима работы / В.Ф. Егоров, В.И. Люленков, А.М. Паунов и др. // Изв. Вузов. Черная металлургия. Механическое оборудование металлургических заводов. №8, 1978. – с. 157 - 160.
3. Праздников А.В. Автоматизация непрерывных мелкосортных станов / Праздников А.В., Егоров В.С., Гринберг С.Д. и др. – М.: Металлургия, 1975. – 216 с.
4. Демченко А.Т. Механическое оборудование непрерывных мелкосортных и проволочных станов / А.Т. Демченко, А.И. Евсеев, П.Ф. Даценко. – М.: Металлургия, 1965. – 158 с.
5. Выдрин В.Н. Процесс непрерывной прокатки / В.Н. Выдрин, А.С. Федосиенко, В.И. Крайнов. – М.: Металлургия, 1970. – 456 с.
6. Чекмарев А.П. Прокатка на мелкосортных станах / А.П. Чекмарев, В.П. Гречко, В.В. Гетманец, Б.В. Ховрин]. – М.: Металлургия, 1967. – 364 с.
7. Чигринский В.А. Влияние скорости прокатки на прогиб раската между клетями непрерывного мелкосортного стана / В.А. Чигринский, А.Н. Чернышев, А.Н. Силич // Модернизация и автоматизация прокатных станов: сб.научн.тр./ Ин-т черной металлургии. Т.27. – М.: Металлургия, 1967. – с. 70-80.
8. Wahnelt H. Minimalruegelnung in Hochleistungs/ H. Wahnelt // Walzstaben Neue Hutte. – 1980. – №8. – S.287-292.

Стаття надійшла 23.05.2017 р.

УДК 621.771.25

Куваєв В.М., Бешта Д.О.*

Аналітичні дослідження механізму зриву витків у процесі намотування прокату на барабан моталки

Розглянуто особливості процесу намотування прокату при переході до намотування наступного шару прокату. Розглянуто, як відбувається намотування верхнього витка при зупиненому укладальнику. Приведені залежності координат положень прокату відносно носка укладальника в залежності від діаметра намотуваного шару. Проаналізовано умови зриву верхнього витка. Визначено основні умови запобігання зриву верхніх витків при існуючому способі управління укладальником.

Rассмотрены особенности процесса намотки проката при переходе к намотки следующего слоя проката. Рассмотрено, как происходит намотка верхнего витка при остановленном укладчике. Приведены зависимости координат положений проката относительно носка укладчика в зависимости от диаметра наматываемого слоя. Проанализированы условия срыва верхнего витка. Определены основные условия предотвращения срыва верхних витков при существующем способе управления укладчиком.

The features of the process of winding rolling during the transition to winding the next layer of rolled metal are considered. Considered how the winding of the upper coil occurs when the stacker stops. The coordinates of the positions of the hinges relative to the sock of the stacker are shown, depending on the diameter of the wound layer. The conditions for the breakdown of the upper winding. The basic conditions of prevention of breakage of the upper turns with the existing method of management of the stacker are determined.

Опис проблеми. У процесі намотування прокату на барабан моталки досить часто має місце ефект зриву верхнього витка шару, що приводить до погіршення товарного витка мотка. Погано покладені крайні витки погіршують якість подальшої обв'язки мотка, що може приводити до порушення цілісності останнього в процесі перевантажень. Становить інтерес питання, чи мається можливість запобігти або зменшити імовірність зриву верхніх витків за рахунок реалізації спеціальних законів управління, або вибору відповідних управляючих параметрів приводів механізмів моталки. Щоб вирішити дану задачу необхідно, насамперед, розкрити причини такого зриву.

Розглянемо більш детально особливості процесу намотування прокату при переході до намотування наступного шару прокату.

Викладення основного матеріалу дослідження. При намотуванні укладальник робить коливальні рухи. При цьому швидкість його переміщення при постійній міжвитковому кроці і швидкості прокатки, має графік, представлений на рис. 1, при цьому швидкість укладальника в сталому режимі намотування шару дорівнює:

$$V_{\text{укл}} = \frac{V_{\text{п.м}} \cdot z_{\text{мв}}}{2 \cdot \pi \cdot \left(R_{\text{с.бр}} + \frac{D_{\text{п}}}{2} \cdot (2 \cdot n_{\text{сл}} - 1) \right)} \quad (1)$$

де: $V_{\text{укл}}$ – швидкість переміщення укладальника, $z_{\text{мв}}$ – відстань між витками, $R_{\text{с.бр}}$ – радіус барабана, $D_{\text{п}}$ – діаметр прокату, $n_{\text{сл}}$ – номер поточного намотуваного шару.

Через зменшення швидкості з зупинкою укла-

дальника в крайнім положенні крок буде змінюватися – зменшуватися. Точно так само, початок руху укладальника в протилежному напрямку супроводжується збільшенням кроку між витками до значення, обумовленого (1).

Оскільки процес формування крайніх витків важливий для розкриття механізму зриву витків, розглянемо його докладніше. Прийнемо, не втрачаючи спільності, що перехід із шару на шар здійснюється при зміні ходу укладальника від руху нагору до руху вниз.

Розглянемо, як відбувається намотування верхнього витка (витків) при зупиненому укладальнику. Розрахункова схема намотування верхнього витка (витків) представлена на рис.2.

Очевидно, що після зупинки укладальника точка початку прилягання прокату до мотка буде лежати нижче рівняння верхнього положення носка укладальника.

Якщо зневажити зміною кроку намотування на ділянці гальмування укладальника, то прокат у момент зупинки укладальника буде нахилений до горизонталі під кутом підйому гвинтової лінії. Приймавши, що тригонометричні функції $\sin$ і tg малих кутів дорівнюють самим кутам, запишемо для кута підйому гвинтової лінії витка n -го шару $\gamma_{\text{в}(n)}$:

$$\gamma_{\text{в}(n)} = \frac{z_{\text{мв}(n)}}{\pi \cdot D_{\text{н}(n)}}, \quad (2)$$

де: $D_{\text{н}(n)}$ – діаметр намотування n -го шару;

$z_{\text{мв}(n)}$ – відстань між витками n -го шару.

* Куваєв Володимир Миколайович, професор ДВНЗ «НГУ», д.т.н., професор, Бешта Дмитро Олександрович, асистент ДВНЗ «НГУ».

Рецензент Кадильникова Тетяна Михайлівна, зав.каф. НМетАУ, д.т.н., професор.



Рисунок 1 – Графік швидкості переміщення укладальника в процесі намотки мотка при постійнім міжвитковому кроці і швидкості прокатки

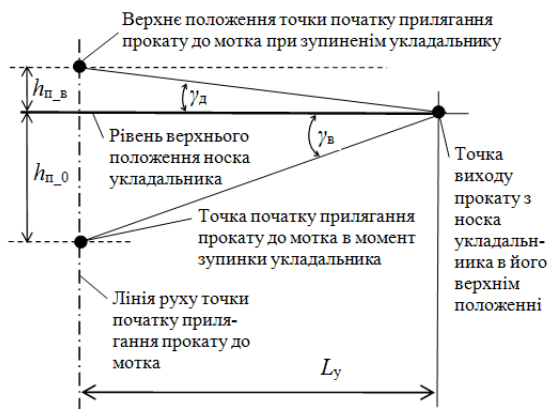


Рисунок 2 – Розрахункова схема намотки верхнього витка (витків):

L_y – відстань від лінії руху точки початку прилягання прокату до мотка до носка укладальника; $h_{п_0}$ – поточна висота точки початку прилягання прокату до мотка в момент зупинки укладальника; $h_{п_в}$ – висота верхнього положення точки початку прилягання прокату до мотка при зупиненні укладальника; $\gamma_в$ – кут нахилу прокату до горизонталі в момент зупинки укладальника (кут нахилу гвинтової лінії при русі укладальника); $\gamma_д$ – кут девіації прокату при переході на наступний шар

Висота точки початку прилягання прокату до мотка в момент зупинки укладальника щодо рівня

верхнього положення носка укладальника – $h_{п_0}$, буде:

$$h_{п_0} = -L_y \cdot \operatorname{tg} \gamma_в = -\frac{L_y \cdot z_{\text{мв}}(n)}{\pi \cdot D_{\text{н}}(n)} \quad (3)$$

Знак мінус у (3) є наслідком того, що точка початку прилягання прокату до мотка в момент зупинки укладальника лежить нижче рівня верхнього положення носка укладальника.

Довжина L_y залежить як від конструктивних параметрів моталки, так і від діаметра намотуваного шару:

$$L_y = \sqrt{L_{\text{оу}}^2 + L_{\text{нй}}^2 - \left(D_{\text{н}}(n)/2\right)^2} \quad (4)$$

де: $L_{\text{оу}}$ – відстань осі укладальника моталки від осі стола моталки в напрямку руху прокату в укладальнику; $L_{\text{нй}}$ – відстань від торця носка укладальника до осі стола моталки в напрямку, перпендикулярному напрямкові руху прокату в укладальнику.

На рис.3 приведені графіки залежностей L_y від діаметра намотуваного шару при для умов сортових моталок стану ДСДС 250/150-6 ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», а на рис.4 – $h_{п_0}$ при різних $z_{\text{мв}}$.

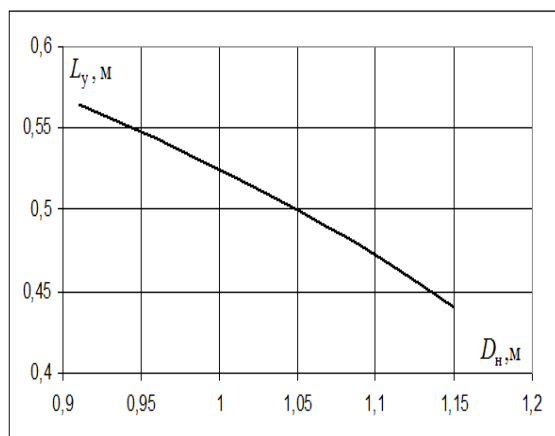


Рисунок 3 – Графіки залежності L_y від діаметра намотуваного шару

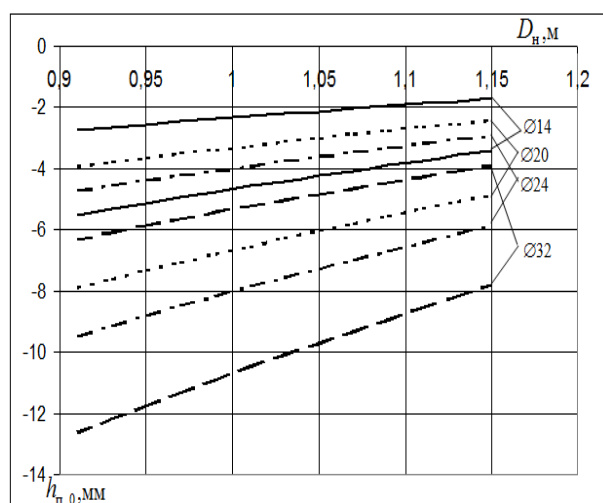


Рисунок 4 – Графіки залежностей $h_{п_0}$ від діаметра намотуваного шару при мінімальних і максимальних значеннях $z_{мб}$ для профілів різного перетину

$$h_{п_в(n)} = L_{y(n)} \cdot \operatorname{tg} \gamma_{д(n)} = L_{y(n)} \cdot \left(2 \cdot \mu_{тр} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{н(n)}}} - \frac{z_{мб(n)}}{\pi \cdot D_{н(n)}} \right). \quad (8)$$

На рис.5 наведена залежність $h_{п_в}$ від діаметра намотуваного шару для умов сортових моталок стану ДСДС 250/150-6 ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг» для різних профілерозмірів при $z_{мб} = 0$ (а) і $z_{мб} = D_{п}$ (б). Коефіцієнт тертя прийняв за даними [2] рівним 0,35.

Як видно з графіків, представлених на рис.5, при зупиненому укладальнику й однаковій щільності намотування шару висота над рівнем верхнього положення укладальника зі збільшенням діаметра намотування монотонно зменшується,

Як видно з рис.4, відстань від точки початку прилягання прокату до мотка в момент зупинки укладальника щодо рівня верхнього положення носка укладальника завжди значно менше діаметра намотуваного прокату, тобто можна прийняти, що після зупинки укладальника прокат починає намотуватися на моток з нульовим кроком ($z_{мб} = 0$). У той же час, кут нахилу витків залишається рівним $\gamma_{в(n)}$.

Таке намотування буде продовжуватися доти, поки не складуться умови для переходу прокату на наступний, $(n+1)$ -й шар.

Результати теоретичних досліджень умов переходу до намотування наступного шару при навивці, зокрема канатів, приведені в роботі [1]. Такою умовою є досягнення кута між намотуваним канатом, а у нашому випадку прокатом, і горизонталлю (кут $\gamma_{д}$ на рис.2) значення «критичного» кута девіації, що, для нашого випадку, може бути розрахований по формулі:

$$\sin(\gamma_{д(n)} + \gamma_{в(n)}) = 2 \cdot \mu_{тр} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{н(n)}}}, \quad (5)$$

де $\mu_{тр}$ – коефіцієнт тертя між витками, або, з урахуванням допущень, прийнятих у (2), одержуємо:

$$\gamma_{д(n)} + \gamma_{в(n)} = 2 \cdot \mu_{тр} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{н(n)}}}, \quad (6)$$

$$\gamma_{д(n)} = 2 \cdot \mu_{тр} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{н(n)}}} - \frac{z_{мб(n)}}{\pi \cdot D_{н(n)}}. \quad (7)$$

При цьому висота верхнього положення точки початку прилягання прокату до мотка при зупиненні укладальника – $h_{п_в}$, з урахуванням прийнятих допущень буде дорівнювати:

тобто верхній виток кожного наступного шару повинен мати опору на верхні витки попередніх шарів, що протидіє зривові витка. У той же час унаслідок того, що при зупиненому укладальнику кожен наступний виток n -го шару спирається на попередній виток цього ж шару і намотується під кутом $\gamma_{в}$, тобто верхній край верхнього витка шару змінює свою висоту на величину $\Delta h_{п_в}$, яку можна розрахувати як:

$$\Delta h_{п_в(n)} = \pi \cdot D_{н(n)} \cdot \operatorname{tg} \gamma_{в} = z_{мб(n)}. \quad (9)$$

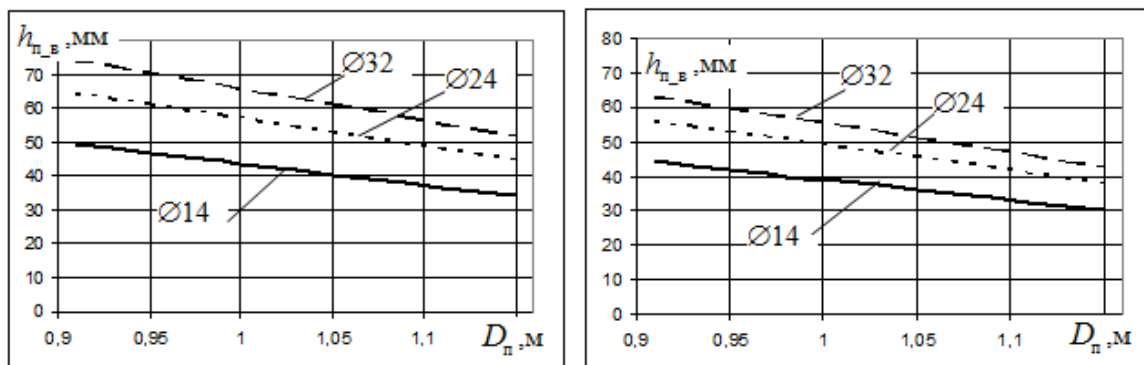


Рисунок 5 – Залежність $h_{п_в}$ від діаметра намотуваного шару для умов сортових моталок стану

ДСДС 250/150-6 ПАО «АрселорМіттал Кривий Ріг» для різних профілерозмірів при $z_{мб} = 0$ (а) и

$z_{мб} = D_{п}$ (б)

Імовірність зриву верхнього витка (n+2)-го шару з за відсутності опори на n-й шар з'являється тоді, коли центр верхнього витка (n+2)-го шару виходить за габарити верхнього краю верхнього витка n-го шару, тобто коли маємо:

$$h_{п_в(n)} - h_{п_в(n+2)} < \Delta h_{п_в(n)} - D_{п}/2. \quad (10)$$

Тоді для надійного (гарантованого) запобігання зриву верхніх витків необхідно, щоб виконувалася нерівність:

$$L_{y(n)} \cdot \left(2 \cdot \mu_{тр} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{н(n)}}} - \frac{z_{мб(n)}}{\pi \cdot D_{н(n)}} \right) - L_{y(n+2)} \cdot \left(2 \cdot \mu_{тр} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{н(n+2)}}} - \frac{z_{мб(n+2)}}{\pi \cdot D_{н(n+2)}} \right) > z_{мб(n)} - D_{п}/2 \quad (11)$$

а граничному випадкові відповідає:

$$z_{мб(n)} + L_{y(n+2)} \cdot \left(2 \cdot \mu_{тр} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{н(n+2)}}} - \frac{z_{мб(n+2)}}{\pi \cdot D_{н(n+2)}} \right) - L_{y(n)} \cdot \left(2 \cdot \mu_{тр} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{н(n)}}} - \frac{z_{мб(n)}}{\pi \cdot D_{н(n)}} \right) - D_{п}/2 = 0 \quad (12)$$

Якщо прийняти, що намотування здійснюється з постійною щільністю ($z_{мб(n)} = const$), то умова (11) приймає вид:

$$z_{мб} \leq \frac{2 \cdot \mu_{тр} \cdot \left(L_{y(n)} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{н(n)}}} - L_{y(n+2)} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{н(n+2)}}} \right) + \frac{D_{п}}{2}}{\left(1 + \frac{L_{y(n)}}{\pi \cdot D_{н(n)}} - \frac{L_{y(n+2)}}{\pi \cdot D_{н(n+2)}} \right)}. \quad (13)$$

Граничні значення міжвиткової відстані ($z_{мб}$) від номера намотуваного шару ($N = n + 2$) при різних діаметрах прокату для сортових моталок стану ДСДС 250/150-6 ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг» приведені в табл.1. Коефіцієнт тертя приймався за даними [2] рівних 0,35. Діаметр намотуваного шару зв'язаний з номером шару і діаметром прокату залежністю:

$$D_{н(n_{сл})} = D_{с_бр} + D_{п} \cdot (2 \cdot n_{сл} - 1), \quad (14)$$

де $n_{сл}$ – номер намотуваного шару; $D_{с_бр}$ – діаметр барабана моталки.

З таблиці видно, що при існуючому способі управління укладальником граничне значення міжвиткової відстані завжди менше діаметра прокату, тобто умова (13) ніколи не виконується, і при будь-якій щільності намотування існує імовірність зриву витків.

Очевидним шляхом рішення даної проблеми є штучне зрушення координати початку верхнього

витка (n+2)-го шару вниз щодо координати початку нижнього витка n-го шару. Єдиним управляючим впливом, що дозволяє забезпечити дане зрушення, є регульована затримка зупинки укла-

дальника після спрацювання датчика його верхнього положення.

Таблиця 1– Граничні значення міжвиткової відстані (Z_{MB} , мм) від номера намотуваного шару при різних діаметрах прокату для сортових моталок стану МШС 250/150-6 ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг»

Діаметр прокату, мм	Номер намотуваного шару				
	3	5	7	9	11
14	10,25	10,25	10,29	10,38	10,54
16	11,94	11,95	12,03	12,2	12,50
20	15,45	15,51	15,74	16,21	
24	19,10	19,26	19,77		
30	24,81	25,28	26,84		

У цьому випадку «додаткове» збільшення висоти n-го шару – $\Delta h_{доп(n)}$, визначається кутом повороту барабана моталки після спрацювання

датчика верхнього положення укладальника і подачі команди на реверс укладальника – $\Delta \varphi_{доп(n)}$:

$$\Delta h_{доп(n)} = \Delta \varphi_{доп(n)} \cdot \frac{D_{H(n)}}{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma_B = \frac{\Delta \varphi_{доп(n)}}{2 \cdot \pi} \cdot Z_{MB(n)} \quad (15)$$

Тоді умова (10) переписується у виді:

$$(h_{п_в(n)} + \Delta h_{доп(n)}) - (h_{п_в(n+2)} + \Delta h_{доп(n+2)}) \leq \Delta h_{п_в(n)} - D_{п}/2 \quad (16)$$

Тоді, розкриваючи ліві і праві частини (16), маємо умову надійного (гарантованого) запобігання зриву верхніх витків:

$$L_{y(n)} \cdot \left(2 \cdot \mu_{тр} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{H(n)}}} - \frac{Z_{MB(n)}}{\pi \cdot D_{H(n)}} \right) + \frac{\Delta \varphi_{доп(n)}}{2 \cdot \pi} \cdot Z_{MB(n)} - \\ - L_{y(n+2)} \cdot \left(2 \cdot \mu_{тр} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{H(n+2)}}} - \frac{Z_{MB(n+2)}}{\pi \cdot D_{H(n+2)}} \right) - \frac{\Delta \varphi_{доп(n+2)}}{2 \cdot \pi} \cdot Z_{MB(n+2)} > Z_{MB(n)} - D_{п}/2 \quad (17)$$

або

$$\frac{\Delta \varphi_{доп(n)} \cdot Z_{MB(n)} - \Delta \varphi_{доп(n+2)} \cdot Z_{MB(n+2)}}{2 \cdot \pi} > \\ > 2 \cdot \mu_{тр} \cdot \left(L_{y(n+2)} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{H(n+2)}}} - L_{y(n)} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{H(n)}}} \right) + \\ + Z_{MB(n)} \cdot \left(1 + \frac{L_{y(n)}}{\pi \cdot D_{H(n)}} \right) - Z_{MB(n+2)} \cdot \frac{L_{y(n+2)}}{\pi \cdot D_{H(n+2)}} - D_{п}/2 \quad (18)$$

Якщо прийняти, що намотування здійснюється з постійною щільністю ($Z_{MB(n)} = \text{const}$), то умова (18) приймає вид:

$$\Delta \varphi_{доп(n)} - \Delta \varphi_{доп(n+2)} > 4 \cdot \pi \cdot \frac{\mu_{тр}}{Z_{MB}} \cdot \left(L_{y(n+2)} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{H(n+2)}}} - L_{y(n)} \cdot \sqrt{\frac{D_{п}}{D_{H(n)}}} \right) + \\ + 2 \cdot \pi + 2 \cdot \left(\frac{L_{y(n)}}{D_{H(n)}} - \frac{L_{y(n+2)}}{D_{H(n+2)}} \right) - \pi \cdot \frac{D_{п}}{Z_{MB}} \quad (19)$$

Прийнявши для верхнього/передверхнього шару N $\Delta\varphi_{\text{доп}(N)} = 0$ можна розрахувати мінімальні величини $\Delta\varphi_{\text{доп}(n)}$ для кожного шару з непарного ряду шарів, при яких виконується умо-

ва (19). Такі розрахункові величини для двох щільностей намотування $z_{\text{MB}} = D_{\text{II}}$ і $z_{\text{MB}} = 2 \cdot D_{\text{II}}$, що охоплює з запасом усі можливі робочі значення щільності намотування, і різних діаметрів прокату, приведені в табл.2.

Таблиця 2 – Мінімальні величини $\Delta\varphi_{\text{доп}(n)}$ для граничних значень робочих щільностей намотування при різних діаметрах прокату для сортових моталок стану ДСДС 250/150-6 ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг»

Діаметр прокату, мм	Щільність змотки	Розрахункова величина $\Delta\varphi_{\text{доп}}$ для шару, град.					
		1	3	5	7	9	11
14	$z_{\text{MB}} = D_{\text{II}}$	1139	923	685	450	222	0
	$z_{\text{MB}} = 2 \cdot D_{\text{II}}$	1606	1290	958	632	313	0
16	$z_{\text{MB}} = D_{\text{II}}$	1174	972	732	500	276	0
	$z_{\text{MB}} = 2 \cdot D_{\text{II}}$	1625	1309	978	655	339	0
20	$z_{\text{MB}} = D_{\text{II}}$	941	744	507	281	0	
	$z_{\text{MB}} = 2 \cdot D_{\text{II}}$	1300	987	659	341	0	
24	$z_{\text{MB}} = D_{\text{II}}$	635	449	217	0		
	$z_{\text{MB}} = 2 \cdot D_{\text{II}}$	944	637	312	0		
30	$z_{\text{MB}} = D_{\text{II}}$	703	455	221	0		
	$z_{\text{MB}} = 2 \cdot D_{\text{II}}$	973	635	311	0		

Як випливає з табл.2, для умов сортових моталок стану ДСДС 250/150-6 ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг» максимальна кількість додаткових витків, які необхідно «домотати» при намотуванні першого шару прокату для запобігання зриву витків лежить у межах 2 - 4,5 витків, а загальна зміна висоти шару при намотування круглого профілю $\varnothing 14$ мм буде лежати в межах 44 - 62 мм, а при намотуванні профілю $\varnothing 30$ мм – 124 - 150 мм.

Умовами замовлення задається необхідна висота мотка, але, на поточний час, не регламентується перепад висоти верхньої поверхні мотка. Очевидно, що для профілів малих розмірів, особливо при щільному намотуванні, перепад висоти верхньої поверхні мотка близько 50 мм при його загальній висоті 800 - 1000 мм ніяк не позначиться на товарному виді мотка, тоді як для профілів великих розмірів перепад 150 мм при тій же висоті мотка може бути незадовільним як по зовнішньому вигляді мотка,

так і за умовами його наступної обробки споживачем. У такому випадку доцільно попередньо задавати гранично припустимий перепад по висоті верхньої поверхні мотка і проводити розрахунок $\Delta\varphi_{\text{доп}}$, виходячи з мінімуму імовірності зриву витків при заданих припустимих перепадах.

Для нижньої поверхні мотка умови аналогічні.

Висновки. У результаті аналітичного дослідження механізму зриву витків при переході до намотування наступного шару встановлено:

- зрив витка має місце при виході крайнього (верхнього/нижнього) витка намотуваного шару за габаритні розміри краю попереднього шару в точці переходу до намотування наступного шару;
- встановлено умови, виконання яких забезпечує запобігання зриву крайніх витків;
- запропоновано і обґрунтовано спосіб управління укладальником при досягненні їм крайнього положення, що забезпечує запобігання зриву витків.

Бібліографічний список

1. Почтовенко Ю.Е. К вопросу геометрии многослойной навивки канатов на цилиндрические барабаны шахтных подъемных машин / Ю.Е. Почтовенко // Труды Харьковского горного института, т.5. // Изд-во ХГУ – Харьков: 1958. – С. 271-282.
2. Кузьменко А.Г. Производство мерного проката на непрерывных мелкосортных станах / А.Г. Кузьменко. - М.: Металлургия, 1997.

Стаття надійшла 23.05.2017 р.

УДК 621.771–114.51.001:57

Путники А.Ю., Подобедов Н.И., Динник Ю.А.*

Моделирование транспортного переноса (запаздывания) при непрерывной прокатке

Приведено алгоритм переміщення (транспортування, запізнєння) товщини штаби від кліти до кліти при математичному моделюванні взаємодії безперервної 6-клітьової групи широкоштабового стану. Наведено, що в якості збурення виступає не транспортне перенесення (запізнєння), а відхилення товщини штаби разом з натягами, що змінюються. Результати розрахунків наведені у вигляді перехідних процесів у міжклітьових натягах та відхиленнях товщини штаби після кожної з клітей.

Приведен алгоритм переноса (транспортирования, запаздывания) толщины полосы от клетки к клетке при математическом моделировании взаимодействия непрерывной 6-клетевой группы широкополосного стана. Показано, что в качестве возмущения выступает не собственно транспортный перенос (запаздывание), а отклонение толщины полосы совместно с изменяющимися натяжениями. Результаты расчетов приведены в виде переходных процессов для межклетевых натяжений и отклонения толщины полосы после каждой клетки.

The study deals with the algorithm of the strip thickness transfer (transportation, delay) from stand to stand during digital modeling of interaction between the 6-stand train of a wide-strip mill. The study demonstrates that not the transport transfer (delay) itself, but the strip thickness deviation together with the changing tension values acts as a disturbance. Calculation data are represented as time plots for interstand tensions and strip thickness deviations after each stand.

Постановка задачи. При проведении теоретических исследований процесса непрерывной прокатки авторами отмечается необходимость учёта транспортного переноса толщины полосы в межклетевых промежутках [1-3]. Передача от клетки к клетке толщины полосы h или её отклонения Δh , наведенного каким-либо возмущением, осуществляется со скоростью перемещения полосы в i -м межклетевом промежутке. Уравнение переноса записывают в виде:

$$H_{i+1}(t) = h_i(t - \tau_i),$$

где $\tau_i = L_{\text{кл}}/V_i$ - время транспортного переноса (задержки, запаздывания), с которым полоса поступает в $(i+1)$ -ю клетку; $L_{\text{кл}}$ - межклетевое расстояние; V_i - скорость полосы на выходе из i -й клетки.

Считается, что транспортное запаздывание является своеобразным возмущением, оказывающим влияние на дальнейшее формирование толщины полосы и динамику процесса прокатки [4,5]. Во многих работах данный момент отмечается, однако при расчётах не учитывается, например [2,4,5]. Кроме того, в работах по моделированию непрерывной прокатки в численном виде обходятся стороной вопросы, как следует в дискретном виде представлять изменяющуюся по длине и во времени толщину полосы на выходе из i -й клетки, осуществлять её передачу в межклетевом промежутке и задавать в $(i+1)$ -ю клетку. Несмотря на большое количество работ по непрерывной прокатке процесс проявления транспортного запаздывания и количественная оценка его влияния изучены недостаточно.

В работе поставлена задача развития представления о переносе толщины полосы, формировании межклетевых натяжений и отклонения толщины полосы на выходе из клеток путём компьютерного моделирования процесса непрерыв-

ной прокатки в 6-клетевой группе широкополосного стана. В основу компьютерной программы положена математическая модель, представляющая систему дифференциальных уравнений и соотношений, записанных в абсолютных величинах [6]. В модели учтены упругие крутильные колебания в линиях главного привода валков. К результатам решения относятся, в частности, межклетевые натяжения и отклонение толщины полосы после каждой клетки. По ним лучше всего проследить транспортный перенос.

Один из важных моментов в разработке модели состоит в алгоритме и программировании процесса транспортирования (транспортного переноса) толщины полосы между клетками. Движение полосы по мере выхода из i -й клетки моделируется перемещением элементов множества последовательных значений выходной толщины, фиксируемых через равные по длине отрезки полосы Δ , образуя элементы массива h_i . Чем меньше задаваемое значение Δ , тем точнее представляется текущий профиль полосы. При достижении текущей величины l_i значения Δ длина массива h_i увеличивается на единицу, т.е. на один элемент, а $h_i(j)$ присваивается последнее значение выходной толщины полосы (рис. 1а). Этот же массив толщин поступает в следующую $(i+1)$ -ю клетку. Однако он задаётся не ступенчато, а аппроксимируется на отрезках Δ наклонной прямой (рис. 1б).

Представленный алгоритм реализован во всех клетках непрерывной группы. В результате моделируется транспортный перенос толщины полосы не только на участке, прилегающем к передней кромке во время входа в i -ю клетку непрерывной группы, но и на участках, прокатываемых в данный момент в последующих клетках.

*Путники Александр Юлиусович., докторант ЗНТУ, к.т.н.,

Подобедов Николай Иванович, с.н.с. ИЧМ НАН Украины им. З.И. Некрасова, к.т.н.,

Динник Юлия Александровна, доцент НМетАУ, к.т.н.

Рецензент Кадилюникова Татьяна Михайловна, зав. каф. НМетАУ, д.т.н., профессор.

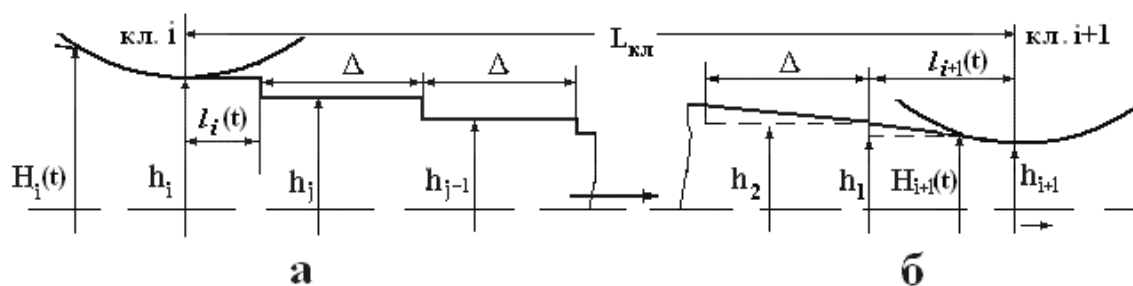


Рисунок 1 - Представление продольной толщины полосы на выходе из i -й клетки (а) и её аппроксимация (б) на входе в $(i+1)$ -ю клетку

Рассмотрим вариант решения, когда во время установившегося режима прокатки в первой клетке № 5 (т. А) шестиклетевой группы стана 1680 происходит, например, опускание нажимных винтов на 1 мм (рис. 2). Прокатывается полоса из стали 08ПС исходной толщины 23 мм шириной 1250 мм. На выходе из клеток № 5-10 толщина полосы составляет (мм): 11,7; 7,6; 5,0; 3,7; 2,8; 2,5. Температура полосы в клетях № 5 и №10 равна: 1015°C и 920°C ; скорость прокатки в клетях № 5 и №10 - 1,52 м/с и 7,15 м/с.

Опускание винтов как возмущение вызвало кратковременный переходный процесс, подробно показанный на рис.3. Здесь колебания отклонения толщины полосы после клетки № 5 Δh_5 соответствуют частоте собственных колебаний упругой системы клетки № 5 (~66 Гц) с учетом жесткости полосы [7,8]. Они быстро затухают. В натяжениях и разности скоростей проявляется частота крутильных колебаний линий привода клетей. После затухания переходных процессов в результате саморегулирования межклетевые натяжения и толщина полосы после клетей приняли новые значения (рис.2, участок АБ между клетями № 5 и № 6). При этом в наибольшей мере изменились натяжение T_{56} и толщина h_5 . Отклонение толщины полосы $\Delta h_5 = -0,175$ мм (назовём его первичным) через время переноса $\tau_5 = L_{кл} / V_{вых5} = 3,95$ с (т.е. с запаздыванием) поступает в клетку №6 (т. Б) как возмущение ΔH_6 . Происходит новое распределение межклетевых натяжений (участок БВ, между клетями № 6 и 7) и толщин. Отклонение толщины полосы после клетки №6, равное $\Delta h_6 = -0,07$ мм, обусловлено двумя совместно действующими факторами: возмущением

Δh_5 , т.е. $\Delta H_6 = \Delta h_5$ и изменившимися (новыми) натяжениями.

Спустя время t_6 прохождения межклетевого промежутка 6-7 участком полосы с отклонением Δh_6 и поступления его в клетку №7 (т. В) происходит новое распределение межклетевых натяжений (участок ВГ между клетями № 7 и 8). Отклонение толщины $\Delta h_7 = -0,05$ мм также объясняется преимущественным влиянием возмущения Δh_6 . По мере последовательного переноса начального возмущения Δh_5 и его трансформации после каждой клетки в Δh_i процесс, как видно из рис.2, повторяется. Как видно, возмущение в виде отклонения толщины, поступившая в очередную клетку, передаётся через полосу предыдущим и последующим клетям и промежуткам, т.е. против и по направлению прокатки. В качестве возмущения выступает собственно не транспортное запаздывание, а прежде всего наведенное отклонение толщины полосы в предыдущих клетях совместно с изменившимися натяжениями и задержкой поступления отклонения Δh_i в следующие клетки.

В связи с этим следует выделить первичное действие возмущения на натяжения и толщину, которые рассмотрены, и вторичное. Так Δh_7 после клетки № 7 образовавшееся в т. «а», как первичное возмущение, поступив в клетку №8 (т. Б), вызвало первичную реакцию T_{78} и Δh_8 (т. «а»). Задание в клетку №7 в этот момент отклонения Δh_6 (т. «в») относится к вторичному возмущению, а перенос Δh_5 (т. «в») в клетку №6 – к третичному. Однако оставляемые ими «следы» на колебаниях толщины полосы остаются слабо заметными.

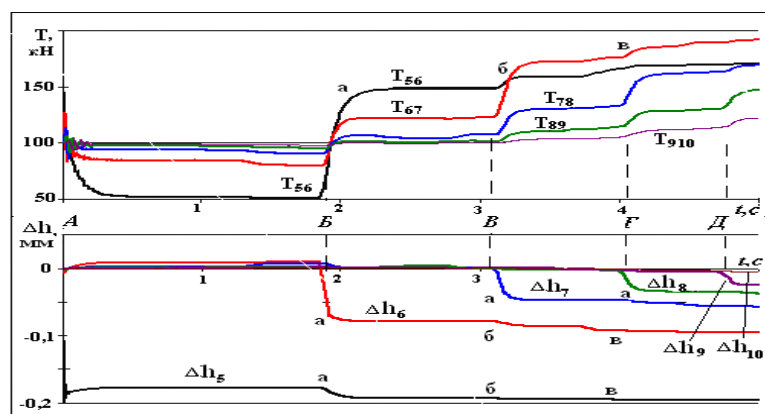


Рисунок 2 - Процесс переноса в чистой группе отклонения толщины полосы Δh_5 , образовавшегося в результате опускания нажимных винтов клетки № 5 на 1 мм.

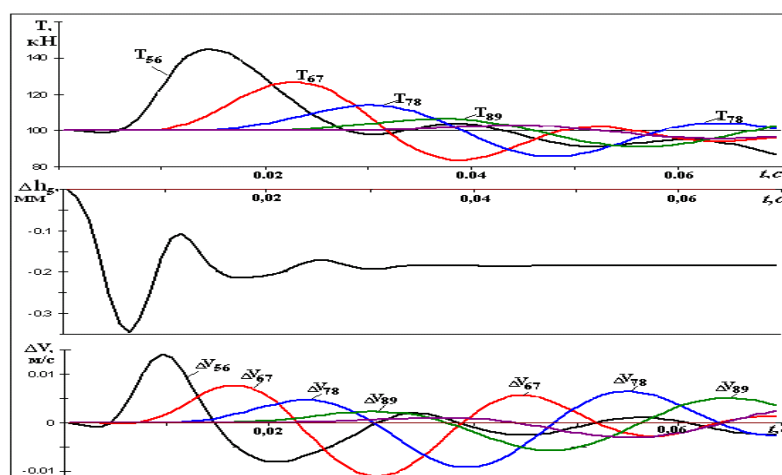


Рисунок 3 - Вид переходных процессов по натяжениям T , отклонению толщины полосы Δh_5 и разности скоростей ΔV входа полосы в $i+1$ -ю и выхода из i -й клетки на начальном участке рис. 2

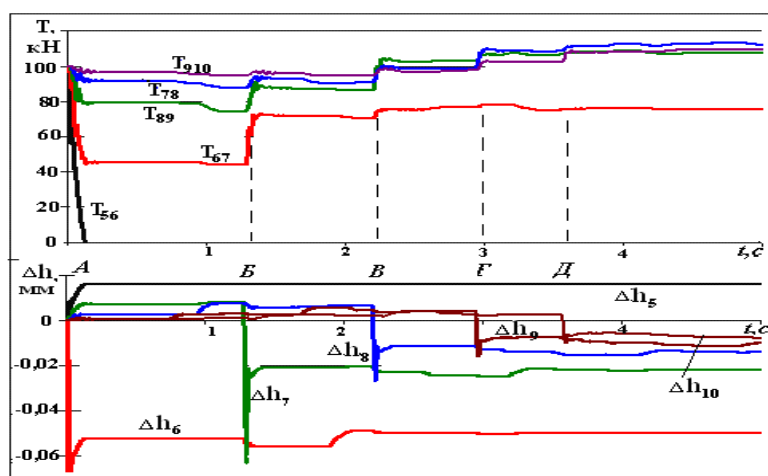


Рисунок 4 - Процесс переноса в чистой группе отклонения толщины полосы Δh_6 , сформировавшегося после опускания нажимных винтов клетки № 6 на 0,5 мм

Рассмотрим процесс переноса отклонения толщины полосы Δh_6 , вызванного срабатыванием нажимных винтов во второй клетки (№6) непрерывной группы (рис. 4, т. А). Здесь начальные значения переднего и заднего натяжений (в отличие от клетки №5, где отсутствует заднее натяжение) привели к заметному уменьшению пределов изменения других натяжений. В качественном отношении процесс переноса отклонения толщины подобен процессу на рис. 2. После срабатывания нажимных винтов в клетки № 6 и кратковременного переходного процесса по T_i и Δh_i первичное отклонение Δh_6 составило -0,053 мм. На выходе из клетки №5 толщина полосы увеличилась $\Delta h_5 = 0,018$ мм (участок 1), что привело к увеличению нагрузки в клетки №6 и уменьшению скорости валков и входа полосы. В результате произошла потеря натяжения T_{56} , клетка №5 перешла в автономный режим работы. Увеличение входной толщины полосы в клетку №6 ($\Delta H_6 = \Delta h_5$) совместно с отсутствием натяжения T_{56} и уменьшением T_{67} привело к отклонению $\Delta h_6 = -0,056$ мм. Вход возмущения Δh_6 в клетку №7 (т. Б) вызвал увеличение натяжения T_{67} , кратковременные колебания отклонения толщины Δh_7 , первичное значение которого составило $\Delta h_7 = -0,02$ мм. Вторичные отклонения толщины на выходе из остальных клеток меньше 0,01 мм. Следует отметить, что первичное действие возмущений Δh_i при входе в клетки приводит к колебаниям толщины $\Delta h_{(i+1)}$. В рассмотренном примере влияние первичного возмущения $\Delta h_{(i-1)}$, поступающего в i -ю клетку, проявляется в наибольшей мере на заднем натяжении этой клетки и на отклонении толщины Δh_i на выходе из неё. Результаты действия вторичных и следующих возмущений несущественные.

Выводы.

1. Путём компьютерного моделирования получено развитие представлений о процессе транспортного переноса от клетки к клетке отклонения толщины полосы в непрерывной группе клеток широкополосного стана.

2. Впервые установлен характер изменения разности скоростей входа в i -ю и выхода полосы из валков $(i-1)$ -й клетки, формирования межклетевых натяжений и отклонений толщины полосы, которые на полосовых станах после каждой клетки не измеряются. Показано, что в качестве возмущения выступает не собственно транспортное запаздывание, а отклонение толщины полосы, совместно с изменяющимися натяжениями и запаздыванием поступающее в следующую клетку. Кроме первичного действия отклонения толщины во время его непосредственного поступления в клетку и первичной реакции натяжений и толщины имеют место вторичные и другого порядка возмущения и реакции по T и Δh_i , однако они существенно меньше. При захвате первичного возмущения валками i -й клетки в наибольшей мере изменяется заднее натяжение и отклонение толщины Δh_i . Чем дальше от места действия первичного возмущения расположен промежуток, тем слабее вторичное влияние на T и Δh . По мере переноса отклонения толщины от клетки к клетке происходит уменьшение её относительной величины $\delta h_i = \Delta H_i / h_i$. При этом существенное влияние на Δh_i оказывают изменяющиеся межклетевые натяжения.

Полученные закономерности и количественные соотношения могут быть учтены при управлении нажимными винтами.

Библиографический список

1. Файнберг Ю.М. Автоматизация непрерывных станов горячей прокатки / Ю.М. Файнберг. – М.: Металлургия, 1963. – 326 с.
2. Автоматизированные широкополосные станы, управляемые ЭВМ / [Беняковский м.А., Ананьевский М.Г., Коновалов Ю.В., Тишков Н.И.]. – М.: Металлургия, 1984. – 240 с.
3. Филатов А.С. Автоматические системы стабилизации толщины полосы при прокатке / А.С. Филатов, А.П. Зайцев, А.А.Смирнов. М.: Металлургия, 1982. – 128 с.
4. Моделирование динамики процесса непрерывной прокатки, обусловленной транспортным запаздыванием. Сообщение 2./ Ю.Д.Железнов, Л.А.Кузнецов, С.Л.Блюмин, В.Г.Барышев // Известия Вузов. Чёрная металлургия. – № 11. – 1980. – с. 89-92.
5. Кузнецов Л.А. Влияние учёта транспортных задержек на передачу воздействий в непрерывном стане/ Л.А.Кузнецов // Известия Вузов. Чёрная металлургия. – № 6. -1984. – с. 113 -125.
6. Путники А.Ю. Математическая модель динамики прокатки при заполнении полосой чистовой группы клеток широкополосного стана/ А.Ю. Путники// Обработка материалов давлением. Краматорск. ДГМА. – 2015. – № 2(41). – С. 91–95.
7. Веренев В.В. Динамические процессы в полосовых станах холодной прокатки / В.В. Веренев // Днепропетровск: ЛИРА, 2015.- 112 с.
8. Динник Ю.А., Бабенко М.А. Управление многониточными клетями непрерывных групп сортовых станов. Теория и практика металлургии №5-6, 2003 г. С.82-87.

Статья поступила 01.06.2017 г.

УДК 621.746.6

Селиверстов В.Ю., Селиверстова Т.В.*

Компьютерное моделирование затвердевания прокатного вала при использовании комбинированной технологии газодинамического воздействия и электрошлакового обогрева

Проведено компьютерное моделирование процесса затвердевания каландрового вала из высокопрочного чугуна при использовании комбинированной технологии газодинамического воздействия и электрошлакового обогрева металла в прибыльной зоне. Установлены зоны образования усадочных дефектов с использованием температурных замеров, полученных в результате вычислительного эксперимента.

Проведене комп'ютерне моделювання процесу затвердіння каландрового вала із високоміцного чавуну при використанні комбінованої технології газодинамічного впливу та електрошлакового обігріву металу в надливної зоні. Встановлені зони утворення усадкових дефектів з використанням температурних замірів, отриманих в результаті обчислювального експерименту.

Computer simulations of the solidification process calender of the shaft of spheroidal cast iron using a combined technology of gas-dynamic impact and electroslag heating of the metal in the profitable area. Established areas of shrinkage defect using the temperature measurements obtained in the result of computational experiment.

Введение. Каландровые валы предназначены для обработки давлением бумажного или картонного полотна. Они устанавливаются в машинных каландрах бумагоделательных и картоноделательных машин и в суперкаландрах. Валы изготавливаются цельнолитыми из легированного отбеленного чугуна с пластинчатым или шаровидным графитом.

Анализ предыдущих публикаций и постановка задачи. Данный способ литья [1,2] предполагает в качестве необходимого условия наличие на поверхности рабочей полости литейной формы слоя затвердевшего металла, обеспечивающего по своим прочностным характеристикам герметичность системы «отливка-устройство для ввода газа», находящейся под давлением, вплоть до полного затвердевания отливки. Методика расчета технологических параметров газодинамического воздействия на жидкую фазу внутри отливки основана на соответствии динамики повышения создаваемого давления в системе отливка - устройство для ввода газа кинетике затвердевания отливки [3,4], и может быть реализована с помощью разработанной компьютерной программы «GDI Calc» [5,6]. Для условий литья крупных отливок или слитков разработаны конструкции холодильников в виде металлического корпуса со вставкой из огнеупорного материала, или вставкой из электронепроводного огнеупорного материала с электродами и вкладышем из флюса для осуществления комбинированной технологии газодинамического воздействия и электрошлакового обогрева (КТГВ-ЭШО) металла в прибыли [7]. Холодильник может действовать аналогично плавающей прибыльной вставке. Это дает возможность максимально полно использовать резерв перегрева расплава в прибыльной

зоне и эффективно осуществлять процесс газодинамического воздействия. Результаты экспериментальных термографических исследований работы плавающей прибыльной вставки из огнеупорной формовочной смеси на основе золы Приднепровской ТЭС показали возможность ее (вставки) использования в качестве компонента конструкции устройства для КТГВ-ЭШО [8,9]. Однако, для проведения последующего сравнительного анализа эффективности работы корпусного холодильника со вставками из различных наиболее распространенных огнеупорных материалов, удовлетворяющих соответствующим требованиям (прочности, термостойкости, теплопроводности, теплоемкости и др.), актуальной задачей является моделирование процесса затвердевания отливки со вставками из разных материалов в условиях газодинамического воздействия.

Цель работы. Определение зон образования усадочных дефектов в отливке «каландровый вал» при реализации технологии литья с газодинамическим воздействием и КТГВ-ЭШО компьютерным моделированием процесса затвердевания с использованием СКМ ЛП «ПОЛИГОН».

Основной материал. Рассматриваемая отливка (рис.1) изготавливается из высокопрочного чугуна. Для корректной работы компьютерной имитационной модели затвердевания данной отливки необходим выбор и назначение основных характеристик, существенно влияющих на процесс теплопередачи в системе отливка – литейная форма (теплофизические свойства материала отливки и формы, которые могут быть выбраны из справочника, либо определены экспериментально). Анализ зависимостей рабочего давления от времени показал, что система «отливка-устройство для ввода газа» герметизируется на

Селиверстов Вадим Юрьевич, декан НМетАУ, д.т.н., профессор,

Селиверстова Татьяна Витальевна, доцент, НМетАУ, к.т.н.

Рецензент Иванова Людмила Харитоновна, профессор НМетАУ, д.т.н., профессор.

250-й секунде, когда на боковой поверхности образуется корка затвердевшего металла толщиной 25 мм. В связи с этим процесс моделирования

был условно разбит на два этапа: до образования прочного металлического каркаса на поверхности отливки, и после этого.

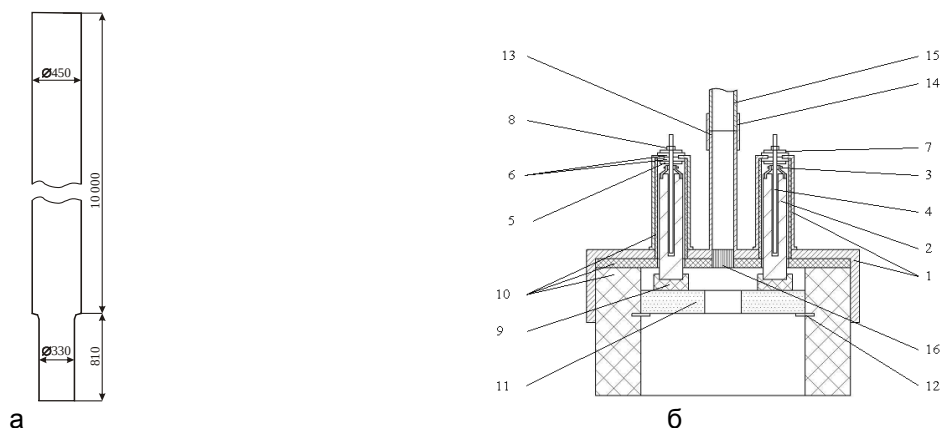


Рисунок 1 - Схема каландрового вала (а) и устройства для осуществления КТГВЭШО (б): 1 – металлический корпус, 2 – графитовые электроды, 3 – контактные элементы, 4 – токопроводящие стержни, 5 – шайбы, 6 – электропроводные прокладки, 7 – шайбы, 8 – гайки, 9 – насадки из электропроводного огнеупорного материала, 10 – вставка из электропроводного огнеупорного материала, 11 – вкладыш из флюса, 12 – металлические фиксаторы, 13 – газоподводящий патрубок, 14 – муфта, 15 – газопровод, 16 – газопроницаемая пробка

После того как металлический каркас образовался, вычислительный процесс останавливали, теплофизические параметры сплава изменяли на соответствующие наличию давления в двухфазной зоне, скрытую теплоту затвердевания уменьшали на 30% до 182000 Дж/кг. К особенностям отливок типа каландрового вала можно отнести, прежде всего, большое соотношение вы-

соты к диаметру, что соответствующим образом отражается на процессе затвердевания и проявляется, в значительной протяженности двухфазной области в осевой зоне отливки на завершающем этапе процесса затвердевания. Поэтому представляется целесообразным дополнительно утеплить металл прибыльной зоны при использовании КТГВ-ЭШО (рис. 2).

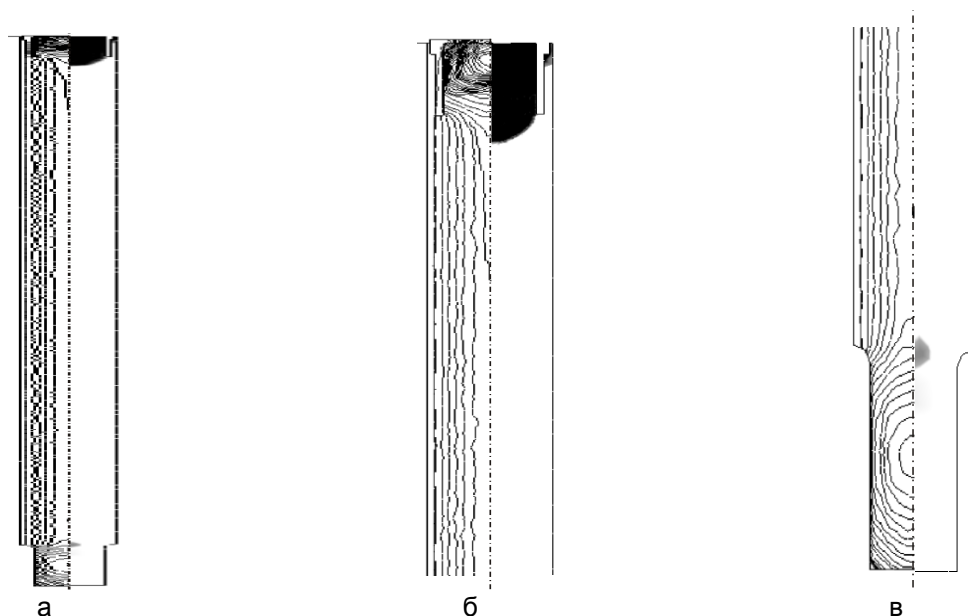


Рисунок 2 - Кинетика затвердевания и распределение пористости в разрезе каландрового вала, изготавливаемого при использовании КТГВ-ЭШО: а – сечение каландрового вала, б – сечение верхней шейки, в – сечение нижней шейки

Для анализа распределения пористости в осевой зоне отливки были использованы точки-индикаторы пористости, расположенные после-

довательно от верха имитационной модели отливки (табл. 1).

Таблица 1 - Распределение пористости (%) по оси каландрового вала

№ точки	Расстояние от верха каландрового вала до точки-индикатора пористости, мм	Электрообогрев	
		отсутствует	присутствует
1	0	100	100
2	100	100	100
3	200	100	100
4	300	100	100
5	400	100	100
6	500	100	2
7	600	100	2
8	700	100	2
9	800	2	1
10	900	1	1
11	1000	2	1
12	1100	2	1
13	1200	2	1
14	1300	2	1
15	1400	2	1
16	1500	2	1
17	1600	2	1
18	1700	1	1
19	1800	1	1
20	1900	1	1
21	2000	1	1

Выводы

1. Установлено, что особенностью моделирования затвердевания с учетом приложения давления является условное разделение процесса на этапы. На первом из них определяли время герметизации системы отливка-устройство для ввода газа и формирования прочного каркаса затвердевшего металла на поверхности отливки, моделирование процесса затвердевания в условиях атмосферного давления в течение времени герметизации. При этом температурные поля и поля усадки, полученные в результате второго этапа моделирования, являлись начальными данными для модели, учитывающей влияние давления на теплофизические параметры металла отливки, а также специфику теплообмена между отливкой и формой.

2. Учет влияния давления в компьютерной имитационной модели осуществляли за счет изменения значений параметров, определяющих протекание процесса кристаллизации: увеличения (на 50 – 100%) доли жидкой фазы при образовании непрерывного каркаса, завершении гравитационного течения и полном перекрытии меж-

дендритных каналов, а также уменьшения значения скрытой теплоты кристаллизации на 20 – 30%. Значения соответствующих критических точек для условий затвердевания и, соответственно, прекращения фильтрационного питания в зоне затвердевания, значительно выше, что определило возможность более длительного и эффективного процесса питания усадки.

3. Установлено, что при реализации газодинамического воздействия для повышения эффективности процесса питания усадки необходимо сохранение резерва перегрева расплава в прибыльной зоне до окончания затвердевания тела валька, что, в свою очередь, может быть достигнуто, в том числе, за счет электрообогрева металла прибыльной зоны при осуществлении комбинированной технологии газодинамического воздействия и электрошлакового обогрева. Результаты моделирования процесса затвердевания каландрового вала из высокопрочного чугуна с применением КТГВ-ЭШО показали уменьшение высоты усадочной раковины на 30 – 40%.

Библиографический список

1. Пат. 37837 Україна, МПК (2006) B22D 18/00. Пристрій для отримання виливків / Селівьорстов В.Ю., Хричиков В.Є., Доценко Ю.В. – № 200808858; заявл. 07.07.2008; опубл. 10.12.2008, Бюл. №23.
2. Селиверстов В.Ю. Технология газодинамического воздействия на расплав в литейной форме – один из перспективных способов повышения качества металла отливок // Сучасні проблеми металургії. Наукові праці. 2007. – Том 10. – С. 25 – 35.

3. Селиверстов В.Ю. Методика расчета параметров газодинамического воздействия на затвердевающий металл в литейной форме / В.Ю. Селиверстов, Т.В. Михайловская // Системні технології: Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. – Дніпропетровськ, 2010. – Вип. 3 (68). – С. 186 – 192.
4. «Методика розрахунку режиму газодинамічного впливу на розплав в ливарній формі»; свідоцтво про реєстрацію авторського права на твір / Селівьорстов В.Ю. – № 34833; дата реєстрації 06.09.2010.
5. Селівьорстов В.Ю. Автоматизоване визначення режиму газодинамічного впливу на розплав в ливарній формі / В.Ю. Селівьорстов, Т.В. Михайловська // Системні технології: Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. – Дніпропетровськ, 2010. – Вип. 4 (69). – С. 73 – 78.
6. Комп'ютерна програма «GDI Calc»; свідоцтво про реєстрацію авторського права на твір / Селівьорстов В.Ю., Михайловська Т.В. – № 34834; дата реєстрації 06.09.2010.
7. Пат. 46128 Україна, МПК (2009) B22D 18/00. Спосіб отримання виливків / Селівьорстов В.Ю., Хричиков В.Є., Куцова В.З., Меньяло О.В., Савєга Д.О. – № u 200906107; заявл. 15.06.2009; опубл. 10.12.2009, Бюл. №23.
8. Хрычиков В.Е., Селиверстов В.Ю., Мазорчук В.Ф., Усенко Р.В., Наумов О.С., Фоменко Г.В. Формовочные смеси для прибылей стальных отливок с использованием золы-уноса Приднепровской ТЭС // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2006. - №2. - С. 36 – 38.
9. Мазорчук В.Ф. Влияние плавающей прибыльной вставки на плотность литого металла / В.Ф. Мазорчук, В.Ю. Селиверстов, Ю.В. Доценко, В.П. Доценко // Системне моделювання технологічних процесів. Наук. праці. - Дніпропетровськ: «Системні технології», 2011. – т.1.- С. 60-64.

Стаття поступила 01.06.2017 г.

УДК 621.746.6:669.046.516.4:669.715

Селиверстов В.Ю., Доценко Ю.В., Доценко Н.В.*

Комплексное влияние газодинамического воздействия и модифицирования на механические свойства сплава АК5М с повышенным содержанием железа

В статье проанализированы технологические методы направленные на нейтрализацию негативного влияния железа на свойства отливки из алюминиевого литейного сплава АК5М. Приведенные данные свидетельствуют о высокой эффективности совместного действия модифицирования и давления на свойства отливки затвердевающей в кокиле.

У статті проаналізовані технологічні методи, які спрямовані на нейтралізацію негативного впливу заліза на властивості виливка з алюмінієвого ливарного сплаву АК5М. Приведені дані свідчать про високу ефективність сумісної дії модифікування та тиску на властивості виливка, який твердне в кокилі.

The article analyzes the technological methods aimed at neutralizing the negative impact of iron on the properties of castings of aluminum foundry alloy AK5M. These data indicate high efficiency of the joint actions of modification and pressure on the properties of the castings solidifying in the mold.

Введение. Одной из проблем при получении качественных отливок из алюминиевых сплавов является повышенное содержание в них железа. Железо является негативной примесью в алюминиевых сплавах, образуя соединения различного состава (FeAl_3 , Al_2SiFe , $\text{Al}_4\text{Si}_2\text{Fe}$, Al_5SiFe и др.) [1]. Все железосодержащие фазы при обычных температурах кристаллизации сплавов имеют грубокристаллическое строение и поэтому оказывают сильное влияние на снижение механических свойств, в особенности пластичности. Например, в доэвтектических силуминах железо образует с компонентами сплава тройную промежуточную фазу β (AlFeSi), кристаллизующуюся в форме грубых иглообразных выделений, резко снижающих пластические свойства сплавов [1,2]. Основными источниками насыщения алюминиевых расплавов железом являются чугуны, тигли раздаточных и плавильных печей, заливочные ковши, переплавляемый алюминиевый лом, содержащий стальные вкладыши и элементы кремния, не удаленные перед плавкой. В сплавах системы Al-Si эвтектический кремний и железосодержащие фазы имеют ковалентный тип межатомных связей, что обуславливает их направленность при кристаллизации. Для уменьшения анизотропии силовых полей валентных электронов в образующемся зародыше при кристаллизации необходимо изменить характер межатомного взаимодействия. Один из возможных вариантов изменения формы и размеров включений фаз с ковалентным типом межатомных связей - введение в расплав примесей, атомы которых, растворяясь в растущем кристалле, ослабляют ковалентную составляющую связи между его атомами, и тем самым уменьшают ориентирующее действие кристалла на соприкасающуюся с ним

жидкую фазу. Если в отношении изменения формы включений эвтектического кремния этот вопрос успешно решен, то применительно к модифицированию железосодержащей фазы имеются существенные трудности в его практической реализации. Наиболее широко применяются профилактические мероприятия с целью исключения контакта стального и чугунного плавильно-заливочного инструмента и тиглей с алюминиевым расплавом, причем главная сложность получения качественного покрытия (обмазки) чугунных и стальных тиглей - обеспечение требуемой стойкости покрытия и его механической прочности. Поэтому задача связанная с разработкой технологических решений направленных на устранение вредного влияния железа в алюминиевых литейных сплавах является актуальной.

Анализ публикаций. Железо обладает ограниченной растворимостью в алюминии. При температуре, близкой к точке плавления алюминия, из сплава, содержащего железа более 1,7%, выделяются кристаллы Al_3Fe , обладающие большей плотностью, чем алюминиевый сплав, и имеющие форму крупных пластин. После вымораживания алюминидов железа его можно отделить от сплава [3]. Отстаивание алюминиевого сплава, богатого железом, в течение нескольких часов показало, что железные составляющие концентрируются в нижней части ванны и частично по стенкам тигля. Верхняя часть расплава при этом получается обедненной железом. Алюминий с 2,76% железа после семичасового отстаивания при 700°C содержал железа на глубине 28, 36 и 45 см соответственно 1,59; 2,01 и 2,75%. Для лучшей концентрации железа предпринимались попытки применить направленную кристаллизацию [4]. В этом случае кристаллы твердой фазы

Селиверстов Вадим Юрьевич, декан НМетАУ, д.т.н., профессор,

Доценко Юрий Валериевич, доцент НМетАУ, к.т.н.,

Доценко Наталия Викторовна аспирант кафедры НМетАУ.

Рецензент Иванова Людмила Харитоновна, профессор НМетАУ, д.т.н., профессор.

выделяются только снизу. Для нормального хода кристаллизации необходимо, чтобы скорость диффузии в жидкости была равна или превышала скорость охлаждения. При простом отстаивании редкие и довольно крупные кристаллы лежат тонким (5-8мм) слоем на дне тигля, при направленной кристаллизации толщина слоя увеличивается (до 20-25мм). При содержании в сплаве 3-4% железа этим способом можно получить 3/4 объема сплава с 1,7-1,9% железа. Таким образом, отстаивание с направленной кристаллизацией позволяет отделить эвтектику от твердой фазы, но производительность этого процесса исключительно низка. Чтобы ускорить процесс разделения жидкой и твердой фаз, различных по плотности, применяли центрифугирование. При проведении опытов только при больших оборотах центрифуги удавалось снизить содержание железа в верхних слоях с 3 до 1,5-1,7%. Отрицательные результаты были получены при попытке отмагнитить железосодержащую фазу алюминиевого сплава. Удовлетворительное отделение твердой фазы от жидкой достигли фильтрованием. Влияние внешних воздействий и модифицирования на форму и размеры железосодержащих фаз в алюминиевых сплавах в работах [5-8].

Цель работы. Анализ способов нейтрализации негативного влияния железа в алюминиевых литейных сплавах путем применения различных технологических приемов, влияния модифицирования и газодинамического воздействия на свойства сплава АК5М с повышенным содержанием железа.

Изложение основного материала исследований. Эвтектики двойных сплавов содержат большое количество металла примеси. Эвтектическое содержание железа 1,7%, кремния 1,56% и пр. Разделять такие фазы не имеет практического смысла. Однако при добавлении в сплав некоторых компонентов эвтектическая точка перемещается влево и содержание металла примеси в эвтектическом сплаве может быть значительно снижено. Получила развитие нейтрализация вредного воздействия Fe на свойства сплавов Al за счет изменения морфологии образующихся избыточных фаз легированием. В результате легирования интерметаллиды, приобретая сферическую форму, не оказывают отрицательного влияния на пластичность, трещиностойкость и др. Положительные результаты получены при введении в расплавы силуминов бериллия, марганца, церия и многих других переходных металлов [4]. Это более перспективно, поскольку позволяет “вернуть к жизни” ряд вторичных сплавов, ранее применявшихся для изготовления только второсортных отливок, и что важнее, слу-

жит основой для дальнейших исследований, направленных на повышение свойств сплавов Al за счет их упрочнения железосодержащими соединениями [4]. Известно также [3], что мелкодисперсные интерметаллиды Fe благоприятной формы можно получать непосредственно в сплавах Al при высокоскоростной кристаллизации, иными словами, при управляемой кристаллизации в определенных режимах и параметрах, обеспечивающих выделение избыточной фазы с заданной морфологией и размерами. Естественно, что управлять процессом образования интерметаллидов можно только всесторонне его исследовав. Процесс образования железосодержащих фаз (и не только их) определяется не столько термокинетическими режимами самой кристаллизации, но и состоянием и структурой кристаллизующегося расплава, степенью его макро- и микронеоднородности. В свою очередь состояние расплава зависит от комплекса факторов, в том числе и от характера процесса расплавления и растворения шихтовых материалов при плавке, в частности от кинетики растворения Fe, условий ввода, качества поверхности, первичной твердой структуры, наличия растворенных газов, примесей и т.п. Процессом растворения Fe в Al и его сплавах во многом, если не в основном, определяется и процесс образования избыточных железосодержащих соединений. На процессы растворения железа и образования интерметаллидов влияет скорость изменения температур на различных стадиях. Экспериментальные исследования влияния комбинированной технологии газодинамического воздействия и модифицирования карбонитридом титана (TiCN) проводили на литых заготовках из алюминиевых сплавов химический состав, которых указан в табл.1. Отливку «Опорный наконечник стойки конвейера» массой 1,1 кг заливали из сплава №2 в подогретый и окрашенный чугунный кокиль с минимальной толщиной стенки 40 мм. Температура заливки – 640 °С. Схема отливки «опорный наконечник стойки конвейера» представлена на рисунке 2. Технологический процесс газодинамического воздействия на расплав кокиле проводили с начальными показателями давления 0,15 – 0,2 МПа и последующим наращиванием до 2 - 3,5 МПа в соответствии с расчетной динамикой нарастания давления в системе отливка-устройство для ввода газа. В таблице 2 приведены результаты испытаний по определению механических свойств металла отливок из сплава АК5М, МПа в соответствии с расчетной динамикой нарастания давления в системе отливка-устройство для ввода газа.

Таблица 1 Химический состав сплава применяемого для исследований

Al	Si	Fe	Ti	Mg	Cu	Zn
Основа	5,5	0,6	0,14	0,6	1,45	0,3

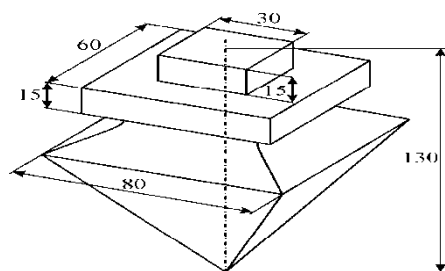


Рисунок 2 - Схема отливки «опорный наконечник стойки конвейера»

В табл. 2 приведены результаты испытаний по определению механических свойств металла отливок из сплава АК5М, полученного с применением комбинированной технологии газодинамического воздействия и модифицирования в сравнении с соответствующими свойствами литого металла, полученного по традиционной технологии. В результате применения указанной технологии удалось измельчить и сфероидизировать железосодержащие фазы, повысить уровень механических свойств на 15-20%, брак отливок по рыхлотам и газовым раковинам сократить на 28 %.

Таблица 2 - Механические свойства металла отливок из сплава АК5М

№ образца		$\sigma_{\text{в}}$, МПа	НВ (МПа)	δ , %
1	до обработки	165,3	510	2,0
2		163,6	500	1,9
3		165,1	500	1,9
4	после обработки	195,3	512	2,30
5		193,8	508	2,29
6		194,2	511	2,31

Вывод. Проанализированы технологические методы нейтрализации негативного влияния железа на свойства алюминиевых сплавов, в результате проведенных исследований по применению технологии газодинамического воздействия и модифицирования на свойства отливок из

сплава АК5М, затвердевающих в кокиле, удалось измельчить и сфероидизировать железосодержащие фазы, повысить уровень механических свойств на 15-20%, количество брака отливок по рыхлотам и газовым раковинам сократить на 28%.

Библиографический список

1. Мондольфо Л.Ф. Структура и свойства алюминиевых сплавов [Текст] / Л.Ф. Мондольфо. - Пер. с англ.-М.: Металлургия, 1979.-640 с.
2. Ларионов Г.В. Вторичный алюминий [Текст] / Г.В. Ларионов. - М.: Металлургия, 1967.-271 с.
3. Немененок Б.М. Теория и практика комплексного модифицирования силуминов [Текст] / Б.М. Немененок. -Мн.: Технопринт, 1999. - 272 с.
4. Возможность использования комплексного модификатора длительного действия на основе нанопорошков длительного действия для повышения качества отливок из алюминиевых сплавов [Текст]: Новые материалы и технологии в машиностроении-2005. Сб. трудов IV Международной научно-технической конференции. / Брянск: БГИТА - 2005. - С. 17 -23.
5. Селиверстов В.Ю. Технология газодинамического воздействия на расплав в литейной форме – один из перспективных способов повышения качества металла отливок [Текст] / В.Ю. Селиверстов. // Сучасні проблеми металургії. Наукові праці. Днепропетровск: Системные технологии. - 2007. - Том 10. - С. 25 – 35.
6. Селиверстов В.Ю. Перспективы применения комбинированных способов управления структурообразованием литого металла [Текст] / В.Ю. Селиверстов, Ю.В. Доценко / Вісник ДДМА. - 2009. - № 1 (15). - С.267-273.
7. Калиниченко А.С., Бергманн Г.В. Управляемое направленное затвердевание и лазерная обработка: теория и практика [Текст] / А.С. Калиниченко, Г.В. Бергманн. - Мн.: Технопринт, 2001. - 367 с.
8. Доценко Ю.В. Застосування перспективної комплексної технології для підвищення механічних властивостей литих виробів зі сплавів системи Al-Si [Текст] / Ю.В. Доценко. // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. - 2008. - №4/1 (34).- С.27-29.

Статья поступила 01.06.2017 г.

УДК 621.785:681.785.369:681.785.789

Иванова Л.Х., Калашникова А.Ю., Нестерук С.В.*

Улучшение качества отливок из хромистого чугуна

Установлено существенное влияние комплексного модифицирования на структуру и свойства хромистого чугуна. Показана целесообразность применения для модифицирования чугуновых отливок комплексного модификатора на основе редкоземельных металлов.

Встановлений суттєвий вплив комплексного модифікування на структуру та властивості хромистого чавуну. Показана доцільність застосування для модифікування чавунних виливків комплексного модифікатора на основі рідкісноземельних металів.

Substantial influence of energy-informative influence on quantitative indexes structures of the explored cast-iron and microhardness of cementite is set. On such indexes: size, form and distributing of the graphites including and hardness of cast-iron energyinforvation influence did not render of influencing.

Постановка проблемы. Существующие способы производства отливок из белых износостойких чугунов с необходимым уровнем эксплуатационных свойств включают легирование значительным количеством дефицитных и дорогостоящих элементов и в то же время характеризуются склонностью к образованию трещин, усадочных дефектов, то есть эти способы не дают стабильных результатов. Комплексное модифицирование чугунов для высоконагруженных отливок ответственного назначения является эффективным средством повышения механических свойств, воздействия на процесс формирования структуры и, как следствие, улучшения эксплуатационных свойств [1,2]. Известные исследования имеют фрагментарный характер. Автор [3] считает, что перспективы белых износостойких чугунов «в разумном использовании их преимуществ, прежде всего, по износостойкости, оптимизации вариантов технологии производства и объектов применения». Применение высокохромистых заэвтектических чугунов в современной промышленности принято считать менее предпочтительными, в виду того, что в структуре заэвтектических чугунов при кристаллизации образуются крупные иглообразные карбиды, снижающие износостойкость и, в большей степени прочность отливок. Содержание хрома свыше 29% при содержании углерода более 3% приводит к образованию таких карбидов. Установлено, что при содержании хрома в пределах 12-20% наблюдается максимальная износостойкость сплавов. Вышеуказанное подтверждает целесообразность проведение исследования чугунов с меньшим содержанием

хрома, чем в ИЧХ28Н2, но модифицированных РЗМ-содержащим модификатором.

Цель исследования - установить структурные изменения происходящие в отливках из высоколегированного хромистого модифицированного РЗМ чугуна и их влияние на механические и служебные свойства. Объект исследования отливка «Корпус насоса», традиционно изготавливаемая из износостойкого чугуна марки ИЧХ28Н2. Исследуемые сплавы выплавляли в дуговой печи модели ДСП3,5А. Отливки получали из чугуна следующего усредненного состава, % по массе: 2,83 углерода; 1,0 кремния; 0,60 марганца; 0,045 серы; 0,05 фосфора; 15,7 хрома; 1,01 никеля; 0,14 молибдена; 0,01 титана; 0,33 меди. В качестве шихтовых материалов применяли возврат производства ИЧХ28Н2, литейный и переплавный чугуны, а также ферросплавы. Модифицирование расплава производили в заливочном ковше емкостью 60 кг. Модификатор в количестве 1,0 масс.% дробили до фракции 2...7 мм с присутствием пылевидной фракции в количестве 5...8% и загружали на дно заливочного ковша. Заливку опытных отливок осуществляли в песчаные формы. Химический состав исследованных комплексных модификаторов приведен в табл.1.

Исследуемые образцы изготавливали в стержневых и песчаных формах. В стержне выполняли полость, соответствующую форме образца согласно ДСТУ EN 10002-1:2006, а в песчано-глинистой форме получали цилиндрические образцы диаметром 15 и длиной 200 мм. Выбивку образцов производили после охлаждения их до температуры 70...30°С. Для снятия напряжений образцы термообработывали.

Таблица 1 – Химический состав исследованных комплексных модификаторов

Обозначение модификатора	Содержание химических элементов, %							
	Кремний	Магний	РЗМ	Титан	Медь	Алюминий	Литий	Железо
КМ1	44	—	32	—	—	9	—	ост.
КМ2	55	13,2	—	—	—	—	0,51	ост.
КМ3	6	—	10	19	26	0,8	—	ост.

*Иванова Людмила Харитоновна, профессор НМетАУ, д.т.н. профессор,
Калашникова Алина Юрьевна, инженер ДГУ,
Нестерук Светлана Витальевна, студент НМетАУ.
Рецензент Хрычиков Валерий Евгеньевич, зав. каф. НМетАУ, д.т.н., профессор.

Химический состав чугуна в центральной и приповерхностной зонах отливок определяли методом спектрального анализа на приборе «Лесо». В этих же зонах измеряли твердость по Шору и микротвердость отдельных структурных составляющих чугуна. Микротвердость цементита и перлита измеряли на приборе ПМТ-3 при нагрузке 0,49Н и увеличении 485. Величину микротвердости определяли по результатам 51 замера, точность замера диагонали отпечатка индентора $\pm 0,07$ мкм. Исследуемые сплавы имели разную степень эвтектичности: сплав №1 и № 3 – доэвтектические, сплав №2 – эвтектический, а сплав, используемый для серийного производства отливок, марки ИЧХ28Н2 – заэвтектический.

Микроструктура исследуемых сплавов состояла из аустенита, феррита, карбидов M_7C_3 и $M_{23}C_3$. Дендриты карбидной фазы, обладающей значительной твердостью, прорастали в аустенитной пластичной основе, чем и обуславливалась высокая износостойкость исследуемых сплавов. В исследуемых сплавах эвтектические карбиды выделялись в составе колоний. Первичный и эвтектический аустенит насыщались углеродом и легирующими элементами. Присутствие легирующих элементов, таких как марганец, никель и медь повышало устойчивость аустенита, однако не позволило получить аустенитную структуру.

Для модифицирования сплава №1 применяли комплексный модификатор КМ3 (см. табл. 1). Структура сплава, обработанного модификатором, была более мелкой и равномерной дендритной. Первичные карбиды M_7C_3 по сравнению с немодифицированным сплавом также имели более мелкое строение. Микротвердость металлической матрицы модифицированного сплава увеличилась на 12%. Повышение твердости матрицы, по-видимому, было обусловлено наличием в составе модификатора меди и титана. В свою очередь кремний, титан и РЗМ оказали влияние на морфологию первичных карбидов, размер карбидов уменьшился до 5 мкм с 7 мкм в немодифицированном сплаве. Модифицирование исследуемого сплава №2 проводили комплексным модификатором КМ1. Структура сплава после обработки существенно отличалась от немодифицированного состояния. В сплаве 2 количество карбидов было наибольшим (более 35%). После обработки сплава модификатором размер первичных карбидов M_7C_3 существенно уменьшился до 5 мкм вместо 9 мкм. Введение РЗМ привело к снижению размеров аустенитных дендритов. Кремний и РЗМ оказали влияние подобное тому, которое оказал модификатор №1 на сплав №1, препятствуя росту карбидов, тем самым, создавая более мелкую и равномерную структуру. Модифицирование исследуемого сплава №3 проводили комплексным модификатором КМ2, содержащим магний. Количество и размеры первичных карбидов в немодифицированном сплаве были

значительно меньше, чем в промодифицированном. В составе исследованного комплексного модификатора кремний был основным элементом, влияние которого было описано выше. Следует отметить, что содержание магния в модификаторе было малым и существенного влияния на сплав не оказывало, кроме того, при модифицировании наблюдали пирозэффект. В процессе изготовления опытной партии отливок выявлена повышенная стойкость отливок против горячих трещин. В результате проведенных исследований установлено, что количество карбидной составляющей в исследуемых чугунах и количество хрома в карбидах практически не изменялось в каждой из проведенных сопоставляемых сплавах и не зависело от типа модификатора. Предел кратковременной прочности на разрыв определяли по стандартной методике. Были изготовлены образцы двух типов: длиной 72 и 40 мм. Испытания на длинных образцах не показали достоверного результата, так как образцы разрушались в нехарактерном месте при сравнительно небольших нагрузках. Результаты испытания прочности на коротких образцах показали, что наилучшим из опытных был сплав, имевший наилучшие механические свойства – модифицированный комплексным модификатором на основе РЗМ (табл.2). Анализ рельефа излома поверхности разрушенных образцов производили методом растровой электронной микроскопии. Исследования проводили после механических испытаний. Излом образцов из чугуна не модифицированного состава свидетельствовал о хрупком разрушении, вязкое разрушение наблюдали лишь на отдельных небольших участках. В изломе модифицированного образца, наряду с хрупким разрушением, присутствовало вязкое разрушение, таким образом, тип разрушения - смешанный. Наблюдали интеркристаллитный излом по телу зерна. Также отчетливо было видно, что в модифицированном образце была более мелкозернистая структура (рис.1). Износостойкость исследуемых сплавов определяли на установке типа стенда ЛПЗ-М, разработанного ВНИИПТ «Углемаш», в условиях гидроабразивного изнашивания, основного типа износа при эксплуатации багерных насосов. Испытания показали, что модифицированные сплавы имеют показатели на 14...23% выше чем немодифицированные (табл.3). Таким образом, установлено существенное влияние комплексного модифицирования на структуру и свойства высокохромистого чугуна. Была разработана технологическая инструкция на выплавку высокохромистого износостойкого чугуна, модифицированного комплексным модификатором методом переплава отходов производства ИЧХ28Н2 в дуговой печи с основной футеровкой, а исследованному чугуну присвоена производственная марка ИЧХ290Х16Н(РЗМ) для использования в производстве ПАО «МРРЗ».

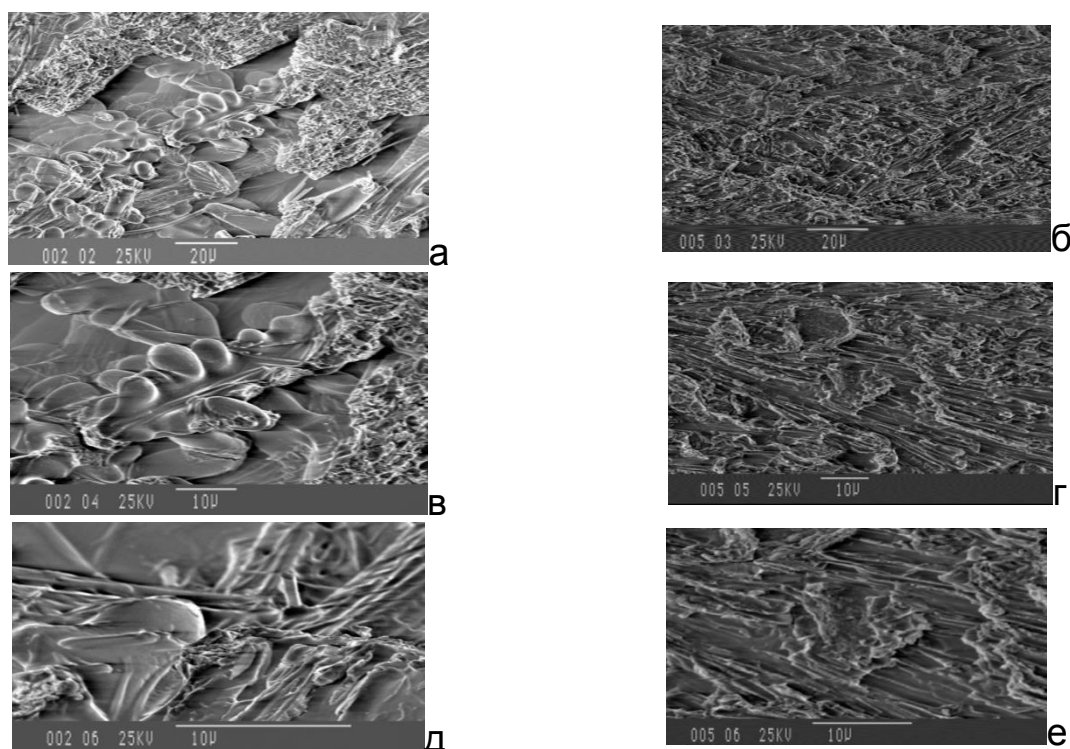


Рисунок 1 - Излом образцов из сплава №2 после механических испытаний: а,в,д - не модифицированный образец; б,г,е - модифицированный образец; а,б - х600, в,г - х1050, д,е – х3000

Таблица 2 – Механические свойства исследуемых опытных сплавов и сплава ИЧХ28Н2

Обозначение сплава	d ₀ , mm	l ₀ , mm	σ_B , Н/мм ²	$\sigma_{изг}$, Н/мм ²	KCU, кДж/м ²	HRC
1	6,0	40,0	387	994	55	56
1м	6,0	40,0	450	1082	65	57
2	6,0	40,0	458	1005	57	55
2м	6,0	40,0	547	1168	75	57
3	6,0	40,0	445	974	53	60,5
3м	6,0	40,0	480	1042	70	60,2
3мф	6,0	40,0	449	—	—	—
ИЧХ28Н2	—	—	370	590	—	46

Таблица 3 – Износостойкость исследуемых сплавов

Обозначение сплава	1	1м	2	2м	3	3м	3мф	ИЧХ28Н2
Износостойкость, К	8,4	9,8	9,4	11,6	8,6	9,8	9,1	6,8

Производственные испытания разработанного технологического процесса производства корпусов насоса показали повышение служебных свойств материала. Нарботка насоса НКУ-5 увеличилась на 20%.

Вывод. Показана целесообразность применения

комплексного модификатора на основе редкоземельных металлов для отливок из высокохромистого чугуна. Производственные испытания разработанного технологического процесса показали повышение служебных свойств материала на 20%.

Библиографический список

1. Гарбер, М.Е. Износостойкие белые чугуны: свойства, структура, технология, эксплуатация / М.Е. Гарбер. – М.: Машиностроение, 2010. – 280 с.
2. Марукович, Е.И. Износостойкие сплавы / Е.И. Марукович, М.И. Карпенко. – М.: Машиностроение, 2005. – 428 с.
3. Цыпин, И.И. Белые износостойкие чугуны – эволюция и перспективы / И.И. Цыпин // Литейное производство. – 2000. – №9. – С.15–16.

Статья поступила 01.06.2017 г.

УДК 621.74.045

Мазорчук В.Ф., Узлов К.И., Репях С.И., Дзюбина А.В.

Коэффициенты термического линейного расширения литого олова, алюминия и сплава АЛ2

Определено влияние условий затвердевания металлов и сплавов (Sn, Al, сплав АЛ2) на величину их КТЛР в области упругого состояния, а также температура их перехода из пластичного в упругое состояние. Установлено, что торможение линейной усадки материала отливки со стороны поверхностей литейной формы параллельных направлению линейной усадки приводит к уменьшению величины его коэффициента термического линейного расширения.

Визначено вплив умов затвердіння металів і сплавів (Sn, Al, сплав АЛ2) на величину їх КТЛР в області пружного со-стояння, а також температура їх переходу з пластичного в пружний стан. Встановлено, що гальмування лінійної усадки матеріалу від-лівки з боку поверхонь ливарної форми паралельних напрямку лінійної усадки призводить до зменшення величини його коефіцієнта термічного лінійного розширення.

The influence of the solidification conditions of metals and alloys (Sn, Al, alloy AL2) on the value of their KTLR in the region of the elastic state, as well as the temperature of their transition from the plastic to the elastic state, is determined. It is established that the inhibition of linear shrinkage of the material of casting from the side of the mold surfaces parallel to the direction of linear shrinkage leads to a decrease in the value of its coefficient of thermal linear expansion.

Состояние вопроса. Линейная усадка (расширение) материала охлаждающейся (нагреваемой) отливки – явление, проходящее независимо от способа её получения, конфигурации, природы материала. При этом линейная усадка возрастает с увеличением толщины стенки отливки, уменьшением её габаритов, увеличением податливости материала стержня и формы. Величина линейной усадки отливки также зависит и от химического состава и степени раскисления металла (сплава), длительности воздействия, характера и величины внешнего давления на затвердевающую отливку и т.д.

Одним из основных параметров, предопределяющих величину линейной усадки материала отливки, является коэффициент его термического линейного расширения (КТЛР). При конструировании отливки величину линейной усадки её материала, как правило, принимают постоянной независимо от толщины её стенок и степени торможения линейной усадки, используя для ее расчёта некое усреднённое значение КТЛР. Такой подход даёт удовлетворительные результаты по точности размеров отливок общемашиностроительного назначения, но не всегда приемлем для прецизионного литья. Кроме этого, данный подход не позволяет в полной мере оценить напряжённое состояние отливки и литой детали по результатам компьютерного моделирования их напряжённого состояния при прогнозировании надёжности и долговечности литых деталей и т.д.

Поэтому работа, направленная на определение такого фундаментального параметра как КТЛР для литых металлов и сплавов, является актуальной.

Задача исследований. Задача исследований – определение величин КТЛР литых металлов и сплавов в области их упругого состояния, а также температуры перехода металлов и сплавов из

пластичного в упругое состояние при охлаждении в форме.

Основные результаты исследований.

Определение величин линейной усадки и последующий расчёт КТЛР при свободной и абсолютно затруднённой линейной усадке олова, алюминия и сплава АЛ2 проводили на цилиндрических отливках $\varnothing 16 \times 100$ мм (см. рисунок 1), отлитых, соответственно, в кокили с гладкой и рифленой цилиндрической поверхностью без защитного покрытия. Начальная температура кокилей в момент их заливки составляла 20 ... 25 °С.

Выплавку испытуемых металлов и сплавов проводили в графитовом тигле печи сопротивления без покровных флюсов и без модифицирования. Перегрев расплава Sn технической чистоты в момент заливки в кокили составлял 40 ... 50 °С, у Al и алюминиевого сплава АЛ2 технической чистоты – 80 ... 90 °С.

Заливку расплавов испытуемых материалов в кокили осуществляли через прибыль со стороны верхнего торца образца.

Образцы для определения α_c и k_c (соответственно, коэффициентов свободной линейной усадки и КТЛР) извлекали из кокиля через 2 ... 10 с после окончания его заливки. Образцы для определения α_{A3} и k_{A3} (соответственно, коэффициентов абсолютно затруднённой линейной усадки и КТЛР) извлекали из кокиля через сутки с момента окончания заливки.

Таким образом, зависимость КТЛР металлов и сплавов, залитых в кокиль, от температуры определяли на образцах, которые затвердевали и охлаждались:

- в условиях свободной линейной усадки (группа 1);
- в условиях абсолютно затруднённой линейной усадки (группа 2).

Мазорчук Владимир Федорович, доцент НМетАУ, к.т.н.,
Узлов Константин Иванович, профессор НМетАУ, д.т.н.,
Репях Сергей Иванович, профессор НМетАУ, д.т.н.,
Дзюбина Алина Валентиновна, студент НМетАУ
Рецензент Иванова Людмила Харитоновна профессор НМетАУ, д.т.н.

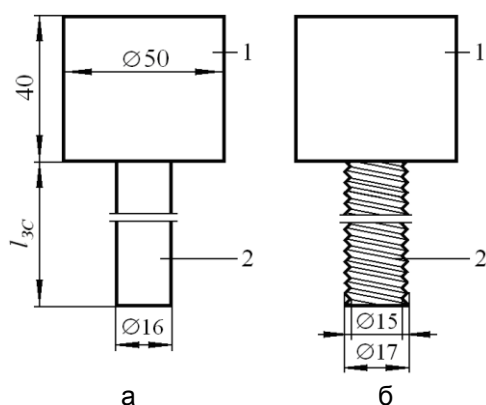


Рисунок 1 – Схемы цилиндрических образцов длиной l_{3c} (с прибылями) для определения свободной (а) и абсолютно затруднённой (б) линейных усадок:
1 – прибыль;
2 – образец

По результатам измерений длин образцов рассчитывали значения α_C и α_{A3} . По результатам дилатометрических испытаний для каждого из образцов рассчитывали зависимости КТЛР (k_t) от температуры, а также температуру перехода материала отливки из пластичного в упругое состояние, используя следующие формулы [1]:

$$k_t = k_f + D \cdot t + E \cdot t^2, \quad (1)$$

$$t_{IIY} = \frac{\alpha_{A3}}{k_f + D \cdot t_{IIY} + E \cdot t_{IIY}^2} + t_{20}, \quad (2)$$

где t – температура образца; k_f , D , E – эмпирические коэффициенты; $t_{20} = 20^\circ\text{C}$; α_{A3} – коэффициент линейной усадки, затвердевшего и охлаждённого в условиях абсолютно затруднённой линейной усадки.

Результаты расчётов коэффициентов по формуле (1) и температуры t_{IIY} по формуле (2) для Sn, Al и сплава АЛ2 приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Коэффициенты свободной (α_C) и абсолютно затруднённой (α_{A3}) линейных усадок, k_f , D , E и температура t_{IIY} Sn, Al и сплава АЛ2

Металл, сплав (интервал температур, $^\circ\text{C}$)	Вид усадки	$k_f \cdot 10^6$	$D \cdot 10^{12}$	$E \cdot 10^{12}$	α_C , %	α_{A3} , %	t_{IIY} , $^\circ\text{C}$
Sn (20 ... 200)	свободная	23,00	54000	44,44	0,90	0,22	107
	абс. затр.	19,04					
Al (20 ... 400)	свободная	22,73	8297	0,921	1,90	0,61	280
	абс. затр.	21,10					
АЛ2 (20 ... 400)	свободная	21,69	8297	0,921	1,38	0,51	237
	абс. затр.	21,49					

Зависимости $k = f(t)$, построенные по данным таблицы 1, представлены на рисунке 2, а вид микроструктур материалов, исследованных на образцах, вырезанных из центральных частей отливок вдоль их оси, на рисунках 3- 5.

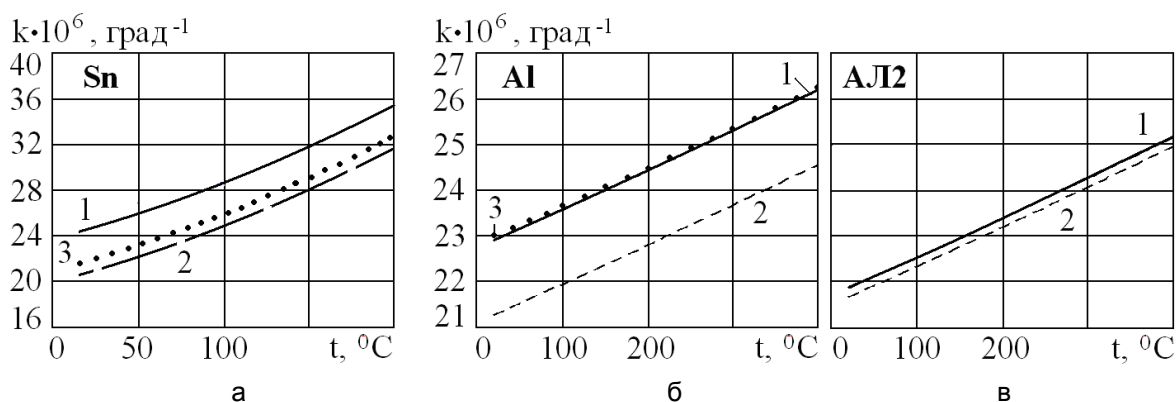


Рисунок 2 – Зависимости КТЛР Sn (а), Al (б) и сплава АЛ2 (в) от температуры: 1 – образец группы 1; 2 – образец группы 2; 3 – данные [2]

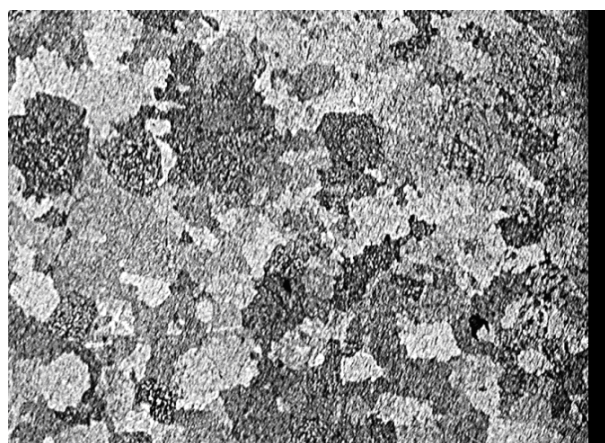


а

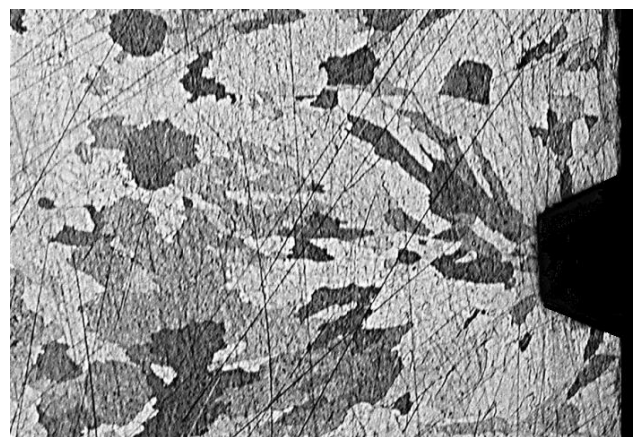


б

Рисунок 3 – Микроструктуры образцов Sn, сформировавшихся в условиях свободной (а) и затруднённой (б) линейных усадок ($\times 100$)

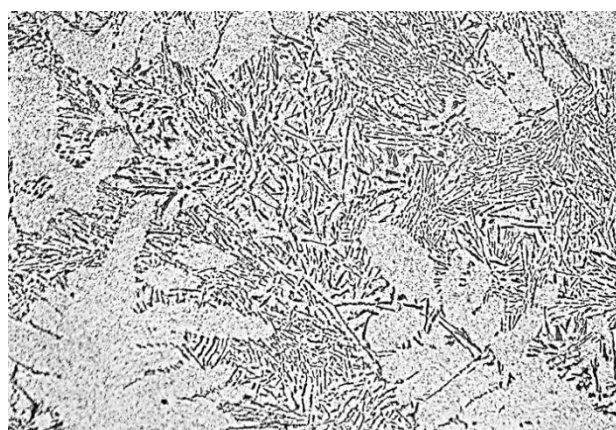


а

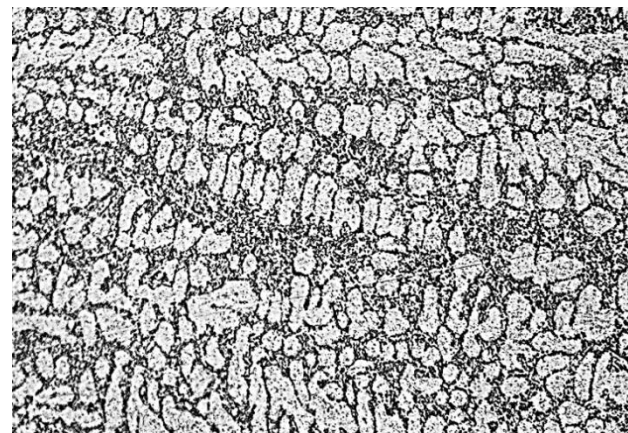


б

Рисунок 4 – Микроструктуры образцов Al, сформировавшихся в условиях свободной (а) и затруднённой (б) линейных усадок ($\times 50$)



а



б

Рисунок 5 – Микроструктуры образцов из сплава АЛ2, сформировавшихся в условиях свободной (а) и затруднённой (б) линейных усадок ($\times 500$)

При свободной усадке микроструктура оловянной отливки представлена крупными равноосными зёрнами Sn (см. рисунок 3,а). Затруднённая усадка в условиях значительного увеличения поверхности контакта расплава с литейной формой

(рифление стенок кокиля) способствует повышению скорости охлаждения отливки при затвердевании. В результате зёрна приобретают ярко выраженную направленность фронта кристаллизации от поверхности к центру (см. рисунок 3,б).

Изделие с такой структурой закономерно проявляет анизотропию физических свойств. Поэтому, цилиндрические отливки из олова вдоль своей оси и характеризуются существенно различными величинами КТЛР.

На рисунке 4,а представлена микроструктура технически чистого алюминия с фрагментом поверхности отливки, затвердевшей в условиях передачи тепла гладкой поверхности кокиля. В анализируемом случае технически чистый алюминий в условиях свободной линейной усадки, также как и Sn (см. рисунок 4,а), характеризуется микроструктурой с крупными равноосными зёрнами. В случае рифлёной поверхности кокиля (см. рисунок 4,б), то есть создания условий затрудненной усадки, дендритные зёрна алюминия приобретают направленно-столчатое строение, что приводит, по-видимому, к определённому изменению величины их КТЛР.

Изменение условий затвердевания образцов из сплава АЛ2 приводит к изменению морфологических признаков кремниевой фазы в его эвтектике. В условиях свободной линейной усадки (см. рисунок 5,а) в структуре доэвтектического силумина закономерно присутствуют первичные дендриты α -Al твердого раствора и эвтектическая составляющая грубой дифференцировки с кремниевой фазой пластинчатой морфологии. Затрудненная линейная усадка, в данном случае (см. рисунок 5,б), обуславливает измельчение дендритов α -Al твердого раствора, их ветвление с

развитием ветвей более высоких порядков и увеличение их количества. Одновременно эвтектический кремний приобретает тонкую дифференцировку и растёт в виде пластинчатых дендритов со скругленными ветвями подобно β -Si твердому раствору модифицированных силуминов. Однако, такая принципиальная схема морфологических признаков структуры не привела к ощутимому изменению показателя коэффициента термического линейного расширения сплава, что по-видимому, является следствием отсутствия выраженности направленного роста фаз в затвердевающем расплаве и свидетельствует объёмном характере его затвердевания в кокиле.

Выводы. Определено влияние условий затвердевания металлов и сплавов (Sn, Al, сплав АЛ2) на величину их КТЛР в области упругого состояния, а также температура их перехода из пластичного в упругое состояние. Установлено, что торможение линейной усадки материала отливки со стороны поверхностей литейной формы приводит к уменьшению величины его коэффициента термического линейного расширения. Причиной данного явления является изменение структуры материала отливки обусловленное различием скоростей затвердевания расплава в форме и, соответственно, морфологией и пространственной ориентацией образующихся кристаллов.

Библиографический список

1. Ливарні властивості металів і сплавів для прецизійного лиття: підручник для вищих учбових закладів. / В. О. Богуслаєв, С. І. Реп'ях, В. Г. Могилатенко, З. А. Івченко та ін.; під ред. С. І. Реп'яха та В. Г. Могилатенка; 2-е вид., доп. та доопр. – Запоріжжя: АТ "МОТОР СІЧ", 2016. – 474 с.
2. Казанцев Е. И. Промышленные печи: справ. рук. для расч. и проект. / Е. И. Казанцев; 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Металлургия, 1975. – 368 с.

Статья поступила 18.05.2017 г.

УДК 621.774.35

Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И.*

Оптимизация калибровки валков для непрерывной продольной прокатки труб

Теоретически обоснована форма калибров, обеспечивающих отсутствие сплющивания заготовки на входе в очаг деформации при непрерывной продольной прокатке труб. Предложена методика выбора формы калибров для минимизации сплющивания в производственных условиях.

Теоретично обґрунтовано форму калібрів, що забезпечують відсутність сплюснення заготовки на вході в осередок деформації при безперервній поздовжній прокатці труб. Запропоновано методику визначення форми калібрів для мінімізації сплюснення в виробничих умовах.

The form of the calibers is theoretically substantiated, which ensures that the billet is not flattened at the entrance to the deformation cell with continuous longitudinal rolling of the pipes. The method of determining the shape of calibres to minimize flattening in production conditions is proposed.

Введение. При непрерывной продольной прокатке труба, прокатанная в предыдущей клетке стана, на входе в последующую клетку соприкасается с поверхностью валков только в точках вершин калибров валков. По мере продвижения трубы в направлении прокатки происходит изменение первоначального профиля её поперечного сечения (смятие). В процессе смятия осевая (в направлении прокатки) деформация практически отсутствует и идет поперечная деформация (уширение). В ходе смятия площадь поверхности соприкосновения трубы и валков увеличивается и, соответственно, возрастает осевая деформация (вытяжка). Процесс смятия (уширения) трубы отрицательно сказывается на качестве готовой продукции, так как является причиной образования поверхностных дефектов и увеличения поперечной разностенности [1, 2].

Цель работы. Установить взаимосвязь калибровки валков и параметров смятия профиля трубы на входе в очаг деформации. Свести к ми-

нимуму протяжённость зоны смятия в очаге деформации.

Закон изменения параметров калибра по длине очага деформации. Для анализа характера формоизменения заготовки при прокатке в калибре необходимо установить закономерности изменения формы калибра по длине очага деформации. Рассмотрим, какова форма калибра в сечении плоскостью, удаленной от плоскости центров валков YO_kZ на величину x и проходящей параллельно плоскости YO_kZ через точки

A и O_x (рис. 1). Предположим, что закон $R_\theta(\theta)$ изменения радиуса калибра R_θ от полярной координаты θ в плоскости центров валков YO_kZ известен. Необходимо установить связь радиуса калибра R_β в произвольном сечении очага деформации, имеющем координату x , с радиусом R_θ .

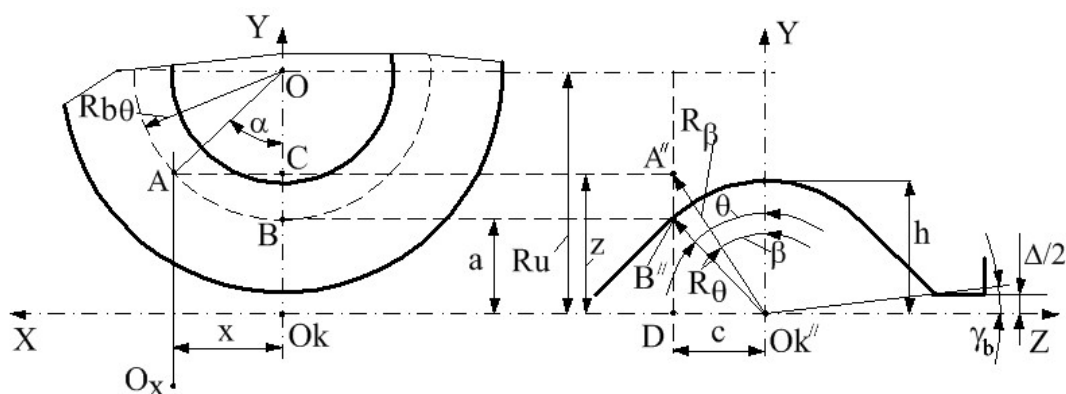


Рисунок 1 - К определению профиля калибра в сечении с координатой x

*Гуляев Юрий Геннадиевич, консультант ООО "ИНТЕРПАЙП НИКО-ТЪЮБ", д.т.н., профессор,
Шифрин Евгений Исаевич, первый заместитель генерального директора ООО «Днепропрессталь», к.т.н.
Рецензент Кадильникова Татьяна Михайловна, зав.каф.НМетАУ, д.т.н., профессор..

Из треугольника $B''O_k''D$ находим

$$a = R_\theta \cos \theta. \quad (1)$$

Из треугольника $A''O_k''D$ определяем

$$z = R_\beta \cos \beta. \quad (2)$$

С учетом уравнения (1) величина радиуса валка $R_{b\theta}$ в сечении $A''D$ равна

$$R_{b\theta} = R_u - a = R_u - R_\theta \cos \theta. \quad (3)$$

Тот же радиус, определённый на основании соотношений в треугольнике AOC с учётом уравнения (2) равен

$$R_{b\theta} = \sqrt{(R_u - z)^2 + x^2} = \sqrt{(R_u - R_\beta \cos \beta)^2 + x^2}. \quad (4)$$

Приравняв правые части уравнений (3.15.3) и (3.15.4), получаем

$$R_u - R_\theta \cos \theta = \sqrt{(R_u - R_\beta \cos \beta)^2 + x^2}. \quad (5)$$

Решая уравнение (5) относительно искомой величины R_β , получаем

$$R_\beta = \frac{R_u - \sqrt{(R_u - R_\theta \cos \theta)^2 - x^2}}{\cos \beta}. \quad (6)$$

Сторона $c = \overline{DO_k''}$ треугольника $B''O_k''D$ равна

$$c = R_\theta \sin \theta. \quad (7)$$

Та же сторона $c = \overline{DO_k''}$ треугольника $A''O_k''D$ равна

$$c = R_\beta \sin \beta. \quad (8)$$

Приравняв правые части уравнений (7) и (8), получаем

$$\beta = \arcsin \frac{R_\theta \sin \theta}{R_\beta}. \quad (9)$$

Учитывая, что

$$\cos \beta = \cos \left[\arcsin \left(\frac{R_\theta \sin \theta}{R_\beta} \right) \right] = \sqrt{1 - \left(\frac{R_\theta \sin \theta}{R_\beta} \right)^2},$$

уравнение (6) можно записать в следующем виде

$$R_\beta = \frac{R_u - \sqrt{(R_u - R_\theta \cos \theta)^2 - x^2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{R_\theta \sin \theta}{R_\beta} \right)^2}}. \quad (10)$$

Решая уравнение (10) относительно искомой величины радиуса R_β калибра в произвольном сечении очага деформации с координатой x , получим окончательно

$$R_\beta = \sqrt{\left[R_u - \sqrt{(R_u - R_\theta \cos \theta)^2 - x^2} \right]^2 + R_\theta^2 \sin^2 \theta}. \quad (11)$$

Зазор между ребрами валков Δ_x в сечении очага деформации с координатой x определяется из уравнения

$$\Delta_x = R_{b\beta} \sin \gamma_{b\beta}, \quad (12)$$

где $R_{b\beta} = R_\beta(x, \gamma_b)$ – значение R_β при $\theta = \gamma_b$ (рис. 1);

$$\gamma_b = \arcsin \frac{\Delta}{2R_{\gamma_b}} - \text{угол выпуска на выходе из}$$

очага деформации ($x = 0$);

$$R_{\gamma_b} = R_\theta(\gamma_b) - \text{значение } R_\theta \text{ при } \theta = \gamma_b.$$

На рис. 2 показано изменение высоты профиля $h_\theta = R_\beta \cos \theta$ двухвалкового ($n = 2$) овально-го калибра (радиус калибра $R_k = 100$ мм, эксцентриситет калибра $e_k = 20$ мм, идеальный радиус $R_u = 200$ мм, зазор $\Delta = 0$) в различных сечениях очага деформации.

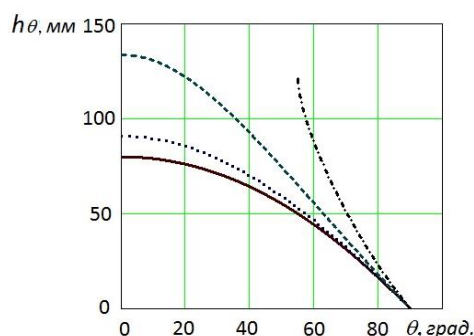


Рисунок 2 - Изменение высоты профиля калибра h_θ ($x = 0$ – сплошная линия; $x = 50$ мм – точки; $x = 100$ мм – пунктир; $x = 150$ мм – штрих-пунктир)

Из расчетных данных следует, что при $x > R_u - h$ (для рассматриваемого примера $R_u - h = R_u - (R_k - e_k) = 120$ мм) в зоне вершины калибра его профиль не ограничен поверхностью валка. Идеальная форма смежных калибров. Под идеальной формой калибров двух смежных клеток непрерывного стана будем подразумевать такое сочетание профилей калибров, при котором внешняя образующая трубы, прокатанной в предыдущей клетке (условно – клетка №1), имеет ту же форму, которую имеет калибр на входе в очаг деформации последующей клетки (условно – клетка №2). В случае выполнения этого условия, на входе в клетку №2 труба входит в контакт с поверхностью валка по всему периметру калибра (рис. 3). Это минимизирует поперечное течение металла (уширение).

Рассмотрим общую схему построения идеальной системы калибров.

Пусть в клеть №1 заходит круглая труба, диаметр которой равен D_0 . Подставляем $R_\beta = \frac{D_0}{2}$ в (11) и решаем полученное уравнение относительно $R_\theta = R_{\theta 1}$. Получаем уравнение $R_{\theta 1}(\theta, x)$ профиля калибра клетки №1, при котором заготовка одновременно вступит в контакт с поверхностью вала по всему периметру калибра. Длина очага деформации $l_{д1}$ в клетке №1 определится как корень уравнения

$$m_1 = \frac{D_0 - D_{cp1}^*}{D_0}, \quad (13)$$

где m_1 – заданная частная деформация по диаметру в первой клетке;

$D_{cp1}^* = \int_0^{\frac{\pi}{n}} R_{\theta 1}(\theta, l_{д1}) d\theta$ – заданный средний диаметр калибра клетки №1.

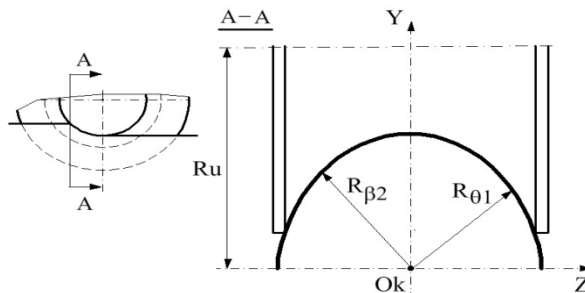


Рисунок 3 - Сечение входа в очаг деформации клетки №2 при идеальной системе калибров

Переменный по периметру калибра радиус R_{T1} внешней образующей трубы на выходе из очага деформации клетки №1 определяется как $R_{T1}(\theta) = R_{\theta 1}(\theta)$. Запишем условие идеального сочетания калибров двух смежных клеток №1 и №2 следующим образом

$$R_{T1}(\theta_1) = R_{\beta 2}(\theta_2), \quad (14)$$

где $R_{\theta 1}(\theta_1)$ – профиль трубы на выходе из очага деформации клетки №1 в

системе полярных координат $x\theta_1 R_1$ ($\theta_1 = 0$ в вершине калибра клетки №1);

$R_{\beta 2}(\theta_2)$ – профиль калибра на входе в очаг деформации клетки №2 в системе полярных координат $x\theta_2 R_2$ этой клетки ($\theta_2 = 0$ в вершине калибра клетки №2).

Учитывая поворот прокатных клеток друг относительно друга на угол $\frac{\pi}{n}$, получим

$$\theta_1 = \frac{\pi}{n} - \theta_2.$$

Профиль второго калибра $R_{\theta 2}(\theta_2)$ и длина очага деформации $l_{д2}$ клетки №2, отвечающие условию (14), определяются из системы уравнений

$$\begin{cases} m_2 = \frac{D_{cp1}(D_\phi, F) - D_{cp2}(R_{\theta 2})}{D_{cp1}(D_\phi, F)} \\ R_{T1}\left(\frac{\pi}{n} - \theta_2\right) - R_{\beta 2}(\theta_2, l_{д2}) = 0 \end{cases} \quad (15.1-2)$$

Первое уравнение системы (15) – условие осуществления заданной частной деформации по диаметру во второй клетке, второе уравнение – условие идеального сочетания калибров двух смежных клеток №1 и №2.

На рис. 4 показаны расчетные значения радиусов $R_{\theta 1}$ и $R_{\theta 2}$ по периметру калибров клеток №1 и №2 соответственно при следующих исходно заданных параметрах прокатки: число валков в клетке $n = 2$; $R_u = 200$ мм; $D_0 = 100$ мм;

$$m_1 = 0,10; m_2 = 0,12.$$

Практическая реализация идеи идеальных смежных калибров. Форма идеального калибра описывается трансцендентной функцией $R_{\theta u} = R_{\theta u}(\theta)$. На практике при нарезке калибров необходимо использовать зависимость $R_{\theta u} = R_{\theta u}(\theta)$ в виде уравнения в “явном” виде. Поэтому целесообразно аппроксимировать зависимость $R_{\theta u} = R_{\theta u}(\theta)$, выполнив при этом условие максимально возможного соответствия исходной и аппроксимирующей функций. Как показывает анализ, идеальный калибр имеет должен иметь профиль с “изломом” (рис. 4) в вершине (такие калибры в теории прокатки называют “стрельчатыми калибрами”). Для стрельчатых ка-

либров $\left. \frac{\partial R_\theta}{\partial \theta} \right|_{\theta=0} \neq 0$ и при прокатке труб они не используются из-за риска появления дефектов на наружной поверхности.

Исходя из этого, при прокатке труб целесообразно использовать калибр, большая часть профиля которого, исключая зону вершины, соответствует форме идеального калибра. В зоне вер-

шины калибра его целесообразно “сгладить” таким образом, чтобы выполнялось условие

$$\left. \frac{\partial R_\theta}{\partial \theta} \right|_{\theta=0} = 0. \text{ При таком подходе к проблеме по-}$$

строения профиля калибров смежных клеток непрерывного стана обеспечивается ряд положительных факторов:

- минимизируется сплющивание трубы на входе в очаг деформации;
- максимально снижается тенденция к поперечному течению металла в очаге деформации (минимизируется течение металла в выпуска калибра);
- минимизируется риск образования поверхностных дефектов, обусловленных изломом профиля калибра в его вершине.

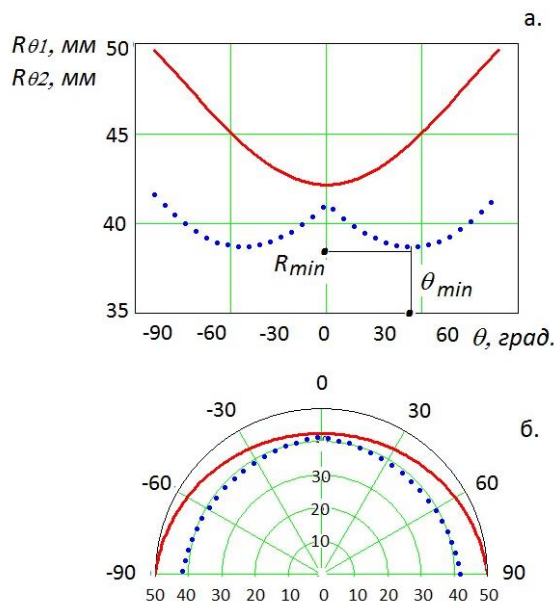


Рисунок 4 - Расчетные значения радиусов $R_{\theta 1}$ (сплошные линии) и $R_{\theta 2}$ (точки) в картезианской (а) и полярной (б) системах координат

Одним из путей решения поставленной задачи является использование двухрадиусных овальных калибров с параметрами, максимально при-

ближающими их форму к идеальной (рис. 5). Зададим профиль двухрадиусного овального калибра логическим условием

$$R_\theta = \begin{cases} \sqrt{R_{kh}^2 - e_{kh}^2 \sin^2 \theta} - e_{kh} \cos \theta & \text{если } 0 \leq \theta \leq \theta_s \\ \sqrt{R_{kb}^2 - e_{kb}^2 \sin^2 \theta} - e_{kb} \cos \theta & \text{если } \theta_s < \theta \leq \frac{\pi}{n} \end{cases} \quad (16.1-2)$$

где R_{kh} , e_{kh} – радиус и эксцентриситет калибра в зоне вершины;

R_{kb} , e_{kb} – радиус и эксцентриситет калибра в зоне выпуска;

θ_s – полярная координата границы зон вершины и выпуска калибра.

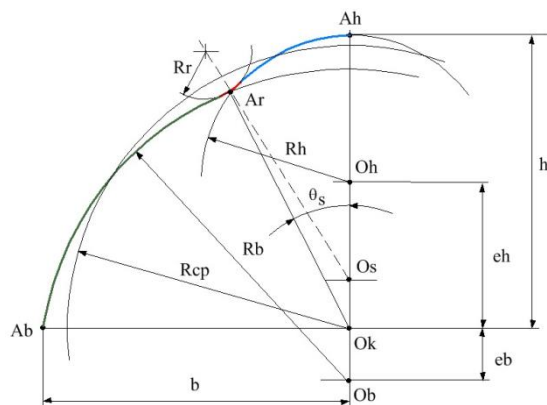


Рисунок 5 - Двухрадиусный овальный калибр и его параметры

Выдвинем следующие требования к параметрам калибра. Высота калибра h должна быть равна высоте идеального калибра h_u . Ширина калибра b должна быть равна ширине идеального калибра b_u . Угол сопряжения радиусов двухрадиусного калибра θ_r должен быть равен углу $\theta_{\min}$, при котором идеальный калибр минимален (рис. 4).

$$\begin{cases} R_{kh} - e_{kh} = h_u \\ \sqrt{R_{kb}^2 - e_{kb}^2} \sin^2 \frac{\pi}{n} - e_{kb} \cos \frac{\pi}{n} = b_u \\ \sqrt{R_{kh}^2 - e_{kh}^2} \sin^2 \theta_{\min} - e_{kh} \cos \theta_{\min} = \sqrt{R_{kb}^2 - e_{kb}^2} \sin^2 \theta_{\min} - e_{kb} \cos \theta_{\min} \\ \sqrt{R_{kh}^2 - e_{kh}^2} \sin^2 \theta_{\min} - e_{kh} \cos \theta_{\min} = R_{\min} \end{cases} \quad (17)$$

Для примера, рассмотренного выше, имеем следующие параметры идеального калибра в клетке №2: $h_u = 41,121$ мм; $b_u = 41,606$ мм; $\theta_{\min} = 43,912$ град.; $R_{\min} = 38,688$ мм. Подставляя эти значения в систему уравнений (17), получаем: $R_{kh} = 33,794$ мм, $e_{kh} = -7,327$ мм,

При $\theta = \theta_s = \theta_{\min}$ выполняются условия равенства минимального идеального радиуса $R_{\min}$ (рис. 4) и радиусов калибров, рассчитанных в зоне вершины и в зоне выпуска двухрадиусного калибра. В соответствии с четырьмя сформулированными условиями получаем систему четырех уравнений для определения четырех неизвестных параметров двухрадиусного овального калибра: R_{kh} , e_{kh} , R_{kb} и e_{kb}

$R_{kb} = 41,817$ мм и $e_{kb} = 4,203$ мм. На рис. 6 приведен характер изменения радиуса R_{du} идеального калибра и характер изменения радиуса R_{θ} двухрадиусного калибра с параметрами, рассчитанными по системе уравнений (17).

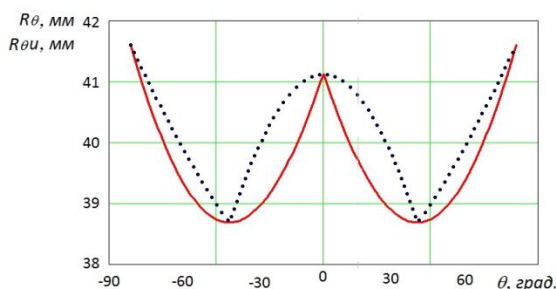


Рисунок 6 - Изменения радиуса R_{du} идеального калибра (сплошная линия) и радиуса R_{θ} двухрадиусного калибра (точки)

Средний радиус идеального калибра для рассматриваемого примера равен $R_{срi} = 39,600$ мм. Средний радиус двухрадиусного калибра для рассматриваемого примера равен $R_{ср} = 40,162$ мм. Относительное различие величин $R_{ср}$ и $R_{срi}$ составляет 1,42%. «Нетехнологичный» излом радиуса R_{θ} двухрадиусного калибра в точке сопряжения радиусов A_r легко устранить скруглением

профиля, выполненным радиусом R_r (рис.5).

Двухрадиусные овальные калибры, спроектированные по предложенной методике, успешно апробированы в промышленных условиях. В ходе испытаний установлен факт повышения точности готовых труб.

Вывод. Теоретически обоснована форма калибров, обеспечивающая отсутствие сплющивания труб при непрерывной прокатке и предложена методика выбора формы калибров в производственных условиях.

Библиографический список

1. Данилов Ф.А., Глейберг А.З., Балакин В.Г. Горячая прокатка и прессование труб. – М.: Металлургия, 1972. – 576 с.
2. Технология непрерывной безоправочной прокатки труб / Г.И.Гуляев, П.Н.Ившин, И.Н.Ерохин и др.; Под ред. Г.И. Гуляева – М., Металлургия, 1975. – 264 с.

Статья поступила 01.07.2017 г.

УДК 621.774.35

Рахманов С.Р.*

Оптимизация калибровки инструмента прошивного прессы трубопрессовой линии

Разработана математическая модель и сформирован функционал осевого сопротивления оправки или экспандера обтекающему потоку металла в процессе прошивки или экспандирования трубной заготовки на прошивном прессе. Предложена схема оптимизации формы образующей технологического инструмента – оправки или экспандера. Установлено, что задача оптимизации формы образующей оправки или экспандера строго реализуема в пределах допустимого класса функционала осевого сопротивления, удовлетворяющего условиям прошивки сплошной или экспандирования предварительно сверленной трубной заготовки. Приведено решение многофакторной вариационной задачи оптимизации формы образующей рабочей поверхности оправки и экспандера, выполненной в виде осесимметричного тела вращения, которая обладает минимальным осевым сопротивлением в потоке деформируемого металла. Доказано, что устойчивый технологический процесс прошивки или экспандирования трубной заготовки на прошивном прессе возможен при определенных конфигурациях образующих (рациональных калибровках) оправок или экспандера.

Розроблена математична модель та сформовано функціонал вісьового спротиву оправки або експандера обтікаючому потоку металу в процесі прошивки або експандування трубної заготовки на прошивному пресі. Запропонована схема оптимізації форми образуючої технологічного інструменту - оправки або експандера. Встановлено, що задача оптимізації форми образуючої оправки або експандера строго реалізуємо в межах допустимого класу функціоналу вісьового супротиву, що задовольняє умовам прошивки суцільної, або експандування передчасно свердленої трубної заготовки. Приведено рішення багатofактурної варіаційної задачі оптимізації форми образуючої робочої поверхні оправки та експандера виконаної у вигляді осесиметричного тіла обертання, яке має мінімальне осьове супротивлення в потоці деформуємого металу. Доказано, що стабільний технологічний процес прошивки або експандування трубної заготовки може здійснюватись за визначених конфігураціях образуючих (раціональних калі бровок) оправок або екпандера.

The mathematical model of optimization of the form forming the technological tool for an insertion of pipe preparation on a proshivny press of parsing installation is developed. It is established, we realize process of optimization of a form of the forming mandrel within the chosen class admissible functionality of axial resistance, meeting conditions of an insertion of pipe preparation. The solution of a multiple-factor variation task on a form of a working surface of a mandrel of the minimum axial resistance executed in the form of an axisymmetric body of rotation for an insertion of pipe preparations is provided. It is proved that realization of steady technological process of an insertion on a proshivny press is possible only at certain configurations of the forming mandrels

Keywords: pipe preparation, mandrel, parsing press, pipe, metal, axial resistance, functionality of axial resistance, variation task, extremal

Введение. При реализации устойчивого технологического процесса производства гильз (труб) на прошивных прессах трубопрессовых линий осесимметричная оправка или экспандер принудительно внедряется вдоль оси прокатки в трубную заготовку (металл), преодолевая значительное сопротивление деформации металла [1, 2].

Постановка задачи. Вследствие несовершенства технологического процесса прошивки или экспандирования трубной заготовки рабочие поверхности технологических инструментов (оправки, экспандера и втулки контейнера) подвергаются интенсивному износу со стороны обтекающего потока горячего металла. Это в свою очередь проводит к увеличению осевого сопротивления на оправку или экспандер и механизмы ее удержания на оси прокатки (рис. 1).

Для интенсификации и обеспечения максимальной эффективности базового технологического процесса прошивки или экспандирования трубной заготовки, при прочих равных условиях, необходимо подобрать такую форму оправки или экспандера, которая при минимально-возможном

сопротивлении обеспечит ее устойчивое движение в осевом направлении очага деформации.

Цель работы. Целью работы является проектирование оправки оптимальной формы или экспандера рациональной калибровки.

Изложение материала. Реализация устойчивого технологического процесса прошивки трубной заготовки в или экспандирования гильзы заданных размеров возможна лишь в том случае, когда скорость внедрения оправки или экспандера в металл не превосходит скорость деформации металла и характер взаимодействия оправки или экспандера с металлом является неупругим. При некотором допущении оправку или экспандер принимаем в виде абсолютно твердого тела. При этом можно предположить, что оправка или экспандер, не нарушая сплошность заготовки (рабочей среды), как бы «раздвигает» в стороны слои (частицы) металла вдоль оси прошивки. Это говорит о соблюдении гипотезы плоских сечений для рассматриваемой динамической модели очага деформации в процессе прошивки сплошной цилиндрической трубной заготовки или экспандирования гильзы [3,4] (рис. 2.).

Рахманов Сулейман Рахманович, доцент НМетАУ, к.т.н.

Рецензент Кадильникова Татьяна Михайловна, зав.каф.НМетАУ, д.т.н., професор.

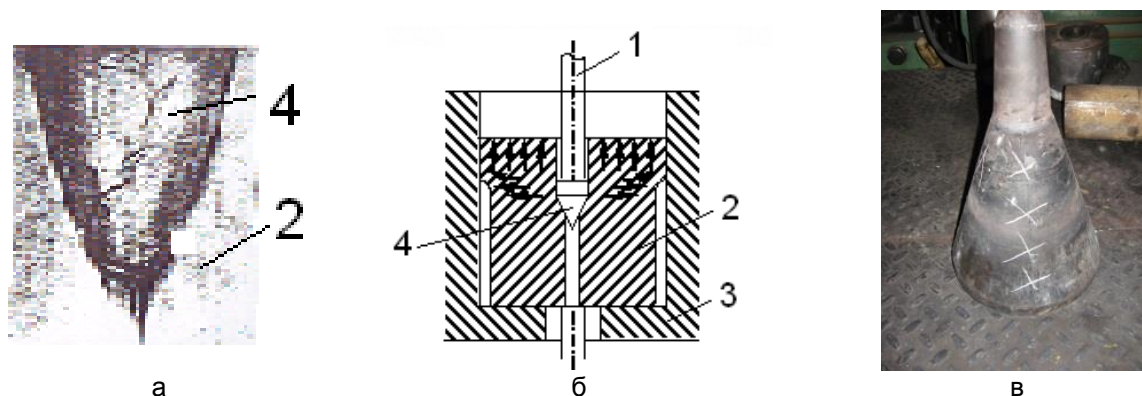


Рисунок 1 – Схема прошивки трубной заготовки а) и экспандирования гильзы б) и характерная картина износа эспандера в) прошивного пресса 12 МН трубопрессовой линии фирмы SMS MEER: 1 – стержень оправки; 2 – трубная заготовка; 3 – контейнер; 4 – оправка или эспандер

При этом, в выбранной системе отсчета, образующая осесимметричной оправки или эспандера может быть задана в виде

$$f(x) = R(x), \quad (1)$$

где $f(x)$ – по крайней мере дважды дифференцируемая функция, соответствующая условиям реализации технологического процесса прошивки или экспандирования и удовлетворяющая исходным требованиям выпуклости формы образующей оправки $[f'(x) \geq 0; f''(x) < 0]$ (рис. 3).

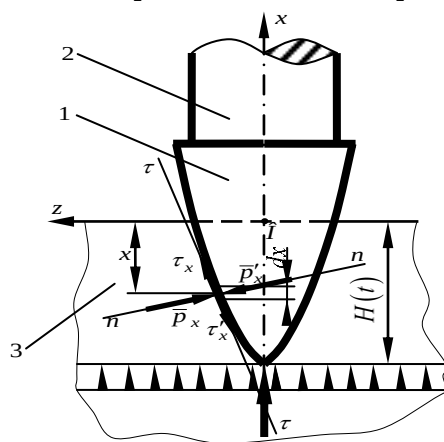


Рисунок 2 – Расчетная схема очага деформации в процессе прошивки сплошной или экспандирования сверленной трубной заготовки: 1 – оправка; 2 – стержень оправки; 3 – трубная заготовка.

Для рассматриваемых скорректированных моделей процесса и принятой реологии рабочей среды (прошиваемого металла) сила осевого сопротивления оправки или эспандера с учетом условий трения в очаге деформации, при известных предположениях рабочей среды, определяется в виде

$$F = 2\pi \int_0^l p_0 [f'(x) + \mu_0] f(x) dx, \quad (2)$$

$$p_0 = A(f')^2 + Bff'' + G, \quad (3)$$

где p_0 – давление металла на оправку в очаге деформации при прошивке сплошной цилиндрической трубной заготовки или экспандирования гильзы; μ_0 – коэффициент трения между металлом оправкой или эспандером; $f(x)$ – класс допустимых функций формы образующих оправки или эспандера; A, B, G – соответствующие коэффициенты ($A \geq 0, B \geq 0, G \geq 0$), определяющие реальные термомеханические свойства прошиваемого или экспандируемого металла.

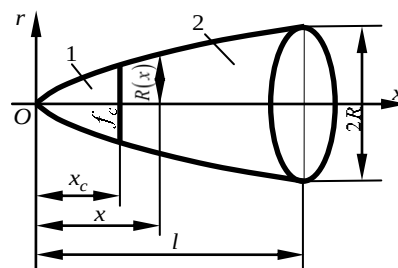


Рисунок 3 – Схема к определению оптимальной формы образующей оправки или эспандера прошивного пресса: 1 – носовая часть; 2 – рабочий участок

При реализации базового технологического процесса прошивки или экспандирования в металле трубной заготовки преимущественно перед оправкой или эспандером в радиальном направлении движется некоторая пластическая (деформационная) волна. Поэтому коэффициенты уравнения (3) определенно зависят от следующих параметров деформируемого металла: начальной

плотности ρ_0 и плотности металла ρ_1 , расположенного впереди линий токов деформационной волны, величины сцепления металла с оправкой или экспандером m , угла внутреннего трения θ , давления металла $\bar{p}_0$ и касательного напряжения на рабочей поверхности $\bar{\tau}$.

$$A = \begin{cases} \frac{\chi_1}{1-\gamma} \left[a^{\gamma-1} - 1 + 2b_1(1+\gamma)a^\gamma + \frac{1-\gamma}{\gamma}(a^\gamma - 1) \right], & (\gamma \neq 0) \\ \chi_1(\ln a + b_1); & \gamma = 0. \end{cases}$$

$$B = \begin{cases} 2\chi_1 \frac{a^\gamma - 1}{\gamma}; & \gamma \neq 0; \\ \chi_1 \ln a; & \gamma = 0, \end{cases} \quad G = \begin{cases} p_0 + \tau_0 \varphi^{-1}(a^\gamma - 1); & \gamma \neq 0; \\ \tau_0 \ln a; & \gamma = 0, \end{cases} \quad (4)$$

где m – коэффициент сцепления металла с оправкой или экспандером;

$$b_1 = \rho / \rho_0 = \text{const}; \quad a = (1 - b_1)^{-1};$$

$$\tau_0 = 2m \cos \theta; \quad \varphi = \sin \theta; \quad \gamma = \frac{\varphi}{1 + \varphi}; \quad - \quad \text{параметры процесса прошивки или экспандирования трубной заготовки}$$

$$2\chi = \rho_0 u^2; \quad 2\chi_1 = \rho_1 u^2.$$

Опыт эксплуатации большинства отечественных и зарубежных прошивных прессов показывает, что реализация устойчивого технологического процесса как прошивки так и экспандирования цилиндрических трубных заготовок в гильзы возможна лишь при определенных конфигурациях оправок или экспандеров, проникающих с постоянной скоростью $\vec{u}$ в пластическую или другую моделируемую эквивалентную рабочую среду. Поэтому необходимо определить класс допустимых функций формы образующих $f(x)$, для которых должно быть выполнено необходимое условие $[f'(x)]^2 \ll 1$ или

$$S = 2\pi \int_0^{x_k} f(x) dx = \int_0^{y_k} f(x) x' df; \quad V = 2\pi \int_0^{x_k} f^2(x) dx = \int_0^{y_k} f^2(x) x' df, \quad (6)$$

где $y_k = r_k = d/2$ – радиус основания (калнбрующего участка) оправки или экспандера; $x' = dx/df = 1/f'(x)$.

В некотором исходном приближении задачи принимаем, что $f(0) = 0$. Следовательно, проектирование оптимальной образующей оправки или экспандера реализуемо в пределах выбранного класса допустимых функций, удовлетворяющих вышеприведенным условиям прошивки или экспандирования трубной заготовки (условия безотрывного обтекания оправки или экспандера потоком металла).

При исследовании напряженно-деформированного состояния металла в виде пластических или упругопластических сред для определения коэффициентов уравнения (3) и практических расчетов, учитывают реальные свойства металла как деформируемой рабочей среды. При этом, согласно [5, 6], рекомендуется пользоваться выражениями представленными в виде

$f'(x) = k_0$, $k_0^2 = 0(1) = \text{const}$ (k_0 – известная постоянная).

Из уравнения для определения давления металла в очаге деформации (3), и принятой расчетной схемы, физической модели процесса прошивки или экспандирования в условиях безотрывного обтекания оправки и экспандера потоком металла, получаем некоторое ограничение на класс допустимых функций

$$p_0 = A(f')^2 + Bff'' + G. \quad (5)$$

Для случая, когда $f'(x) \neq 0$ площадь поверхности оправки или экспандера S и ее полезный объем V могут быть записаны в виде:

Для удобства анализа условия соответствия формы оправки или экспандера в форме выпуклого тела, начальные условия задачи удобно выразить в виде

$$\begin{aligned} f'(x) - l^2 &= 0; \quad g' - w^2 = 0; \\ Ag^2 + Bf(x)g + G - \beta^2 &= 0; \\ f'(x) - k_0 + \alpha^2 &= 0, \end{aligned} \quad (7)$$

где l, w, α, β – действительные переменные вариационной задачи. Следовательно, функция

$g(x)$ определяется дифференциальным условием

$$f'(x) - g(x) = 0. \quad (8)$$

Таким образом, задача по определению формы оправки или экспандера минимального осевого сопротивления, проникающей с постоянной скоростью в пластическую или другую моделируемую эквивалентную рабочую среду, размещенную в ограниченном объеме, сводится к базовой вариационной задаче по определению перемен-

ных $f(x), g(x), \alpha(x), w(x), l(x), \beta(x)$. В целом, это позволяет минимизировать функционал осевого сопротивления при вышеперечисленных условиях деформации рабочей среды и процессах обтекания оправки или экспандера потоком металла.

Необходимо отметить, что в этом случае решение многофакторной вариационной задачи эквивалентно отысканию экстремума уточненного функционала осевого сопротивления

$$I = \int_0^l F(f, f', g, g', w, \alpha, l, \beta, \lambda_k) dx; \quad [k = \overline{1, 7}], \quad (9)$$

где F – подинтегральная функция, равна

$$F = (Ag^2 + Bfg' + G)(g + \mu_0)f + \lambda_3(x)(f' - g) + \lambda_4(x)(g' + w^2) + \lambda_5(x)(f' - k_0 + \alpha^2) + \lambda_6(x)(Ag^2 + Bfg' + G - \beta^2) + \lambda_7(x)(f' - l^2) + \lambda_1(x)f + \lambda_2(x)f^2; \quad (10)$$

$\lambda_k(x)$ – множители Лагранжа $[k = \overline{1, 7}]$, согласно [6, 7, 8].

Для рассматриваемой задачи условия transversальности вариаций произвольных переменных могут быть сформулированы в следующей форме (форме исходной постановки вариационной задачи Эйлера)

$$\begin{aligned} & [F - fF_{f'} - g']_k \delta x_k + [F_{f'}]_k \delta y_k + \\ & + [F_{g'}]_k \delta g_k + [F_{g'}]_0 \delta g_0 = 0; \end{aligned} \quad (11)$$

$$F_{f'} = \frac{\partial F}{\partial f'}; F_{g'} = \frac{\partial F}{\partial g'}.$$

Индексы, указанные в уравнениях (11) 0 и k соответствуют значениям функций и вариаций переменных в начальных и конечных точках кривых, определяющих форму образующих проектируемых оправок или экспандера.

Выдвинутое условие (11) должно выполняться для любых допустимых вариаций $\delta x_k, \delta y_k, \delta g_k$. Учитывая, что на них не наложены дополнительные ограничения, из (11) следует, что

$$\begin{aligned} & [F - fF_{f'} - g']_k \delta x_k = 0; [F_{f'}]_k \delta y_k = 0; \\ & [F_{g'}]_k \delta g_k = 0; [F_{g'}]_0 \delta g_0 = 0. \end{aligned} \quad (12)$$

Применив известное правило решения задачи с определенными ограничениями типа равенств и неравенств, изложенное в работе [7, 8], формируем необходимые и достаточные условия минимума целевой функции, определенной на множестве нормированного пространства очага деформации. Следовательно, при этом получим, что вдоль экстремали должны быть выполнены следующие условия

$$\lambda_4(x) \geq 0; \lambda_5(x) \geq 0; \lambda_6(x) \leq 0; \lambda_7(x) \leq 0,$$

которые могут быть также получены непосредственно из необходимого условия минимума неопределенных множителей – условие Лежандра [8, 9].

Уравнение Эйлера в силу вышеизложенного для рассматриваемых условий задачи имеет вид

$$\begin{aligned} & dF_{g'}/dx - F_g = 0; \quad dF_{f'}/dx - F_f = 0; \\ & F_\alpha = 0; F_\beta = 0; F_l = 0; F_w = 0. \end{aligned} \quad (13)$$

Из последних четырех выражений вытекает следующее

$$\lambda_4(x)w = 0; \lambda_5(x)\alpha = 0; \lambda_6(x)\beta = 0; \lambda_7(x)l = 0. \quad (14)$$

Обращая внимание на исходную постановку и базовые условия задачи, отметим, что на вариацию δg в начальной и конечной точках строгие ограничения не наложены. Следовательно, соот-

ношения $[F_{g'}]_k \delta g_k = 0$ и $[F_{g'}]_0 \delta g_0 = 0$ должны всегда выполняться. Очевидно, они имеют вид

$$\begin{aligned} Bf_k^2 (f'_k + \mu_0) + [\lambda_4(x)]_k + [\lambda_6(x)]_k + Bf_k &= 0; \\ [\lambda_4(x)]_0 &= 0. \end{aligned} \quad (15)$$

Поэтому можно записать, что $[\lambda_6(x)]_k = 0$, если $f_k = 0, \mu_0 > 0$. Этот случай соответствует экстремали (прямой), для которой $f' \equiv 0$.

Анализируя случай

$$[\lambda_6(x)]_k = 0, \text{ если } f_k \neq 0, \mu_0 > 0, \quad (16)$$

предположим

$$[\lambda_4(x)]_k = -Bf_k^2, (f'_k + \mu_0) < 0, \beta_k = 0. \quad (17)$$

Условие (17) на основании (7), в частности, означает, что экстремаль не содержит отрезка $f' = 0$. Тогда из (7) и (14) получим $\lambda_7(x) = 0$.

С учетом (14) в развернутой форме распишем первые два уравнения Эйлера

$$\begin{aligned} \lambda_3(x) + \lambda_4'(x) + \lambda_6'(x)Bf - \lambda_6(x)g(2A - B) &= \\ = (3A - 2B)g^2 f + 2\mu_0(A - B)gf + Gf; \\ \lambda_3'(x) - \lambda_5'(x) &= (Ag^2 - 2Bfg' + G)(g + \mu_0) + \\ + \lambda_6(x)Bg' + \lambda_1(x) + 2\lambda_2(x)f. \end{aligned} \quad (18)$$

В силу того, что функционал F не содержит в явном виде переменную x , то существует первый интеграл уравнения Эйлера

$$F - fF_{f'} - g'F_{g'} = C_1 = \text{const}, \quad (19)$$

или в развернутом виде

$$\begin{aligned} (Ag^2 + G)(g + \mu_0)f &= \\ = \lambda_6(x)(Ag^2 + G) + \lambda_3(x)g + \lambda_5(x)k_0 + \\ + C_1 - \lambda_1(x)f - \lambda_2(x)f^2. \end{aligned} \quad (20)$$

На основании (20) и первого из соотношений (18) с учетом (19) получаем следующее основное уравнение вариационной задачи

$$\begin{aligned} [2(A - B)(f')^3 + \mu_0(A - 2B)(f')^2 - \mu_0G]f &= \\ = -C_1 + \lambda_1(x)f + \lambda_2(x)f^2 + \lambda_4'(x)f' + \\ + \lambda_5(x)k_0 + \lambda_6(x)G + \lambda_6'(x)fBf - \\ - \lambda_6(x)(f')^2(A - B), \end{aligned} \quad (21)$$

где в соответствии со свойствами прокатываемого металла (рабочей среды) известно, что $A - B > 0, A - 2B < 0$.

При проектировании рационального профиля оправки или экспандера, с учетом результатов известных работ [5, 6, 7], должно быть соблюдено условие Вейерштрасса – Эрдмана в точках сопряжения дуг экстремали его образующих

$$\Delta[F - fF_{f'} - g']\delta x_c + \Delta[F_{g'}]\delta f'_c + \Delta[F_{f'}]\delta f_c = 0, \quad (22)$$

где Δ – разность значений до и после точки сопряжения образующей оправки с координатами (x_c, y_c) ; f'_c – производная функции образующей оправки или экспандера в этой точке.

Если на поведение функции в точке сопряжения образующей оправки или экспандера не наложены дополнительные условия, то ранее выдвинутые условия в развернутой форме переписываются в виде

$$\Delta \left[\lambda_6(x) \left(A(f')^2 - G \right) - \lambda_3(x) f' - \lambda_5(x) k_0 \right] = 0; \quad (23)$$

$$\Delta \left[\lambda_4(x) - \lambda_6(x) Bf \right] = 0; \Delta \left[\lambda_3(x) - \lambda_5(x) \right] = 0.$$

Из этого уравнения соотношений (23) с учетом (24) следует, что функции $\lambda_4(x)$, $\lambda_6(x)$ непрерывны, и так как $\lambda_4(x) = Bf_c \lambda_6(x)$, то

$$\lambda_4(x_c) = \lambda_6(x_c) = 0. \quad (24)$$

На основании (7) и (8) можно предположить, что

$$\lambda_4(x) = 0; \lambda_5(x) = 0, \text{ если } \lambda_6(x) \neq 0; \\ \lambda_6(x) = 0, \text{ если } \lambda_4(x) \neq 0; \lambda_5(x) \neq 0 \quad (25)$$

Поэтому из (23) и (17) получим, что экстремаль образующей оправки или экспандера должна заканчиваться некоторой дугой

$$A(f')^2 + Bff'' + G = 0. \quad (26)$$

Образующая оправки с дуги (26) начинаться не может, поскольку для кривой (26) $f'(0) \rightarrow \infty$, что противоречит условиям (7). Поэтому $\lambda_6(x) = 0$. Итак, показано, что если функция $f(x)$ минимизирует функционал осевого сопротивления (2) при условиях (1), (6) – (7) и заданных условиях на концах интервала, то должны существовать зависящие от x величины $w, \alpha, \beta, \lambda_k$, удовлетворяющие вышеприведенным условиям и уравнениям.

Отметим, что если величина x_k произвольна, то из (12) и (19) получаем $C_1 = 0$.

Если произвольны величины S и V , то соответственно будут выполнены следующие соотношения

$$\lambda_1(x) = 0, \lambda_2(x) = 0. \quad (27)$$

Особенно важное значение имеет проектирование и создание оправок или ряда экспандер минимального сопротивления при задании одного из определяющих геометрических параметров конструкции.

Рассмотрим решение поставленной вариационной задачи по оптимизации формы оправки или экспандера при различных случаях задания одного из определяющих ее форму геометрических параметров (объема V , площади поверхности S , длины l , максимального диаметра d).

Во всех перечисленных случаях, как следует из (15), (16), (20) и (25) должны быть выполнены необходимые и достаточные условия

$$\lambda_6(x) = -f_k(f'_k + \mu_0); \lambda_4(x) = \lambda_6(x) = 0; \\ \lambda_4(x_c) = \lambda_6(x_c) = 0. \quad (28)$$

Для наиболее распространенных случаев, когда диаметр выпускающего пояска оправки или экспандера произволен (имеет определенный разбег), из (11) и (12) получаем

$$\left[F_{f'_k} \right] = \left[\lambda_3(x) + \lambda_5(x) + \lambda_7(x) \right]_k = 0. \quad (29)$$

При задании одного геометрического параметра оправки или экспандера решение задачи при $f(x) \neq 0$ не существует.

Действительно, предположим, что выполнено условие (16), тогда получаем (14). При этом экстремаль образующей оканчивается дугой (26), но из известных условий (28) и (25) следует, что

$$\lambda_3(x) = 0, \lambda_5(x) = 0. \quad (30)$$

Подставляя полученное в первое условие из (28) в уравнение (21), независимо от задания параметров l, V или S – получаем, что

$$C_1 = \lambda_1(x) = \lambda_2(x) = 0. \quad (31)$$

Для дуги (26) из (21) имеем

$$\lambda_3(x)g = -Bfg'[(g + \mu_0)f + \lambda_6(x)]. \quad (32)$$

Так как на дуге (26) $\lambda_5(x) \equiv 0$, то из второго уравнения (18) и (32) для функции $\lambda_3(x)$ получаем

$$\lambda_3(x)f = A_0 = const. \quad (33)$$

При соблюдении условия (31) уравнение (33) на дуге образующей оправки выполнено всегда. С учетом (30) и (33) получаем $\lambda_3(x) \equiv 0$.

Так как $\mu_0 > 0, f' \geq 0$ – то из (32) следует, что выполнение третьего условия возможно лишь в случае, если $f_c = 0$. Это в свою очередь возможно лишь тогда, когда экстремалью будет дуга

$$f \equiv 0. \quad (34)$$

Полученный результат в корне противоречит условию (16). Следовательно, при задании одного из известных параметров l, V или S экстремаль должна удовлетворять условию (15). При этом дуга (34) будет решением задачи, если удовлетворяются граничные условия на l, V и S . Однако необходимо отметить, что в противном случае решение задачи не существует в общем виде. Тогда следует изменить исходную постановку задачи.

При задании только длины оправки l решением задачи будет дуга (34), где выполнено единственное граничное условие. При задании $S \neq 0$ или $V \neq 0$ дуга (34) не может быть решением задачи, так как ранее выдвинутое условие для S и V не выполняются. Следовательно, в этих случаях решение задачи не существует.

Теперь рассмотрим случай задания максимального диаметра основания оправки или экспандера $d = 2R_0$. При этом, так как произвольны другие геометрические параметры оправки или

экспандера из (27) – (30), будут выполнены условия (31). Учитывая, что $d \neq 0$, то явно выполнено условие (16). Следовательно, последним участком экстремали оправки или экспандера будет отрезок дуги (21) и на этой дуге функция $\lambda_3(x)$ удовлетворяет уравнению (33). Из уравнения (32) с учетом (28) получаем

$$[\lambda_3(x) f']_k = 0. \quad (35)$$

$$\begin{aligned} & \left[2(A-B)(f')^3 + \mu_0(A-2B)(f')^2 - \mu_0 G \right] f = \\ & = \lambda'_4(x) f' - \lambda_5(x) k_0 + \lambda_6(x) G + \lambda'_6(x) f f' B - \\ & - \lambda_6(x) (f')^2 (A-B), \end{aligned} \quad (37)$$

Отсюда следует, что экстремаль не может содержать дугу, вдоль которой $w \neq 0$; $\beta \neq 0$.

В противном случае из (16) следовало бы, что $\lambda_4(x) = \lambda_5(x) = \lambda_6(x) = 0$. Но при этом условии получаем, что решением (33) будет конус $w = 0$. Это противоречит исходному предположению оптимизационной задачи. Следовательно, искомая экстремаль может состоять

$$\Phi(k_0) = 2(A-B)k_0^3 + \mu_0(A-2B)k_0^2 - \mu_0 G \geq 0; [\Phi(k_0) < 0], \quad (38)$$

получаем два класса независимых между собой решений.

Если выполнено условие (38), то вдоль экстремали $\lambda_5(x) \equiv 0$. Тогда, как следует из (37), на дуге $f(x) = kx$ имеем

$$\lambda'_4(x) = \left[2(A-B)k^3 + \mu_0(A-2B)k^2 - \mu_0 G \right]_x. \quad (39)$$

Из (39) видно, что $\lambda'_4(x)$ – линейная функция, причем $\lambda'_4(x) = 0$. Если $\lambda'_4(x) \neq 0$, то получаем, что невозможно удовлетворить $\lambda_4(x) = 0$, $\lambda_4(x_c) = 0$. При этом x_c координата точки сопряжения дуги образующей и входного конуса оправки.

Следовательно, показано, что при условии (28) экстремаль начинается с образующей конуса $f(x) = kx$, где k определяется из уравнения $\lambda_4(x) = 0$, или $\Phi(k) = 0$. Очевидно в этом случае имеем

$$2(A-B)k^3 + \mu_0(A-2B)k^2 - \mu_0 G = 0. \quad (40)$$

Пусть теперь выполнено условие (38). Тогда, так как для допустимых k выполнено условие $k < k_0$, то условие (38), согласно общему виду функции $\Phi(k)$ будет выполнено для всех возможных k . Если предположить, что вдоль экстремали $\lambda_5(x) \equiv 0$, то левая часть уравнения (37) меньше нуля для всех $f > 0$. Значит, на образующей оправки $f = kx$ для $x > 0$ будем иметь $\lambda'_4(x) < 0$, что противоречит условиям $\lambda_4(x) = 0$ и $\lambda_4(x) \geq 0$. Следовательно, предпо-

Если $\lambda_3(x) = 0$, то ранее выдвинутое условие (16) будет нарушено, следовательно, из (28) получаем

$$[\lambda_3(x) f']_k = 0; f'_k = 0. \quad (36)$$

Найдем при заданном диаметре оправки или экспандера форму образующей. Экстремаль удовлетворяет уравнению (21), которое при учете (31) запишем в виде

только из сопряжения двух дуг: $f'' = 0$ и $A(f')^2 + Bff'' + G = 0$. Однако необходимо отметить, что начинаться она может только с первой из этих дуг, а оканчиваться второй дугой.

Пусть теперь k_0 – известная постоянная. Покажем, что в зависимости от выполнения условий

ложение о том, что $\lambda_5(x) \equiv 0$ неверно. Поэтому в случае выполнения условия (37) экстремаль должна начинаться с дуги.

Рассмотрим случай

$$f(x) = k_0 x. \quad (41)$$

При выполнении любого из выдвинутых условий (37) и (38) экстремаль должна заканчиваться отрезком дуги (36).

Найдем ординату точки сопряжения этой дуги и образующей входного конуса $f = kx$. Для этого решим дифференциальное уравнение (26), используя условие (36). Тогда справедливо уравнение

$$f'(x) = \left[\left(\frac{C_0}{f(x)} \right)^\alpha - \frac{G}{A} \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (42)$$

$$\text{где } C_0 = R \left(\frac{G}{A} \right)^{\frac{1}{\alpha}}; \alpha = \frac{2A}{B}.$$

В точке сопряжения $f'_c = k$, поэтому из (42) получим

$$f_c = C_0 \left(k^2 + \frac{G}{A} \right)^{-\frac{1}{\alpha}} = R \left(\frac{A}{G} k^2 + 1 \right)^{-\frac{1}{\alpha}}. \quad (43)$$

Из выражения (42) получаем явный вид дуги (26) в форме

$$x = \int_{x_c}^R \left[\left(\frac{C_0}{f(x)} \right)^\alpha - \frac{G}{A} \right]^{-\frac{1}{2}} df + C_1, \quad (44)$$

где C_1 – постоянная, которая определяется по известным из (44) координатам точки сопряжения ($x_c = f_c / k$, f_c). Следовательно, формулы (40) или (44) полностью определяют экстремаль формы образующей оправки или экспандера при задании возможного максимального диаметра (рис. 3).

Для проверки справедливости предложенной методики расчета рациональной формы образующей оправки или экспандера в качестве примера выбираем и моделируем технологический процесс экспандирования трубной заготовки с некоторыми ограничениями на применение гипотезы плоских сечений для несколько отличительной реологии металла (рабочей среды). Заметим, что разработанные методы анализа могут быть целиком использованы для случая, когда строго справедлива гипотеза плоских сечений для выбранной модели очага деформации и применимы для других технологических процессов. При экспандировании трубных заготовок (металлов) на прошивном прессе трубопрессоволинии, моделиру-

емых в частности как упругопластическая среда, для которых осевое сопротивление на экспандер также определяется функционалом с известными коэффициентами [5, 10], следует учитывать, что

$$A = \chi \left[\ln(1 + \varepsilon) - \frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon} \right]; B = \chi \ln(1 + \varepsilon); \quad (45)$$

$$G = \tau [1 + \ln(1 + \varepsilon)]; \varepsilon = \frac{E}{2\tau(1 + \nu)},$$

где τ – предел текучести при сдвиге металла;

E – модуль упругости металла;

ν – коэффициент Пуассона.

На основании вышеприведенных результатов и расчетных формул (42), (43) и (44) с учетом заданной реологии металла (45) составлена программа расчета рационального профиля образующей рабочей поверхности оэкспандера прошивного пресса. Это позволяет определить целую гамму экстремалей для образующей экспандера в рамках рассматриваемых моделей очага деформации прошивного пресса и реологий прошиваемого металла.

Сравнительный анализ полученных результатов и данные, приведенные в работах [10, 11, 12], подтверждают правомерность выдвинутых предположений и гипотез оптимизации при выборе рационального профиля оправки.

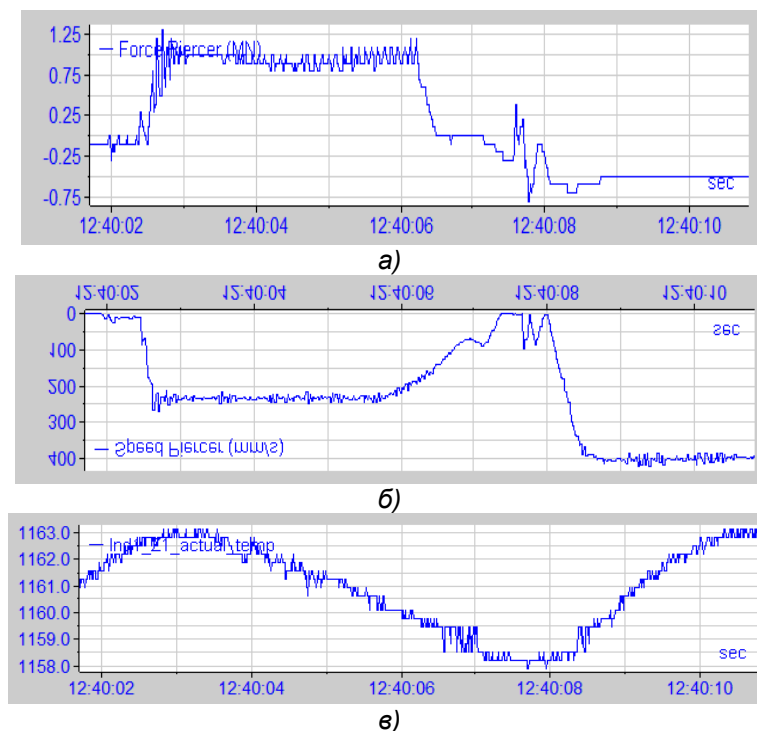


Рисунок 5 - Типовая осциллограмма процесса экспандирования предварительно сверленной трубной заготовки на прошивном прессе 12 МН фирмы SMS MEER (заготовка diam. 180мм, материал 12X18H10T, экспандер diam. 90мм,): а сила экспандирования; б – скорость экспандирования; в – температура экспандируемой заготовки

Использование экспандеров рациональной калибровки диам. 80 мм в условиях прошивного прессы 12 МН фирмы SMS MEER трубопрессовой линии, при прочих равных условиях, обеспечивает увеличение скорости экспандирования трубной заготовки диам. 180 на 10 – 17% и повышение срока службы экспандера на 20 – 25%. путем обеспечения благоприятных режимов обтекания потоком металла при экспандировании предварительно сверленных цилиндрических заготовок из стали 12X18H10T. Идентификация данных диагностики (рис. 5) прошивного прессы 12 МН методами математической статистики показывает хорошую коррелируемую зависимость между силовыми параметрами экспандирования трубной заготовки и формой образующей экспандера диам. 80 мм.

Улучшение условий обтекания рабочей поверхности экспандера потоком металла приводит к сохранению сплошности предварительно нанесенного защитного технологического покрытия из аморфных материалов на поверхности. Это позволяет, как следствие, исключить налипание металла на экспандер и улучшить качество поверхности труб. Кроме за счет оптимизации формы рабочей поверхности экспандера достигается снижение усилия прошивки на 11 – 12% и в целом стабилизация энергосиловых параметров очага деформации при экспандировании трубной заготовки.

Реализация устойчивых технологических процессов экспандирования позволяет путем снижения усилия на экспандер значительно повысить динамическую устойчивость механизма ее удер-

жания, что приводит к снижению разностенности гильз (труб) на 6 – 8%. Оптимизация калибровок оправок и экспандер с рациональной формой (калибровкой) рабочей поверхности, путем использования вышеизложенных теоретических положений, намечает направления интенсификации технологических процессов, повышения долговечности технологических инструментов, качества готовых труб и снижения себестоимости их производства.

Выводы. Сформулирована и предложена методика решения задачи по определению оптимальной формы образующей технологического инструмента – оправки для прошивки сплошного металла и экспандера для экспандирования трубной заготовки на прошивном прессе трубопрессовой линии. Показано, что данная схема оптимизации реализуема в пределах выбранного класса допустимого функционала осевого сопротивления и функций образующей, удовлетворяющих реальным условиям прошивки или экспандирования трубной заготовки. Приведено решение многофакторной вариационной задачи по проектированию (калибровке) образующей оправки или экспандера минимального осевого сопротивления, проникающей с постоянной скоростью в осесимметричную трубную заготовку, размещенную в ограниченном объеме очага деформации прошивного прессы. Доказано, что реализация устойчивого технологического процесса прошивки сплошных цилиндрических заготовок и экспандирования гильз возможна лишь при определенных рациональных конфигурациях образующих оправок и экспандеров.

Библиографический список

1. Данченко В.Н. Технология трубного производства. Учебник для вузов. /В.Н. Данченко, А.П. Коликов, Б.А. Романцев, С.В. Самусев // – М.: Интермет - Инжиниринг, 2002. – 640 с.
2. Гуляев Ю.Г. Математическое моделирование процессов обработки металлов давлением. / Ю.Г. Гуляев, С.А. Чукмасов, А.В. Губинский // – Киев.: Наукова думка, 1986. – 240 с.
3. Гун Г. Я. Теоретические основы обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1980. – 456 с.
4. Коликов А.П. Новые процессы деформации металлов и сплавов./ А.П. Коликов, П.И. Полухин, А.В. Крупин // – М.: Высшая школа, 1986. – 351 с.
5. Сагомоян А.Я. Проникание. – М.: МГУ, 1956. – 300 с.
6. Гендуков В.М. Тело вращения минимального сопротивления в упругопластических и пластических сжимаемых средах. – В кн. «Проблемы динамики взаимодействия деформируемых сред», Изд-во АН СССР, 1984. С.116 – 121
7. Гун Г.Я. Прессование алюминиевых сплавов: Мат. Моделирование и оптимизация/ Г.Я. Гун, В.И. Яковлев, Б.А. Прудковский// – М.: Металлургия, 1974. – 336 с.
8. Цлаф Л.Я. Вариационное исчисление и интегральные уравнения – М.: Наука, 1974. – 479 с.
9. Бердичевский В.Л. Вариационные принципы механики сплошной среды. М.: Наука, 1983. – 448 с.
10. Медведев М.И., Гуляев Ю.Г., Чукмасов С.А. Совершенствование процесса прессования труб. – М.: Металлургия, 1986. – 151 с.
11. Рахманов С.Р., Гоман О.Г. Динамические процессы при прошивке трубной заготовки на прессе // Сталь, №6, 2010. С.73 – 78.
12. Рахманов С.Р. Математическое моделирование процессов вибрационной прошивки трубной заготовки на прошивном прессе // Вибрация в технике и технологиях, №3, 2010. С. 99 – 108.

Статья поступила 18.05.2017 г.

УДК 669.02/09:519.28

Ясев А. Г.*

Моделирование и управление качеством производства ремонтно-механических цехов металлургических предприятий

Описано моделирование (которое включает математическое моделирование, разработку технических предложений, оптимизацию параметров) при управлении качеством производства ремонтно-механических цехов металлургических предприятий

Описано моделювання (яке містить математичне моделювання, розробку технічних пропозицій, оптимізацію параметрів) при управлінні якістю виробництва ремонтно-механічних цехів металургійних підприємств

Modeling (which includes mathematical modeling, development of technical offers, optimization of parameters) at management of quality of production repair-mechanical workshops of metallurgical enterprises is described

Вступление. Ремонтно-механические цехи металлургических предприятий, хотя и являются вспомогательными, участвуют в формировании общего качества металлургического производства. Качество производства обуславливается техническим уровнем, который включает характеристики средств и предметов труда и применением технологий [1, 2]. Для управления качеством производства ремонтно-механических цехов необходимо построить математические модели, которые позволяли бы анализировать, оптимизировать и повышать существующий уровень производства.

Для исследования технического уровня производства ремонтно-механических цехов целесообразно применить систему математического моделирования [3], которая включает:

- математическое моделирование (целеполагание, идеализация, формализация, идентификация, проверка адекватности);
- разработку технических предложений;
- оптимизацию параметров технических предложений.

Рассмотрим решение такой задачи на примере нескольких ремонтно-механических цехов существующих металлургических предприятий.

Цель работы. Разработать математические модели для описания особенностей технического уровня производства ремонтно-механических цехов. Погрешность моделирования не более 15%.

Идеализация модели. Для оценки технического уровня производства (ТУП) предлагается использовать частные, комплексные и интегральные показатели.

Частными показателями, например, являются "возраст" оборудования, степень износа оборудования, удельные площадь цеха, расход мощности, коэффициент загрузки и т.д.. Некоторые из показателей абсолютные (средний возраст оборудования, удельная среднечасовая производительность, коэффициент энерговооруженности, удельный расход мощности), т.е. выражают основное состояние цеха; большинство же показателей - относительные, т.е. отнесенные к соответствующим абсолютным величинам, так как

именно относительные показатели наиболее полно характеризуют технический уровень цеха, удобны для сравнительной характеристики различных цехов и для расчета обобщенных показателей технического уровня.

Более полный учет различных сторон технического уровня производства цеха может быть осуществлен с помощью комплексных показателей, дающих количественную оценку для каждой группы (показатель уровня средств производства, показатель уровня предметов труда, показатель уровня технологии производства).

Комплексные показатели определяются путем суммирования частных относительных показателей уровней с учетом значимости каждого из них.

Общая оценка ТУП механических цехов осуществляется с помощью интегрального показателя, учитывающего влияние комплексных показателей.

Формализация. Для определения значений частных показателей используются математические выражения разработанные ранее [4].

Идентификация. Максимально возможное значение обобщенного показателя КТУП – единица. Очевидно, что на практике такое значение не может быть достигнуто. Реально достижимые значения показателя будут различными для механических цехов разных отраслей, в зависимости, также от принадлежности цеха к основному или ремонтному производству. В частности, ремонтно-механические цехи металлургических заводов имеют $КТУП \leq 0,9$.

Например, для Днепропетровского промышленного куста установлены следующие величины "весовых" коэффициентов:

$$\begin{aligned} \xi_1 &= 0,2; & \xi_5 &= 0,1; & \xi_9 &= 0,05; & \xi_{13} &= 0,1; \\ \xi_2 &= 0,2; & \xi_6 &= 0,05; & \xi_{10} &= 0,2; & \xi_{14} &= 0,45; \\ \xi_3 &= 0,2; & \xi_7 &= 0,05; & \xi_{11} &= 0,2; & \xi_{15} &= 0,2; \\ \xi_4 &= 0,05; & \xi_8 &= 0,1; & \xi_{12} &= 0,5; & \xi_{16} &= 0,35. \end{aligned}$$

Для проверки эффективности использования показателей ТУП собрана необходимая информация по ряду предприятий и выполнены расчеты показателей ТУП ремонтно-механических цехов нескольких металлургических и машиностроительных заводов.

*Ясев Александр Георгиевич, профессор НМетАУ, к.т.н., профессор.

Рецензент Кадилюкова Татьяна Михайловна, зав.каф.НМетАУ, д.т.н., профессор.

Проверка адекватности модели.

Для проверки СММО были произведены расчеты показателей ТУП нескольких ремонтно-механических цехов металлургических заводов и сравнение с оценками показателей ТУП тех же цехов, полученными экспертным методом (метод

Дельфы) с помощью критерия проверки СММО для малых выборок [4].

Значения выходной переменной ММ находятся между соответствующими предельными значениями (таблица 1) критерия проверки СММО, рассчитанными по формулам, что свидетельствует о наличии СММО.

Таблица 1 - Проверка соответствия модели и оригинала

Условный номер металлургического завода	Выходная переменная модели	$\xi_{\max}$	$\xi_{\min}$
1	0.699	0.7258	0.6818
2	0.908	0.9182	0.8850
3	0.602	0.6260	0.5828
4	0.426	0.4406	0.3938
5	0.751	0.7683	0.7441
6	0.615	0.6268	0.5852

Разработка технических предложений.

Комплексные показатели определяются путем суммирования частных относительных показателей уровней с учетом значимости каждого из них:

$$K_{ycn} = \xi_1(1-\theta) + \xi_2(1-u_\phi) + \xi_3(1-\gamma_{mi}) + \xi_4 K_{обн} + \xi_5 \gamma_{мод} + \xi_6 \gamma_{чпу} + \xi_7 \gamma_{спец} + \xi_8 Y_{ма} + \xi_9 f;$$

$$K_{yrm} = K_{мет}; \quad K_{yrm} = \xi_{10} \gamma_{HT} + \xi_{11} \gamma_{тип} + \xi_{12} K_3 + \xi_{13} \gamma_{cm}$$

Здесь $\xi_1, \xi_2, \dots, \xi_{13}$ - коэффициенты значимости каждого показателя, определяемые путем экспертной оценки.

Общая оценка ТУП механических цехов осуществляется с помощью интегрального показателя, учитывающего влияние комплексных показателей:

$$K_{myn} = \xi_{14} K_{ycn} + \xi_{15} K_{yrm} + \xi_{16} K_{yrm}$$

Соответственно $\xi_{14}, \xi_{15}, \xi_{16}$ - коэффициенты значимости каждой группы показателей, определяемые путем экспертной оценки.

Выбранные частные показатели были разделены на группы.

1. Группа показателей, характеризующих уровень средств труда, т.е. состояние оборудования и его работоспособность, первый из которых "средний возраст оборудования" (B), дает общее представление о степени развития оборудования: очевидно, чем "моложе" парк действующего оборудования, тем выше технический уровень производства. Однако этот показатель недостаточно полно характеризует степень физического и морального износа оборудования, т.к. для каждой группы оборудования устанавливаются свои нормы износов.

Поэтому был введен показатель u_ϕ характеризующий степень физического износа оборудования, зависящий от фактического срока его работы. При этом с помощью поправочного коэффициента (K_u) учитывается действительный износ оборудования, зависящий не только от срока, но и от условий его эксплуатации. Коэффициент K_u устанавливается путем оценки действительно-

го состояния машины и может изменяться в пределах (0,5 - 2).

Характеристика технического уровня оборудования должна быть дополнена оценкой степени его морального износа, для чего введены показатели: удельный вес морально изношенного оборудования (γ_{mi}) и коэффициент обновления ($K_{обн}$), определяющий процент оборудования, введенного в эксплуатацию в течение данного года.

Технический уровень производства цеха зависит также и от степени его технической вооруженности, характеризующей соотношение технических средств и затрат труда. Главным показателем этого является коэффициент энерговооруженности (K_3).

Для характеристики уровня средств труда введен показатель ($Y_{ам}$) уровня их механизации и автоматизации, который определяет степень внедрения оборудования, при работе которого полностью или частично устраняется исполнение человеком физических функций, например, станков-полуавтоматов или автоматов.

Последний показатель (уровень средств труда (f)) характеризует степень использования производственной площади цеха и соответствие площади, занимаемой одним станком, нормативным данным.

2. Группа показателей, характеризующих уровень использования предметов труда, определяющих расход энергии и материалов: коэффициент использования металла заготовки ($K_{мет}$) и удельный расход мощности станков, приходящийся на одну тонну готовой продукции (q_N).

4. Группа показателей, характеризующих уровень технологии производства, т.е. рациональность, прогрессивность, производительность,

безопасность способов обработки деталей в механических цехах: удельная и среднечасовая производительность 1-го станочника (q_1 , q_2), которая зависит от рациональности технологии; учитывая то, что для механических заводов мелкие детали обычно более трудоемкие, чем крупные и тяжелые, данный показатель характеризуется количественно двумя величинами - q_1 - часовая производительность в тоннах, q_2 - часовая производительность в штуках.

Уровень технологии производства целесообразно также измерять степенью внедрения новых видов обработки и типовых технологических процессов (показатели $\gamma_{нт}$, $\gamma_{тип}$).

К этой группе отнесены также известные показатели: K_3 - коэффициент загрузки станков, характеризующий степень использования имеющегося оборудования цеха, и удельная численность станочников ($\gamma_{см}$). Чем меньше вспомогательных рабочих в цехе и больше K_3 , тем выше уровень технологии производства.

Оптимизация параметров технических предложений. В качестве критерия оптимизации естественно принять обобщенный показатель $K_{ТУП}$, поэтому формулировка задачи имеет следующий вид:

$$K_{ТУП} \rightarrow \max$$

$$F \leq [F]$$

$$Q \leq [Q],$$

где F и $[F]$ - производная площадь цеха и ее допустимое значение;

Q и $[Q]$ - общая балансовая стоимость оборудования цеха и ее допустимое значение.

Решение этой задачи может быть выполнено при помощи машинных имитационных экспериментов с математической моделью ТУП [5].

Максимально возможное значение обобщенного показателя $K_{ТУП}$ - единица. Очевидно, однако, что на практике такое значение не может быть достигнуто.

Реально достижимые значения показателя будут различными для механических цехов разных отраслей, в зависимости, также от принадлежности цеха к основному или ремонтному производству. В частности, ремонтно-механические цехи металлургических заводов имеют $K_{ТУП} \leq 0,9$.

Рассмотрим решение задачи оптимизации на примере конкретного ремонтно-механического цеха (цех №4), имеет наименьшее значение обобщенного показателя ТУП. Главной причиной низкого ТУП для этого цеха является низкий уровень средств производства ($KУСП=0,377$), который в свою очередь определяется высоким относительным средним возрастом оборудования ($b=0,899$) и степенью физического износа оборудования ($u_{\phi}=0,727$), которые имеют большие значения «весовых» коэффициентов. Для решения задачи оптимизации использованы планируемые имитационные эксперименты (реализованные на ЭВМ) с математической моделью ТУП цеха. В качестве плана проведения имитационных экспериментов принят полный факторный эксперимент вида 2^2 .

Таблица 2 - Последовательность оптимизации

Уровни факторов	X_1	X_2	$K_{УСП}$	$K_{ТУП}$
	b	u_{ϕ}		
Верхний	0,9	0,8		
Нижний	0,8	0,7		
Интервал варьирования	0,05	0,05		
Матрица планирования	+	+	0,362	0,419
	-	+	0,382	0,428
	+	-	0,382	0,428
	-	-	0,402	0,437
Шаг движения	0,2	0,2		
Движение по градиенту	0,8	0,7	0,402	0,437
	0,6	0,5	0,482	0,473
	0,4	0,3	0,562	0,509
	0,2	0,1	0,642	0,545

Результаты оптимизации позволяют рационально изменить структуру оборудования в цехе и увеличить показатели ТУП цеха.

Использование системы создания оснастки, которая включает

- математическое моделирование (целеполагание, идеализация, формализация, идентификация, проверка адекватности);

- разработку конструктивно-технологических предложений;

- оптимизацию параметров конструктивно-технологических предложений,

позволяет эффективно решать практические задачи управления качеством производства ремонтно-механических цехов металлургических предприятий

УДК 681.518.22

Бубліков А.В., Куваєв В.М.*

Обґрунтування інформативних критеріїв для експертної системи нечіткого автоматичного управління електромеханічними технологічними комплексами

Проведено обґрунтування інформативних критеріїв для експертної системи нечіткого автоматичного управління електромеханічними технологічними комплексами на прикладі видобувного комбайна. Доведена ефективність використання швидкого дискретного вейвлет-перетворення інформативних сигналів для виявлення унікальних закономірностей, що є ознаками певних режимів роботи електромеханічного комплексу.

Проведено обоснование информативных критериев для экспертной системы нечеткого автоматического управления электромеханическими технологическими комплексами на примере добывающего комбайна. Доказана эффективность использования быстрого дискретного вейвлет-преобразования информативных сигналов для выявления уникальных закономерностей, что является признаками определенных режимов работы электромеханического комплекса.

The informative criterions for the expert system of fuzzy automatic control by the electro-mechanic complexes on an example of a cutter-loader are substantiated. The effectiveness of using of fast discrete wavelet transformation of informative signals for the detection of unique regularities, which are the informative attributes of the certain working modes of electro-mechanic complex, is proved.

Опис проблеми. Наразі існує проблема недостатнього використання потенціалу інформативної компоненти мехатронних електромеханічних комплексів у гірничо-металургійній промисловості з позиції зменшення питомих енерговитрат на виготовлення продукції та підвищення продуктивності. Незадіяні на сьогодні інформаційні потоки всередині мехатронних електромеханічних комплексів можна використовувати для автоматизації прийняття рішень у випадку динамічних режимів протікання металургійних процесів та процесів видобутку та переробки вугілля і руди у ситуаціях, коли наразі рішення приймає людина-оператор. Це призводить до того, що режими роботи електромеханічних комплексів є неефективними через людський фактор (рішення про ефективний режим роботи комплексу оператор приймає лише на основі свого досвіду та візуальної інформації). Крім того, іноді людина змушена перебувати в небезпечній зоні біля обладнання для спостереження за його роботою.

Перспективним рішенням озвученої проблеми є створення експертних систем нечіткого автоматичного управління з використанням спеціальних алгоритмів для інтелектуального аналізу інформаційних потоків в технологічних об'єктах. Використання таких систем забезпечить мінімізацію витрат сировинних та енергетичних ресурсів на гірничо-металургійних підприємствах, а також підвищить енергоефективність та безпеку гірничо-металургійного виробництва у цілому.

Аналіз публікацій. В роботі [1] були розпочаті дослідження щодо пошуку нових інформаційних характеристик розподілених у просторі об'єктів і процесів гірничо-металургійного виробництва на основі моделювання електромеханічних мехатронних комплексів для виявлення та підтримки їх ефективних режимів роботи. Проте були запропоновані інформативні ознаки далеко не для усіх

режимів роботи електромеханічних комплексів. Крім того, запропоновані чіткі інформативні ознаки дозволяли ідентифікувати ефективний режим роботи електромеханічного комплексу лише для певних умов його роботи, що обмежує застосування даної інформативної ознаки.

Постановка завдання. Експертна система нечіткого автоматичного управління електромеханічним технологічним комплексом, про яку йдеться у статті, – це система управління “верхнього” рівня, що формує “уставки” для регуляторів локальних систем автоматичного управління на “нижньому” рівні з метою забезпечення режимів роботи комплексу з ефективними технічними, технологічними та економічними показниками. Область застосування таких систем – електромеханічні технологічні комплекси, робота яких добре вивчена як у розрізі особливостей фізичних процесів, що протікають у конструктивних вузлах або за умови взаємодії комплексу з зовнішнім середовищем, так і у розрізі особливостей ефективного керування комплексом. Такі комплекси, як об'єкти керування, мають відносно невеликий перелік режимів роботи, що їм притаманні, та характеризуються нескладним алгоритмом дій за умови виникнення того чи іншого режиму роботи, щоб забезпечити роботу комплексу з ефективними технічними, технологічними та економічними показниками. Складність цих комплексів як об'єктів керування – швидкий та непередбачуваний характер зміни режимів роботи комплексу у часі та неможливість ідентифікувати поточний режим роботи за результатами класичних методів аналізу сигналів на виходах встановлених на комплексі давачів.

Особливістю пропонованого підходу щодо створення таких систем є прийняття рішень на короткому відрізку часу (від 10 до 60 секунд), коли за результатами аналізу інформативних сигналів

*Бубліков Андрій Вікторович, доцент НГУ, к.т.н.,

Куваєв Сергій Миколайович, доцент НГУ, к.т.н.

Рецензент, Кадильникова Тат'яна Михайловна, зав.каф.НМетАУ, д.т.н., професор.

відсутня чітка стовідсоткова відповідь щодо присутності певних закономірностей у сигналах. Тому алгоритм прийняття рішень пропонується побудувати з використанням нечіткої логіки, основою якого є база правил нечітких продукцій. Умовами правил нечітких продукцій є сукупність нечітких висловлювань, що характеризують режими роботи певних компонент електромеханічного комплексу, або деякі фізичні процеси за умови взаємодії комплексу із зовнішнім середовищем. Наприклад, для сучасного видобувного комбайна як складного мехатронного електротехнічного комплексу такими висловлюваннями є “незначне навантаження електродвигуна приводу різання” або “руйнування вугілля з прошарком породи”.

Характеристики режимів роботи електротехнічного комплексу приймаються як терми для вхідних лінгвістичних змінних експертної системи нечіткого автоматичного управління електротехнічним комплексом, якими є інформативні критерії для ідентифікації того чи іншого режиму роботи комплексу. Тобто, інформативні критерії – це статистичні оцінки інтелектуальної обробки інформативних сигналів, що дозволяють виявити унікальні закономірності в інформативному сигналі, які притаманні тільки певним режимам роботи комплексу, або певним фізичним процесам за умови взаємодії комплексу із зовнішнім середовищем.

Завдання дослідження. Обґрунтування унікальних закономірностей в інформативному сигналі, що притаманні тільки певним режимам роботи комплексу, та інструменту перетворення інформативного сигналу з метою виділення з нього цих закономірностей.

Викладення основного матеріалу дослідження. Дослідження у статті проводяться на прикладі видобувного комбайна УКД300, який є складним мехатронним електромеханічним комплексом сучасного покоління.

Наразі на видобувних комбайнах основними джерелами інформативних сигналів є давачі фазних струмів статорів електродвигунів приводів подачі та різання. На сьогодні динаміка процесу формування навантаження на виконавчих органах комбайну у різних режимах його роботи добре вивчена та наведена у роботах [2,3]. Виділяють три ділянки частотного діапазону, на яких частотні складові моменту опору на виконавчих органах формуються під впливом різних за своїм характером фізичних процесів. На високо-частотній ділянці спектру (від 3 до 50 Гц) формуються коливання, що викликані особливостями процесу руйнування вугілля й породи зубками виконавчого органу, коли ті поступово врізаються у масив з подальшим відколом невеликого шматка вугілля або породи. Параметри цих коливань з випадковою амплітудою та майже рівномірним розподілом спектральних складових у широкій полосі частот залежать від гірничо-фізичних властивостей матеріалу, що руйнується зубками.

Причиною коливань моменту опору на виконавчому органі комбайна на середньо-частотній ділянці спектру (від 1 до 3 Гц) є конструкція виконавчого органу, із-за якої, з однієї сторони, протягом його обертання змінюється кількість зубків, що знаходяться у контакті з масивом вугілля, а з іншої – площа контакту лопат виконавчого органу з масою зруйнованого вугілля. Енергія даних коливань майже вся зосереджена навколо частоти, яка дорівнює частоті обертання виконавчого органу, що помножена на кількість лопат, а амплітуда коливань визначається гірничо-фізичними властивостями матеріалу, що руйнується зубками, та характером процесу транспортування та навантаження вугілля й породи виконавчим органом.

Коливання моменту опору на виконавчому органі комбайна на низько-частотній ділянці спектру (до 1 Гц) викликані нерівномірним просторовим розподілом міцності вугілля, а також порушенням цілісності масиву внаслідок явища віджимання вугілля із-за перерозподілу тиску у верхніх шарах покрівлі. Зміна амплітуди цих коливань має випадковий характер, а самі коливання у зв'язку із досить низькою частотою слід розглядати як трендову складову динаміки моменту опору, оскільки дослідження закономірностей зміни інформативних сигналів відбувається на короткому часовому інтервалі до 60 секунд.

Слід помітити, що у частотному спектрі моменту опору на виконавчому органі також присутня модульована складова, оскільки зміна міцності вугілля з низькою частотою впливає на амплітуду коливань моменту опору на більш високих частотах.

Спираючись на результати досліджень статистичної динаміки гірничих машин у роботах [2,3] виділимо деякі режими роботи комбайна на тонких вугільних пластах та притаманні їм унікальні закономірності зміни інформативних сигналів, на основі яких можлива ідентифікація цих режимів:

- нормальний режим роботи, коли відсутнє перевантаження двигунів приводів різання та виконавчі органи справляються з транспортуванням та навантаженням вугілля й породи на забійний конвеєр (відсутня заштировка виконавчого органу). Цей режим характеризується значною долею високо-частотної складової у спектрі моменту опору на виконавчому органі (від 80 до 90% сумарної дисперсії) та незначною долею середньо-частотної складової (від 10% до 20% сумарної дисперсії). Спостерігається нестационарність статистичних характеристик моменту опору на середньо-частотній та височастотній ділянках спектру;
- режим слабкої заштировки виконавчого органу видобувного комбайна, коли в періоді обороту виконавчого органу з'являються інтервали зі змінною у часі

тривалістю, на яких спостерігається навантаження зруйнованого вугілля та породи у силовому режимі. За умови силового навантаження за рахунок значного тиску маси вугілля на частини виконавчого органу з'являються значні дисипативні сили, які умовно є еквівалентними в'язкому супротиву обертанню виконавчого органу. При цьому на цих інтервалах значно збільшується момент опору на виконавчому органі, а також відбувається демпфування його високочастотних коливань. Період появи силового навантаження визначається конструкцією виконавчого органу, отже за рахунок суттєвого збільшення моменту опору на інтервалах силового навантаження у цьому режимі значно збільшується доля середньо-частотної складової моменту опору;

- режим значної заштибовки виконавчого органу видобувного комбайна, коли на усьому періоді обертання виконавчого органу спостерігаються силові навантаження та транспортування зруйнованого вугілля або породи. Цей режим визначається постійним демпфуванням високочастотних коливань моменту опору на виконавчому органі та відсутністю значних перепадів моменту опору з періодом, кратним періоду обертання шнека, у порівнянні з режимом слабкої заштибовки. Тобто, амплітуда коливань моменту опору на середньо-частотній ділянці спектру у порівнянні з режимом слабкої заштибовки стає значно меншою та визначається не процесом руйнування масиву, як у нор-

мальному режимі роботи, а процесом силових навантаження й транспортування зруйнованого вугілля.

Обґрунтуємо, наскільки справедливі описані закономірності зміни моменту опору на виконавчому органі по відношенню до фазного току статора, який є інформативним сигналом. На основі аналізу нормованої амплітудно-частотної характеристики приводу різання на рис.1. видно, що усі коливання моменту опору на виконавчому органі на середньо-частотній ділянці спектру без спотворень будуть відображатися й у динаміці фазного току статора, оскільки ця ділянка знаходиться лівіше частоти різізу.

Але на рис.1 ми бачимо, що на високо-частотній ділянці спектру моменту опору амплітудно-частотна характеристика приводу різання має явно виражену резонансну частоту 12 Гц, після чого графік характеристики різко йде униз. Це означає, що фактично високочастотні коливання моменту опору будуть значно посилені на вузькій частотній ділянці біля 12 Гц, в той час, як на інших частотах ці коливання будуть подавлені та майже будуть відсутні у спектрі фазового струму. Тобто, енергія високочастотних коливань моменту опору на виконавчому органі зосереджена на вузькій частотній ділянці біля 12 Гц у спектрі фазового струму статора електродвигуна приводу різання. Можна спрогнозувати, що описані вище закономірності, що притаманні високочастотним коливанням моменту опору на виконавчому органі, будуть характерні й для коливань фазного струму статора на вузькій частотній ділянці його частотного спектра навколо резонансної частоти приводу 12 Гц.



Рисунок 1 – Нормована амплітудно-частотна характеристика приводу різання видобувного комбайна УКД300

Отже підсумуємо, які закономірності ми повинні виявляти у динаміці інформативного сигналу, яким є фазний струм статора двигуна приводу різання видобувного комбайна. Ми повинні фіксувати аномальні зміни енергії коливань на певних частотних ділянках спектру інформативного сигналу з фіксацією, на яких саме часових інтервалах відбувалися ці зміни. Тобто, для виявлення даних закономірностей аналіз інформативного сигналу потрібно проводити одночасно у двох

площинах – частотній та часовій. Це ми можемо виділити як першу вимогу до інструменту аналізу інформативного сигналу, що обирається. Також звернемо увагу на можливість застосовувати інструменту аналізу інформативного сигналу, що обирається, для аналізу сигналів зі нестаціонарними статистичними характеристиками. Крім того, не останню роль грає вимога щодо простоти алгоритму аналізу та можливості його програмної реалізації за допомогою простих операторів. Тоб-

то, бажано, щоб алгоритм аналізу інформативного сигналу був заданий через рекурентні рівняння. Усім пред'явленим вимогам щодо інструменту аналізу інформативного сигналу відповідає швидке дискретне вейвлет-перетворення сигналу, оскільки квадрат вейвлет-коефіцієнта характеризує скільки енергії припадає на ту чи іншу ділянку частотного спектру у різні моменти часу. Його можна застосувати як перший етап аналізу інформативного сигналу, метою якого є розкладення сигналу на складові, в яких шукані закономірності у сигналі простежуються більш явно. Для вейвлет-перетворення інформативного сигналу застосуємо швидке дискретне вейвлет-перетворення з періодичною згорткою та використанням фільтру Добеші з шістьма нульовими моментами [4]. У якості вхідних даних для дискретного вейвлет-перетворення інформативного сигналу необхідно задати крок заміру інформативного сигналу t_s та довжину вибірки n , за якою здійснюється вейвлет-перетворення. Спосіб вимірювання інформативного сигналу та шукані закономірності в ньому можуть накладати деякі обмеження на величини t_s та n . Для нашого випадку спосіб заміру діючого значення змінного фазного струму статора асинхронного електродвигуна приводу різання, що наразі використовується на видобувних комбайнах, потребує, щоб крок заміру струму був кратним або дорівнював половині періоду коливань напруги в електричній шахтній мережі:

$$t_s \geq \frac{1}{2 \cdot f_c} = \frac{1}{2 \cdot 50} = 0,01 \text{ с.}$$

де f_c – частота напруги в електричній шахтній мережі (50 Гц).

В залежності від масштабного рівня за умови вейвлет-перетворення інформативного сигналу інформація про кількість енергії коливань сигналу знаходиться у частотному діапазоні [4]:

$$\left[\frac{\pi \cdot f_s}{2^{J-j}}, \frac{\pi \cdot f_s}{2^{J-j-1}} \right],$$

де f_s – частота заміру інформативного сигналу (100 Гц); J та j – відповідно, максимальний та поточний масштабні рівні за умови вейвлет-перетворення інформативного сигналу.

Отже, максимальний масштабний рівень за умови вейвлет-перетворення інформативного сигналу визначає нижню межу частотного діапазону, на якому здійснюється аналіз розподілу енергії коливань сигналу. Для нашого випадку цією нижньою межею є нижня межа середньочастотного діапазону моменту опору на виконавчому органі (1 Гц). Таким чином, існує обмеження щодо максимального масштабного рівня J

за умови вейвлет-перетворення інформативного сигналу:

$$\frac{\pi \cdot f_s}{2^J} \leq 1 \text{ Гц.}$$

Звідси маємо:

$$J \geq 9.$$

Для досліджень у статті виберемо максимальний масштабний рівень за умови вейвлет-перетворення інформативного сигналу з запасом: $J=11$. Звідси довжина вибірки інформативного сигналу, за якою здійснюється вейвлет-перетворення, дорівнює:

$$2^J = 2048.$$

На рис.2-7 наведений результат вейвлет-перетворення діючого значення змінного фазного струму статора асинхронного електродвигуна приводу різання для трьох описаних вище режимів роботи видобувного комбайна УКД300, отриманий за допомогою комплексної імітаційної моделі вугільного видобувного комбайна як мехатронної системи [5]. Моделювання роботи видобувного комбайна проводилося для суттєвого приросту циркулюючого вугілля (біля 10% робочого об'єму виконавчого органу за одне його обертання), із-за чого режим слабкої заштибовки є досить швидкоплинним (біля 10 с), після чого настав режим значної заштибовки.

Із рис.2,а ми бачимо, що за умови нормального режиму роботи комбайна значення вейвлет-коефіцієнту п'ятого масштабного рівня α_5 лежать у діапазоні ± 1 А. На рис.2,б діапазон значень від 10 до 20 за віссю абсцис припадає на режим слабкої заштибовки. Ми бачимо, що на цьому діапазоні спостерігається коливання вейвлет-коефіцієнту α_5 зі значною амплітудою від -2 до 4 А, після чого, за умови настання режиму значної заштибовки, амплітуда коливань знову зменшується до ± 1 А. Схожі закономірності зміни у часі в залежності від режиму роботи комбайна спостерігаються й для вейвлет-коефіцієнта шостого масштабного рівня α_6 . Для нормального режиму роботи зміна значень вейвлет-коефіцієнта α_6 постійно відбувається у діапазоні ± 5 А (рис.3,а). За умови режиму слабкої заштибовки (ділянка на осі абсцис від 10 до 25 на рис.3,б) спостерігається значне збільшення діапазону зміни значень вейвлет-коефіцієнта α_6 з поступовим збільшенням амплітуди коливань до 18 А. Коли настає режим значної заштибовки (ділянка після 25 на рис.3,б), амплітуда коливань вейвлет-коефіцієнта α_6 зменшується, але не так сильно, як у випадку з вейвлет-коефіцієнтом α_5 (до 10 А). Тож, діапазон зміни значень вейвлет-коефіцієнта α_6 у режимі значної заштибовки суттєво відрізняється від аналогічного діапазону для нормального режиму роботи (± 15 А проти ± 5 А).

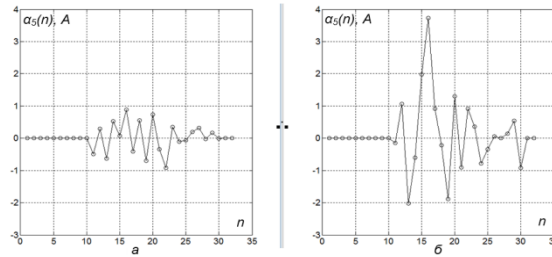


Рисунок 2 – Графік вейвлет-коефіцієнту на п'ятому масштабному рівні за умови нормального режиму роботи комбайна (а) та заштибовки виконавчого органу (б)

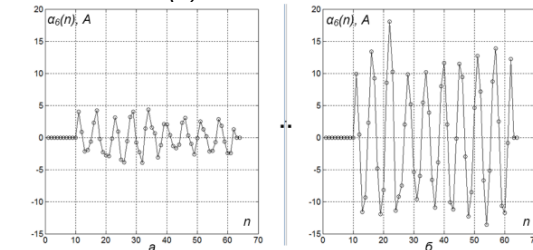


Рисунок 3 – Графік вейвлет-коефіцієнту на шостому масштабному рівні за умови нормального режиму роботи комбайна (а) та заштибовки виконавчого органу (б)

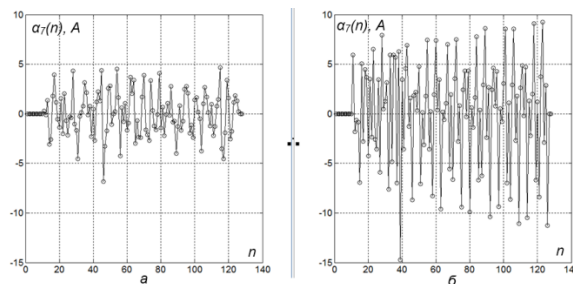


Рисунок 4 – Графік вейвлет-коефіцієнту на сьомому масштабному рівні за умови нормального режиму роботи комбайна (а) та заштибовки виконавчого органу (б)

Особливість зміни у часі вейвлет-коефіцієнта α_7 на рис.4,б у тому, що характер його коливань майже не змінюється на всьому діапазоні зміни значень за віссю абсцис як на інтервалі, де спостерігається режим слабкої заштибовки (до 50), так і на інтервалі, що відповідає режиму значної

заштибовки (після 50). Але за умови переходу з нормального режиму роботи до режиму заштибовки виконавчого органу відбувається суттєве збільшення амплітуди коливань вейвлет-коефіцієнта α_7 з ± 5 А (рис.4,а) до ± 10 А (рис.4,б).

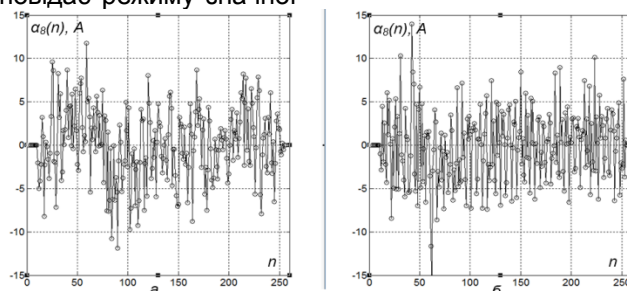


Рисунок 5 – Графік вейвлет-коефіцієнту на восьмому масштабному рівні за умови нормального режиму роботи комбайна (а) та заштибовки виконавчого органу (б)

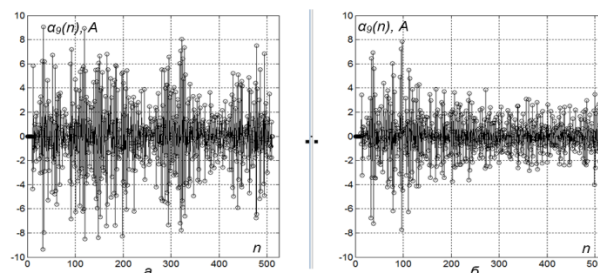


Рисунок 6 – Графік вейвлет-коефіцієнту на дев'ятому масштабному рівні за умови нормального режиму роботи комбайна (а) та заштибовки виконавчого органу (б)

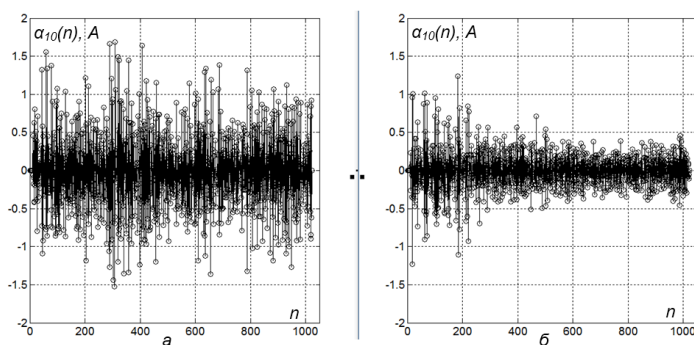


Рисунок 7 – Графік вейвлет-коефіцієнту на десятому масштабному рівні за умови нормального режиму роботи комбайна (а) та заштибовки виконавчого органу (б)

Порівнюючи розподіл значень вейвлет-коефіцієнта α_8 на рис.5,а та рис.5,б, ми можемо зробити висновок про однаковий характер коливань вейвлет-коефіцієнта α_8 як у нормальному режимі роботи, так і у режимах слабкої та значної заштибок виконавчого органу.

Зміна у часі вейвлет-коефіцієнта α_9 для нормального режиму роботи відбувається випадковим чином у діапазоні ± 10 А (рис.6,а). За умови настання режиму слабкої заштибовки (інтервал від 0 до 180 за віссю абсцис на рис.6,б) з'являються короткочасні інтервали, на яких спостерігаються коливання вейвлет-коефіцієнта α_9 у суттєво меншому діапазоні значень (від -4 до 4 А). Ці інтервали чергуються з інтервалами, де коливання вейвлет-коефіцієнта α_9 має місце у значно ширшому діапазоні ± 8 А (рис.6,б). Після настання режиму значної заштибовки виконавчого органу коливання вейвлет-коефіцієнта α_9 постійно відбуваються у меншому діапазоні значень ± 4 А (інтервал після 180 за віссю абсцис на рис.6,б). Закономірності зміни у часі вейвлет-коефіцієнта α_{10} в залежності від режимів роботи видобувного комбайна такі самі, як й у вейвлет-коефіцієнта α_9 (рис.7).

Висновки.

1. За умови вейвлет-перетворення інформативного сигналу видобувного комбайна (фазний струм статора двигуна приводу різання) на масштабних рівнях 5-7 закономірності зміни вейвлет-коефіцієнтів відображують закономірності зміни моменту опору на виконавчому органі на середньо-частотній ділянці спектру. Причому спостерігається значне розходження значень енергії коливань на цих масштабних рівнях в залежності від режимів роботи видобувного комбайна, що може бути використано для створення інформативних критеріїв для ідентифікації режимів роботи комбайна.

2. За умови вейвлет-перетворення інформативного сигналу видобувного комбайна (фазний струм статора двигуна приводу різання) на масштабних рівнях 9-10 закономірності зміни вейвлет-коефіцієнтів відображують закономірності зміни моменту опору на виконавчому органі на високо-частотній ділянці спектру. Закономірності зміни енергії коливань на цих верхніх масштабних рівнях також суттєво змінюються за умови зміни режиму роботи видобувного комбайна, що може бути використано для створення додаткових інформативних критеріїв з метою ідентифікації режимів роботи комбайна.

Бібліографічний список

1. Звіт про науково-дослідну роботу Інтелектуальні технології управління процесами гірничого виробництва в задачах енергозбереження та енергоефективності: Звіт про НДР (проміжний) / ДВНЗ "НГУ"; Керівн. В.В. Ткачов; № д.р. 0113U000402; Інв. № 0214U003224. – Д., 2013. – 124 с.
2. Стариков Б. Я. Асинхронный электропривод очистных комбайнов / Б. Я. Стариков, В. Л. Азарх, З. М. Рабинович. – М. : Недра, 1981. – 288 с.
3. Докукин А. В. Статистическая динамика горных машин / А. В. Докукин, Ю. Д. Красников, З. Я. Хургин. – М. : Машиностроение, 1978. – 239 с.
4. Бурнаев Е.В. Применение вейвлет преобразования для анализа сигналов: Учебно-методическое пособие. – М.: МФТИ, 2007. – 138 с.
5. Бубліков А.В. Експертна система нечіткого автоматичного керування видобувним комбайном як частина мехатронної системи / А.В. Бубліков // Гірничі електромеханіка та автоматика : наук.-техн. зб. – Д. : НГУ, 2016. – Вип. 97. – С. 41 – 48.

Стаття надійшла 25.07.2017 р.

УДК 546.171.1

Червонный И.Ф., Дудченко Н.В.*
Оптимизация технологии производства
гексагонального нитрида бора

Выполнен анализ технологий производства графитоподобного нитрида бора. Проведенные исследования показали возможность проведения технологического процесса получения графитоподобного нитрида бора с применением карбамидной технологии без применения дополнительных реагентов при обеспечении заданного качества готовой продукции. Шихту спекали и подвергали азотированию в индукционной печи с последующими отмывкой в горячей воде и обогащением.

Виконано аналіз технологій виробництва графитоподобного нітриду бору. Проведені дослідження показали можливість проведення технологічного процесу отримання графитоподобного нітриду бору із застосуванням карбамідної технології без застосування додаткових реагентів при забезпеченні заданої якості готової продукції. Шихту спекали і піддавали азотуванню в індукційній печі з наступними відмиванням в гарячій воді і збагаченням.

The analysis of technologies of hexagonal boron nitride production is carried out. The conducted researches show realization possibility of technological process of hexagonal boron nitride preparation using carbamide technology without application of additional reagents at providing the set quality of the finished products. Charge was burned and nitrided in an induction stove with subsequent washing in hot water and enrichment

Введение. Технология гексагонального нитрида бора основана на реакции взаимодействия элементарного бора или его окиси с азотом. Первая работа по получению нитрида бора была опубликована Бальменом в 1842 г. (Balmain William Henry, преподавателем химии института механики г. Ливерпуля, Великобритания) и растиражирована в других журналах [1-3]. Бальмену по праву принадлежит право первооткрывателя соединений бора и кремния с азотом – нитрид бора и нитрид кремния, как отмечается в работах [4,5].

Гексагональный нитрид бора применяется в промышленности, благодаря широкому спектру своих физико-химических характеристик. По данным [6-12] мировое производство борной продукции в 2016 г. составило более 9,0 млн. т, рис. 1

Значительное увеличение производства бора в 2015 и 2016 гг. обусловлено активизацией деятельности промышленности Турции. Как видно из рисунка, мировое производство азота и бора сопровождается достаточно хорошей устойчивостью, несмотря на экономический кризис в 2008-2010 гг. Умеренное восстановление экономики в 2010 г. обеспечило устойчивый рост производства и потребления бора. Прогнозировалось, что в ближайшие годы потребление боратов возрастет

за счет повышения спроса на азиатском и южноамериканском рынках сельскохозяйственных товаров, керамики и стекла. В частности, со стороны мирового производства стекловолокна в период по 2013 г. ожидалось ежегодное 7%-ное увеличение потребления бора, обусловленное ростом его использования в Китае на 19% в год. Как ожидалось, несколько изменится отраслевая структура спроса на бораты, что выразится в незначительном смещении от производства мыла и моющих средств к стекольной и керамической отраслям промышленности. Наиболее важные коммерческие борсодержащие минералы приведены в табл.1 [13]. Распределение основных мировых производителей бора и его производных по регионам представлено на рис. 2 [6].

Лидирующий американский производитель бора открытым способом осуществлял добычу боратовых руд, содержащих буру (тинкал) и кернит, и эксплуатировал связанные с ними заводы по выпуску соединений бора. Кернит использовался для производства борной кислоты, а тинкал - как сырье для получения бората натрия. Другая компания производила бораты из рапы, которая извлекалась с использованием технологии добычи соляных растворов.

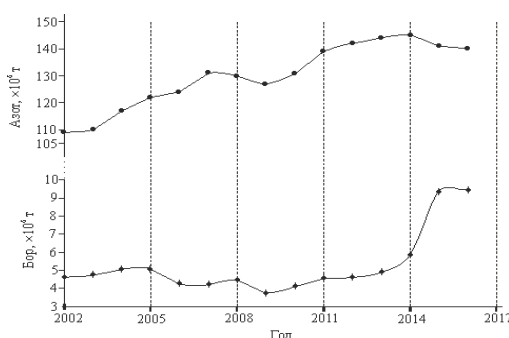


Рисунок 1 - Мировое производство азота и бора, включая и его соединения

*Дудченко Наталья Владимировна, аспирант ЗГИА,
 Червонный Иван Федорович, д.т.н., профессор.
 Рецензент Иванова Людмила Харитоновна, профессор НМетАУ, д.т.н.

Таблица 1 - Перечень основных борсодержащих минералов, используемых для производства бора

Минерал	Химическая формула	Содержание B_2O_3 , вес. %
Борацил - Boracite (stassfurtite)	$Mg_3B_7O_{13}Cl$	62,2
Борат кальция - Colemanite	$Ca_2B_6O_{11} \cdot 5H_2O$	50,8
Датолит - Datolite	$CaBSiO_4OH$	24,9
Гидроборацил - Hydroboracite	$CaMgB_6O_{11} \cdot 6H_2O$	50,5
Кернит - Kernite (rasorite)	$Na_2B_4O_7 \cdot 4H_2O$	51,0
Прайсейт (пандермит) - Priceite (pandennite)	$CaB_{10}O_{19} \cdot 7H_2O$	49,8
Пробертит - Probertite (kramelite)	$NaCaB_3O_9 \cdot 5H_2O$	49,6
Борная кислота - Sassolite (natural boric acid)	H_3BO_3	56,3
Ссайбелиит - Szaibelyite (ascharite)	$MgBO_2OH$	41,4
Бура (тетраборат натрия) - Tincal (natural borax)	$Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$	36,5
Бура (пентагидрат) - Tincalconite (mohavite)	$Na_2B_4O_7 \cdot 5H_2O$	47,8
Улексит - Ulexite (boronatocalcite)	$NaCaB_5O_9 \cdot 8H_2O$	43,0

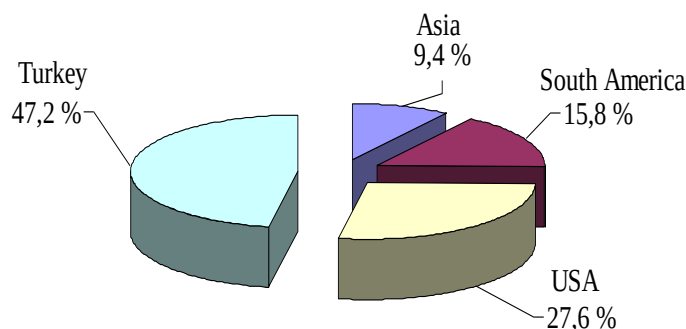


Рисунок 2 - Распределение производства борной продукции по регионам мира

В настоящее время известны три модификации нитрида бора [4, 5]:

- гексагональная (α -BN) или белый графит, белая сажа - белый, похожий на тальк порошок, имеет гексагональную, графитоподобную кристаллическую структуру; применяется в качестве полупроводникового материала, твердой высокотемпературной смазки, огнеупорного материала и др.;

- кубическая (β -BN) с кристаллической решеткой типа сфалерита, подобная алмазу: эльбор, боразон, кубонит, кингсонгит; кубическая модификация обладает высокой твердостью и применяется в качестве абразивного материала, является хорошим изолятором и др.;

- плотная гексагональная (γ -BN) с кристаллической решеткой типа вюрцита, ромбоэдрическая модификация γ -BN обнаружена наряду с гексагональной при получении нитрида бора взаимодействием бората натрия с цианистым калием.

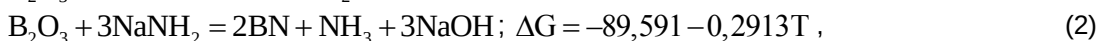
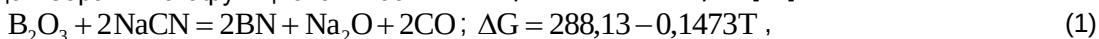
Нитрид бора также может существовать в виде разнообразных аморфных модификаций, а также нанотрубок.

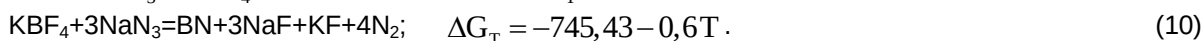
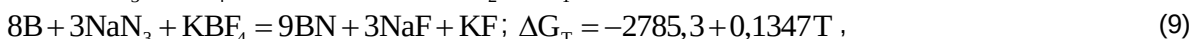
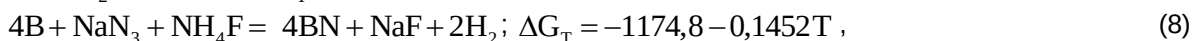
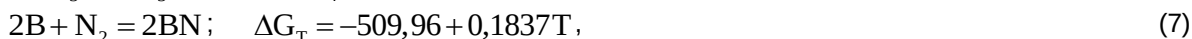
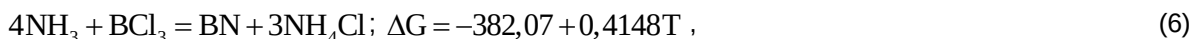
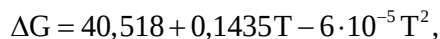
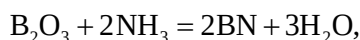
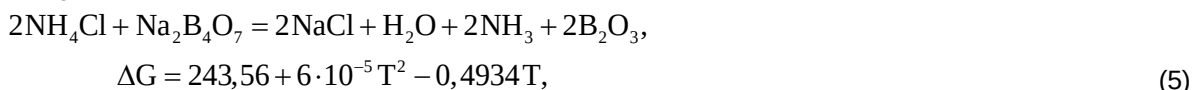
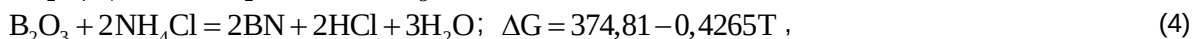
Основным применением гексагонального нитрида бора является изготовление сверхтвердых материалов [14] в виде кубического и вюрцитоподобного нитридов бора. Многофункциональность

гексагонального нитрида бора обеспечивает его использование во многих отраслях промышленности:

- при изготовлении огнеупорных материалов;
- для напыления на металлические поверхности;
- для синтеза сверхтвердых абразивных материалов;
- при производстве высокотемпературных антикоррозионных покрытий в цветной металлургии;
- в ядерной энергетике в качестве поглотителя нейтронов в реакторах;
- в авиационной технике;
- при переработке нефти;
- в изделиях высокотемпературной техники;
- при получении высокочистых металлов.

Анализ литературных данных. При изготовлении нитрида бора применяются различные технологии, включающие обработку исходного борного продукта цианидами натрия, калия, кальция, аммиаком или амидами, взаимодействие хлорида бора и водорода с аммиаком, плазмохимическую азотную обработку аморфного бора, самораспространяющийся высокотемпературный синтез и обработку галоидных солей бора азидами натрия [15]





Графическая зависимость изменения изобарно-изотермического потенциала Гиббса от температуры приведена на рис. 3. Как видно из рисунка, наиболее предпочтительными реакциями для получения нитрида бора являются реакции (8)-(10), основанные на использовании азидной технологии. При этом следует отметить, что выбор той или иной технологии для проведения промышленного процесса во многом зависит от выбора технологического оборудования и качества исходного материала для последующей обработки. Одним из методов получения графитоподобного нитрида бора является способ получения в режиме самораспространяющегося высокотемпературного синтеза [16, 17]. В этом способе приготавливают шихту, состоящую из оксида бора и оксида магния в количестве 10...20 мас. %, которую загружают в реактор, наполненный азотом. Термообработку шихты в реакторе проводят под давление 8...10 МПа при инициировании режима горения. В этом процессе авторами используется дополнительная добавка в виде щавелевой кислоты, мочевины, фторида аммо-

ния, хлорида аммония или углерод, взятой в количестве до 10 мас.%. После проведения процесса горения реактор охлаждают. Продукт реакции измельчается и обрабатывается горячей водой для удаления примесей и дополнительных добавок. После обработки горячей водой продукты реакции разделяют и сушат.

В работе [18] описан способ с применением режима самораспространяющегося высокотемпературного синтеза для получения графитоподобного нитрида бора – способ с применением азидов натрия (азидный процесс). Авторами выполнены детальные исследования процесса по реакциям (8) и (9) с рассмотрением механизма образования нитрида бора. В условиях высоких температур галоидная соль и азид натрия, которые присутствуют в исходной шихте, разлагаются и образовавшийся азот реагирует с бором с образованием нитрида бора. Этот способ позволяет достичь высокой производительности при минимальных энергетических затратах. Для проведения процесса авторами были выбраны следующие реакции

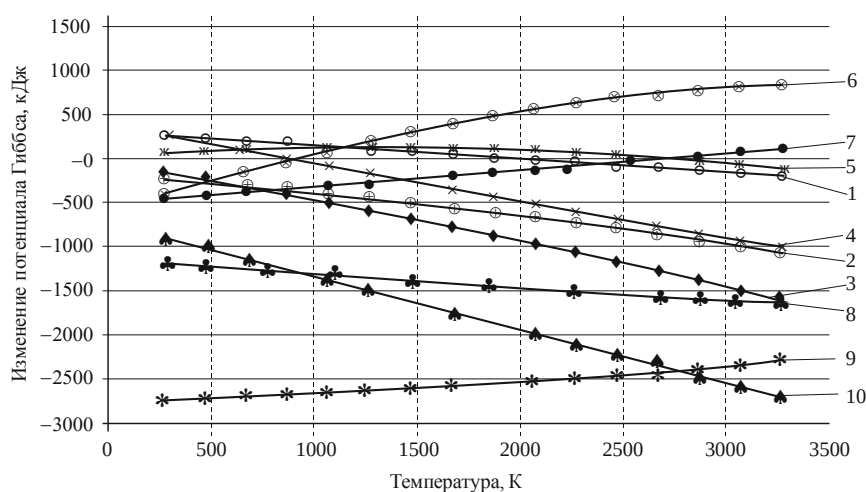
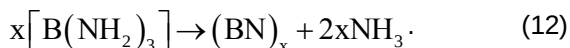
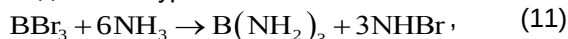


Рисунок 3 - Зависимость потенциала Гиббса от температуры для реакций (1)-(10). Номера зависимости соответствуют номеру реакции

В работе [19] приводится описание экспериментов по получению нитрида бора при взаимно-

действию бромида бора и аммиака. Для проведения процесса проводили разложение (аммоно-

лиз) бромиды в жидком аммиаке. При подъеме температуры до комнатной образовавшийся избыток аммиака испарялся. После этого температуру поднимали до 750 °С, при этом остаток шихты в атмосфере азота превращался в нитрид бора. Примерный химизм процесса приведен ниже приведенными уравнениями



Авторами работ [20-22] было установлено, что в результате реакции в режиме горения галоидная соль и азид натрия разлагаются и активный азот вступает в реакцию с бором с образованием графитоподобного нитрида бора. Такой процесс обеспечивает непосредственное участие промежуточных продуктов в образовании заданного продукта. Было также установлено, что наиболее эффективным является процесс с применением смеси $\text{NH}_4\text{BF}_4 + 4\text{NaN}_3$. Развитием известных методов получения графитоподобного нитрида бора является карбамидный процесс [23]. В этом способе в качестве азотсодержащего компонента использовали карбамид – $(\text{NH}_2)_2\text{CO}$. Для увеличения эффективности реакции авторы применили добавку в виде смеси порошка графита и нитрида бора в количестве 0,9...1,0 мас.% с размером частиц менее 300 мкм. Эта добавка обеспечивает рост кристаллов по всему объему реактора и образование нитрида бора с графитоподобной структурой. В таком процессе азотирование шихты проводят при температурах 1810...1850 °С, что обеспечивает возможность получения графитоподобного нитрида бора с приемлемой себе-

стоимостью. Способ включает нагрев исходной смеси борной кислоты и карбамида до температуры 400 °С и получение спека. После этого производят высокотемпературное азотирование спека в токе азота. При этом способ предусматривает подготовку двух партий смесей, которые отдельно обрабатывают, после чего обе партии смешивают и проводят высокотемпературное азотирование. Для улучшения формирования структуры конечного продукта авторы предусматривают добавку смеси порошка графита и нитрида бора, что обеспечивает рост кристаллов по всему объему реактора. Кафедрой технологии электротермических и плазмохимических производств Санкт-Петербургского Государственного Технологического института (Технический университет) предложена двухэтапная схема процесса получения гексагонального нитрида бора, рис. 4 [24]. На первом этапе предусматривается синтез аморфного или турбогранульного нитрида бора. На этом этапе создают исходную смесь борной кислоты и карбамида и подвергают ее спеканию в вакуумной печи. Полученный спёк подвергают аморфизации в реакторе с участием азота и метана. На втором этапе аморфный нитрид бора направляется на перекристаллизацию и термоочистку в специальной печи, где процесс проводят в токе азота. В соответствии с результатами исследований, авторы установили, что создание двухэтапного процесса позволяет подобрать технологические режимы, которые обеспечивают достаточно высокую точность получения заданной степени совершенства структуры получаемого гексагонального нитрида бора.

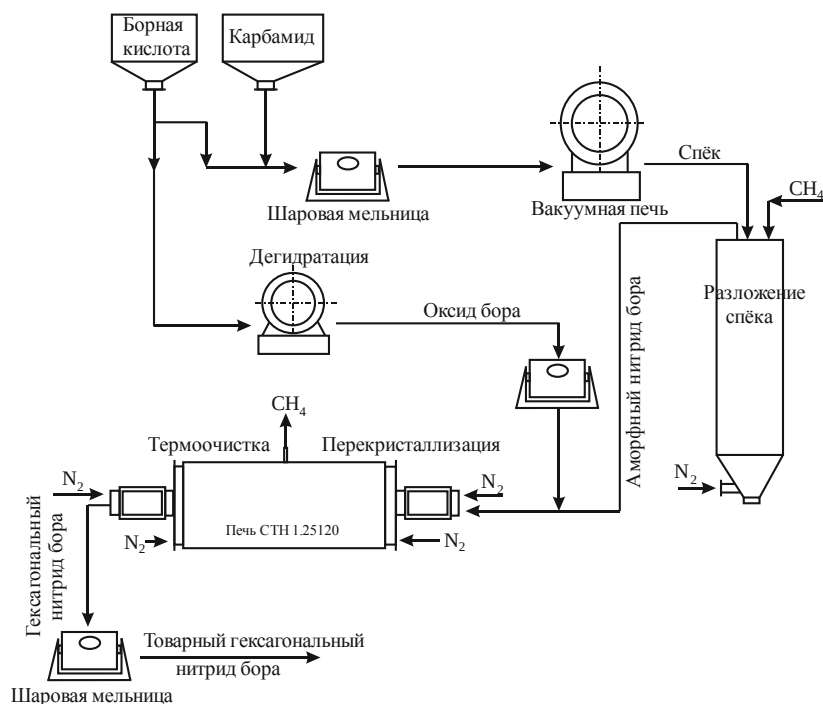


Рисунок 4 - Двухэтапная схема получения гексагонального нитрида бора

Анализ многочисленных работ показал, что авторами не проводились исследования технологии нитрида бора по прямой схеме, т.е. исключением из шихты графитовой добавки.

По нашему мнению целесообразно провести опробование оптимизированной технологической линии с исключением из шихты графитовой добавки, что и является задачей настоящих исследований.

В то же время применение графита в качестве ингредиента технологической смеси затрудняет процесс роста кристаллов и приводит к поступлению нежелательных примесей в кристаллическую решетку нитрида бора.

Выполнение исследований. Целью проведения исследований являлось оптимизация технологического процесса получения гексагонального нитрида бора путем исключения графитового порошка из состава шихты для проведения реакционного процесса и устранение поступления примесей в кристаллическую решетку конечного продукта. Для достижения поставленной цели необходимо было решить следующие основные задачи:

1. Оптимизировать подготовку исходной шихты и технологический режим ее обработки.

2. Провести обогащение обработанной шихты для повышения выхода в годный продукт.

Были проведены эксперименты по оптимизации карбамидного процесса за счет устранения графита из реакционного процесса. Для этого подготавливали шихту, состоящую из смеси борной кислоты и карбамида и прокаливали ее при температуре 300...350 °С в муфельной печи, рис. 5. На первом этапе предусматривается синтез аморфного или турбогранного нитрида бора. На этом этапе создают исходную смесь борной кислоты и карбамида и подвергают ее спеканию в вакуумной печи. Полученный спёк подвергают аморфизации в реакторе с участием азота и метана. На втором этапе аморфный нитрид бора направляется на перекристаллизацию и термоочистку в специальную печь, где процесс проводят в токе азота. В соответствии с результатами исследований, авторами установлено, что создание двухэтапного процесса позволяет подобрать технологические режимы, которые обеспечивают достаточно высокую точность получения заданной степени совершенства структуры получаемого гексагонального нитрида бора.

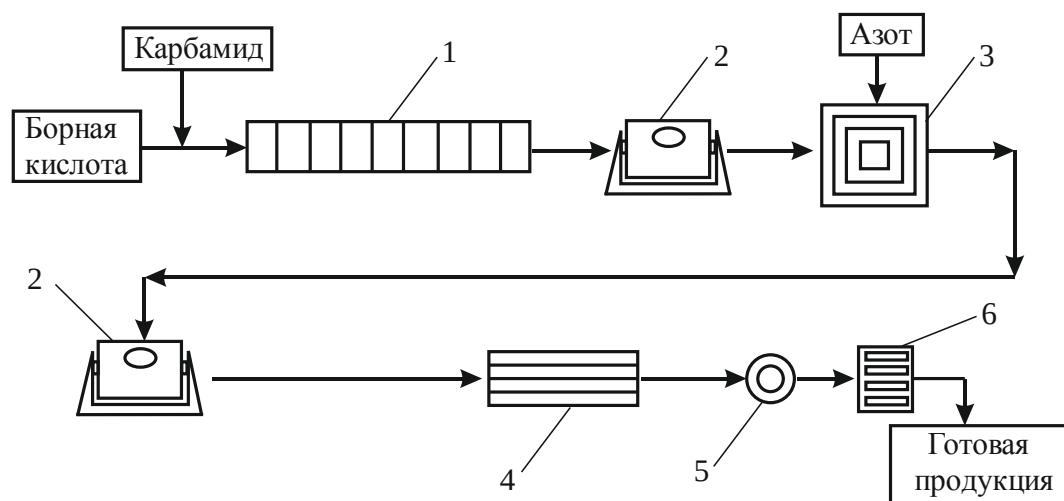


Рисунок 5 - Схема производства гексагонального нитрида бора: 1 – муфельная печь; 2 – мельница; 3 – индукционная печь; 4 – аппарат для обогащения; 5 – вакуум-фильтр; 6 – сушильный шкаф

Полученный в муфельной печи спек измельчали на мельнице 2. Измельченную фракцию направляли в индукционную печь 3, а затем азотировали в индукционной печи. Азот (ДСТУ ГОСТ 9293:2009) в индукционную печь подавали испаренный из жидкого состояния в специальной испарительной установке. Азотирование в индукционной печи проводили при температуре 1700...1800 °С, после чего полученный продукт измельчали на мельнице 2. Графитоподобный нитрид бора, полученный в индукционной печи, содержал борный ангидрид. Для доведения нитрида бора до соответствия требованиям технических условий производили его отмывку от борно-

го ангидрида в горячей воде в аппарате для обогащения 4. Для повышенного качества графитоподобной марки нитрид бора дополнительно промывали в щавелевой кислоте или спиртом. Полученную суспензию разделяли вакуум-фильтром 5. На заключительном этапе полученный продукт просушивали в сушильном шкафу 6 и рассевали по заданным фракциям. В результате проведенных исследований достигнуто увеличение выхода продукта по всем элементам технологической цепочки и повышение выхода готовой продукции на 10 %. Результаты исследований приведены в табл. 1.

Таблица 1 - Химический состав и физико-механические показатели качества нитрида бора

Наименование показателей	Нитрид бора графитоподобный
Массовая доля нитрида бора (BN), %	98,2
Массовая доля оксида бора (B_2O_3), %	0,2
Массовая доля карбида бора (B_4C), %	0,2
Индекс графитации, G	1,3
Насыпная плотность, г/см ³	0,40
Массовая доля нитрида бора, прошедшего через сито с сеткой номинальным размером ячейки 100 мкм, %	95

Как видно из приведенных данных, массовая доля нитрида бора равна 98,2 %, а массовая доля нитрида бора, прошедшего через сито с сеткой номинальным размером ячейки 100 мкм, % составила 95 %, что является достаточно хорошим показателем для величины себестоимости продукции.

Выводы. Оптимизация подготовки исходной шихты и технологического режима ее обработки за счет исключения графита из шихтовой массы позволил увеличить выход продукта по всем

элементам технологической цепочки. Введение операции отмывки нитрида бора в горячей воде от борного ангидрида с включением промывки в щавелевой кислоте и сушки позволило достигнуть увеличение выхода в готовую продукцию на 10 %. Выполненные исследования показали возможность проведения технологического процесса получения графитоподобного нитрида бора с применением карбамидной технологии без применения дополнительных реагентов при обеспечении заданного качества готовой продукции.

Библиографический список

- Balmain, W.H. Observations on the Formation of Compounds of Boron and Silicon with Nitrogen and certain Metals [Электронный ресурс] / W.H. Balmain // London, Edinburgh and Dublin philosophical magazine and journal of science, 1842. - Vol. 21. - P. 270-277. Режим доступа: http://zs.thulb.uni-jena.de/rsc/viewer/jportal.derivate_00164629/PMS_1842_Bd21_%200001.tif?logicalDiv=jportal_jpvol_ume_00057994. Выборка 15.07.2017.
- Balmain, W.H. Observation on the formation of compounds of boron and silicon with nitrogen and certain metals [Текст] / W.H. Balmain // J. Prakt. Chem., 1842, 27. - P. 422.
- Balmain, W.H. Observation on the formation of compounds of boron and silicon with nitrogen and certain metals [Текст] / W.H. Balmain // Philos. Mag., 1842, 21. - P. 170.
- Самсонов, Г. В. Получение и методы анализа нитридов [Текст] / Г. В. Самсонов, О. П. Кулик, В. С. Полищук // К., Наукова думка, 1978. - 320 с. – Библиогр.: с. 286-315. - 1000 экз. – ISBN отсутствует.
- Полубелова, А. С. Производство абразивных материалов [Текст] / А.С. Полубелова, В. Н. Крылов, В. В. Карлин, И. С. Ефимова; под ред. В. Н. Крылова // Л.: Машиностроение, 1968. - 180 стр. - Библиогр.: с. 176-177. - 6600 экз. – ISBN отсутствует.
- Boron Production [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.boren.gov.tr/en/boron/production-of-boron>. Выборка 20.07.2017.
- World Boron Producing Countries [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.mapsofworld.com/minerals/world-boron-producers.html>. Выборка 20.07.2017.
- Boron. Advance Release [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/commodity/boron/myb1-2010-boron.pdf>. Выборка 21.07.2017.
- 2006 Minerals Yearbook. Boron [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/commodity/boron/myb1-2006-boron.pdf>. Выборка 21.07.2017.
- By Phyllis A. Lyday. Boron [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/commodity/boron/boromyb02.pdf>. Выборка 25.07.2017.
- Boron Statistics and Information [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/commodity/boron/index.html#myb>. Выборка 25.07.2017.
- Mineral commodity summaries 2017 [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/mcs/2017/mcs2017.pdf>. Выборка 25.07.2017.
- Robert D. Crangle, Jr. Boron [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/commodity/boron/myb1-2015-boron.pdf>. Выборка 28.07.2017.

14. Никифоров, И. П. Состояние и перспективы производства абразивных материалов [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://pskgu.ru/projects/pqu/storage/wt/wt153/wt153_10.pdf. Выборка 20.07.2017.
15. Сафаева Д. Р., Титова Ю. В. Анализ традиционных методов получения нитрида бора [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://www.rusnauka.com/3_ANR_2013/Chimia/5_125198.doc.htm. Выборка 20.07.2017.
16. Пат. RU 2163562. Способ получения графитоподобного нитрида бора. МПК C01B21/064 [Текст] / Боровинская И. П., Мержанов А. Г., Хуртина Г. Г.; заявитель и патентообладатель Институт структурной макрокинетики и проблем материаловедения РАН. – № 9114720/12; заявл. 07.07.1999; опубл. 27.02.2001.
17. Ertug, B. Powder Preparation, Properties and Industrial Applications of Hexagonal Boron Nitride [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://cdn.intechopen.com/pdfs-wm/42532.pdf> doi: 10.5772/53325. Выборка 20.07.2017.
18. Халиуллина, Е. В. Получение порошка нитрида бора по азидной технологии CBC [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://journal.ru/wp-content/uploads/2015/09/haliulina_01_08.2015.pdf. Выборка 20.07.2017.
19. Ниденцу, К. Химия боразотных соединений [Текст] / К. Ниденцу, Дж. Давсон; пер. с англ. В. В. Захарова, под ред. доктора хим. наук А. Ф. Жигача // М. : Мир, 1968. – 238 с. – Библиогр.: по главам. – тираж отсутствует. - ISBN отсутствует.
20. Курдюмов, А. В. Закономерности структурообразования при карбамидном синтезе нанокристаллического графитоподобного нитрида бора [Текст] / А. В. Курдюмов, Т. С. Бартницкая, В. И. Ляшенко, В. Ф. Бритун, Т. Р. Балан, С. Н. Громыко, А. И. Даниленко и др. // Порошковая металлургия. – 2005. – Т. 11, № 12. – С. 88–97.
21. Пат. RU 2130336. Способ получения графитоподобного нитрида бора. МПК B01J3/06 [Текст] / Боровинская И. П., Вершинников В. И., Мержанов А. Г.; заявитель и патентообладатель «Институт структурной макрокинетики РАН (ИСМАН)». – № 98103620/25; заявл. 20.02.1998; опубл. 20.05.1999.
22. Пат. RU 2478077. Способ получения растворимого гексагонального нитрида бора МПК B82B 3/00 [Текст] / Назаров А. С., Демин В. Н., Федоров В. Е.; заявитель и патентообладатель «Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт неорганической химии им. А. В. Николаева Сибирского отделения Российской академии наук (ИНХ СО РАН)». – № 2011117429/05; заявл. 29.04.2011; опубл. 27.03.2013, Бюл. № 9.
23. Пат. RU 2266865. Способ получения нитрида бора. МПК C01B21/064 [Текст] / Нечепуренко А. С., Сорокин И. Н., Ласыченков Ю. Я., Самунь С. В., Бекетов В. А.; заявитель и патентообладатель Федеральное Государственное унитарное предприятие «Уральский научно-исследовательский химический институт с опытным заводом». – № 2004135602/15; заявл. 06.02.2004; опубл. 27.12.2004, Бюл. № 36.
24. Технология гексагонального графитоподобного нитрида бора [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://borey-i.narod.ru/Technol/technol-hBN.rus.html>. Выборка 20.07.2017.

Статья поступила 26.05.2017г.

УДК 65.007.004

Иващенко В.П., Кармазина Л.Л., Динник Ю.А.*

Подход к формализации процессов управления IT проектом на базе виртуального офиса

Описан подход к формализации процессов управления IT-проектом на базе виртуального офиса и разработан для адаптации команды проекта к виртуальному пространству путем применения современных инструментов и технологий.

The approach to formalizing the management processes of an IT project is described, which is based on a virtual office, designed to adapt a project team to a virtual space by studying and applying modern tools and technologies.

У статті описується підхід до формалізації процесів управління IT-проектом на базі віртуального офісу, зроблена для адаптації команди проекту до віртуального простору шляхом вивчення і застосування сучасних інструментів і технологій.

Введение. Современная глобализация, среди характеристик которой является создание единого мирового информационного пространства, растущее значение информации, новых технологий, инноваций, знаний, рост слоя транснациональных предприятий, создание транснациональной экономической дипломатии и т.д. [1], указывает на стремительные изменения в мировой экономике, что требует рассмотрения ряда проблем, связанных с ведением бизнеса в условиях глобализации. Такие изменения в мировой экономике требуют новых подходов к ведению бизнеса. Одним из подходов предполагает реализацию коммерческой деятельности с использованием методологии управления проектами, что в большей мере обеспечивает успех и эффективность деятельности таких организаций [2; 3].

Работа в виртуальном пространстве представляет финансовые и производственные преимущества благодаря повышенной гибкости, сокращению затрат и времени, что подтверждается следующими данными, где указано, что категория «бизнес» имеет самую большую долю среди других категорий ресурсов Интернет [4]. Но наряду с множеством преимуществ отсутствие физической структуры и географическое рассредоточение проектной команды порождает ряд проблем в ее работе [5, с. 48].

2. Постановка проблемы в общем виде и анализ последних исследований и публикаций.

Современная глобализация, высокие достижения в развитии информационных и коммуникационных технологий способствуют стремительному развитию виртуальных организаций, виртуальных проектных офисов, различных виртуальных проектных команд.

Глобальное присутствие виртуальной проектно-ориентированной организации означает то, что участники команды проекта географически рассредоточены, и имеют различные организационные и национальные культуры. Глобальные проектно-ориентированные организации могут порождать нестабильность команды, т.к. раз-

личные знания и навыки применяются для решения проектных проблем.

О возрастающем давлении конкуренции, появлении гибких структур и сокращающихся жизненных циклов продуктов акцентируется внимание в ряде работ, посвященных проектному менеджменту [6, с. 12; 7, с. 23; 8, с. 14; 9, с. 23], где утверждается, что для решения данных проблем необходимо адаптироваться к этим условиям. Организации должны становиться более продуктивными, эффективными, а также постоянно проводить рационализацию своей деятельности. Этого можно добиться с помощью эффективного управления проектами.

Главной особенностью современной глобализации является возможность осуществлять проекты «вне пространства» и в реальном времени благодаря Интернету.

Исследователи в области виртуальных организаций М. Уорнер и М. Витцель утверждают, что «гибкость виртуальных организаций многими воспринимается как нестабильность, и это может создавать препятствия». Они выделяют следующие проблемы, которые порождаются вследствие гибкости виртуальных организаций, - это проблемы контроля и подотчетности, неумение персонала контактировать в сетях, что ведет к срыву планов [5, с. 48-57].

Постановка задачи и изложение основного материала исследования. Среди множества различных типов виртуальных команд выделяют проектные команды, разрабатывающие программные продукты. Реализация таких проектов на базе виртуального офиса – это сложный процесс, который требует детальной формализации. Многие процессы, которые существуют неформально в физическом пространстве, должны быть формализованы в виртуальном пространстве.

Задача исследования состоит в разработке подхода к формализации процессов управления IT-проектом на базе виртуального офиса.

Виртуальной командой данного проекта вы-

*Иващенко Валерий Петрович, проректор НМетАУ, д.т.н., профессор,
Кармазина Лилия Леонидовна, доцент НМетАУ, к.т.н.,
Динник Юлия Александровна, доцент НМетАУ, к.т.н.
Рецензент Кадильникова Татьяна Михайловна, зав.каф.НМетАУ, д.т.н., профессор.

ступает группа людей, включающая в себя заказчика, поставщика и исполнителей проекта во главе с проектным менеджером, которые расположены в разных точках мира. Данная команда объединилась в организацию с целью реализации программных проектов, что вполне осуществимо с помощью множества информационных технологий, которые обеспечивают работу виртуальной организации.

Процесс реализации проектов на базе виртуального офиса с помощью специальных технологий требует детальной формализации. Многие процессы, которые существуют неформально в физическом пространстве, должны быть формализованы в виртуальном пространстве.

Детально рассмотрим все фазы проекта на примере реализации программного продукта с

точки зрения виртуального окружения. Данный проект состоит из четырех традиционных фаз: инициализации, планирования, разработки и завершения. Еще может присутствовать пятая постпроектная фаза – фаза технической поддержки (это зависит от контракта). Жизненный цикл программного продукта включает в себя все выше перечисленные фазы, где присутствует еще одна фаза – фаза эксплуатации [10]. Т.к. мы рассматриваем жизненный цикл проекта, то данная фаза исключается из рассмотрения. В [10] фазы определяются как процессы жизненного цикла программного продукта: 1) процесс заказа; 2) процесс поставки; 3) процесс разработки; 4) процесс эксплуатации; 5) процесс сопровождения (рис.1).

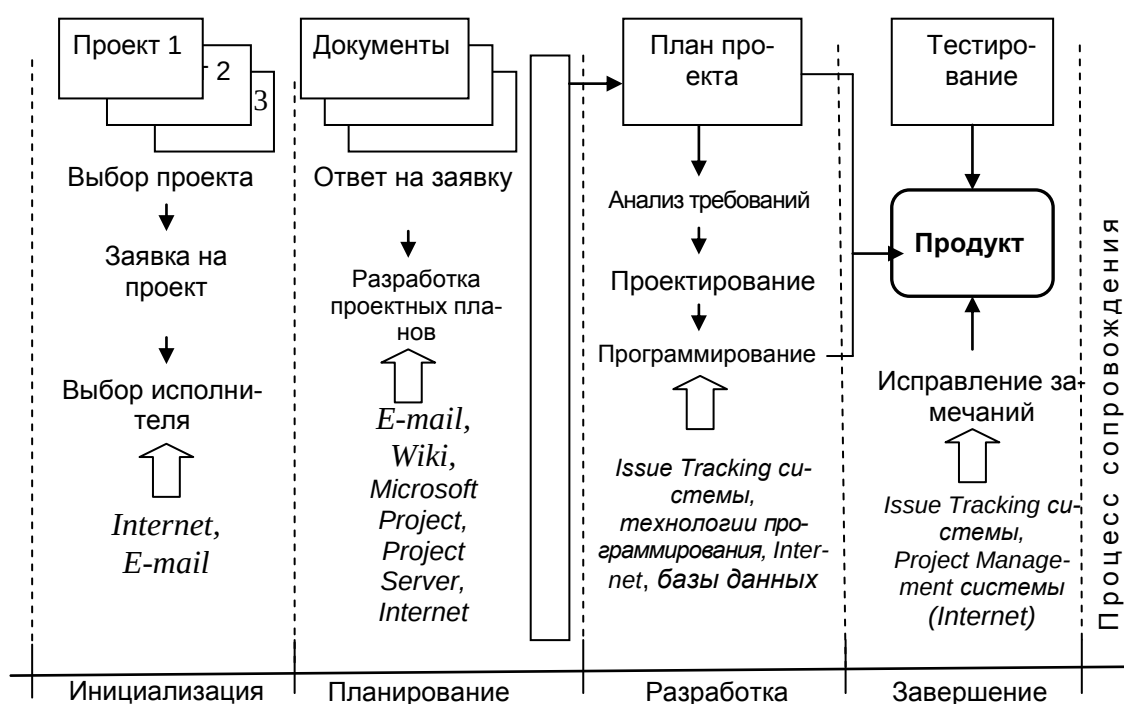


Рисунок 1 - Формализованные процессы управления IT-проектом на базе виртуального офиса

Каждая фаза проекта сопровождается специальными технологиями для его реализации в виртуальном пространстве. Опишем более подробно отдельную фазу, детализируя работы и технологии, которые поддерживают их реализацию в виртуальном окружении.

Фаза инициализации включает в себя работы, выполняемые заказчиком: определение потребностей заказчика в программном продукте, подготовка и выпуск заявки на подряд, выбор исполнителя. Реализация данных работ осуществляется с помощью самых распространенных технологий – Интернет, электронной почты.

Фаза планирования содержит работы, выполняемые исполнителем проекта (командой проекта): подготовка предложения в ответ на заявку на подряд, присланную заказчиком, или подписание договора о вступлении с заказчиком в договор-

ные отношения по поставке программного продукта (электронная почта), определение процедур и ресурсов для управления и обеспечения проекта, включая разработку проектных планов (Wiki, Microsoft Project, Project Server, Internet).

Фаза разработки состоит из работ, выполняемых исполнителем: анализ требований, проектирование, программирование - написание тестов, кодирование (технологии программирования, Интернет, Issue Tracking системы (системы контроля изменений)).

Фаза завершения содержит работы, которые принадлежат исполнителю: сборка, тестирование, ввод в действие и приемка программного продукта (система контроля изменений (Issue Tracking система), которая работает в сети Интернет или Инtranет, а также электронная почта, служит для оповещения об изменениях, назна-

ченных для выполнения тому или иному участнику проекта).

Фаза технической поддержки / процесс сопровождения включает в себя работы, выполняемые персоналом сопровождения (модернизация программного продукта, настройка). Для осуществления работ по данной фазе используются некоторые технологии выше перечисленных фаз: система контроля изменений (служит для фиксации, направлении администратору изменений, запланированных заказчиком для развития и модернизации системы (Интернет, Интранет, электронная почта)).

Список предложенных технологий для функционирования виртуального офиса проекта не является исчерпывающим. В настоящее время на рынке информационных технологий предлагается множество различных Project Management и Issue Tracking систем (BUGS - the Bug Genie [11], Bugzilla [12], eTraxis [13], GNATS, Launchpad, Mantis bug tracking system, Trac и др.), которые позволяют управлять IT-проектами, вести учет задач, ошибок и изменений. Одни системы имеют простой функционал, который ограничивается учетом ошибок и отслеживанием их статуса. Более сложные системы позволяют строить различные графики по проектным рисками, осуществлять сложный поиск по проектной документации т.д. [14].

Одним из самых важных этапов реализации IT-проекта является анализ требований к продукту, который выполняется бизнес-аналитиком совместно с ответственным за качество кода. Выполняется работа по определению требований к системе. Это должно выполняться заранее и как можно более точно.

Технология анализа должна включать проверку требований на удовлетворение следующим критериям:

- Полнота. Набор требований считается полным, если все его составные части предоставлены и каждая часть выполнена в полном объеме. При проверке на полноту нужно следить, чтобы требования не содержали неопределенных выражений вроде "и так далее", "подлежит определению", а также не ссылались на несуществующие средства и документы.

- Однозначность. Каждое требование должно допускать единственное толкование.

- Непротиворечивость. Требования не должны противоречить друг другу явно или неявно. Если избежать противоречий не удастся, расставить приоритеты.

- Прослеживаемость. Требования должны быть уникально идентифицируемы.

- Осуществимость. Разрабатываемая система должна быть экономически осуществимой, надежной, удобной в эксплуатации и сопровождении.

- Контролепригодность. Каждое требование должно быть измеряемым или поддаваться количественному определению.

Если предоставленная система требований не удовлетворяет указанным требованиям, расспрашивать клиента до тех пор, пока не станет удовлетворять.

Контроль требований после их внесения осуществляет ответственный по контролю качества.

При несоответствии требования указанным критериям должен быть отправлен запрос на уточнение (вопрос через системы Issue Tracking в контексте требования). У бизнес-аналитика должен быть прямой контакт с клиентом.

В управлении IT-проектами системы контроля изменений могут использоваться для получения отчетов, показывающих продуктивность исполнителей при исправлении ошибок и реализации изменений.

Для обеспечения контроля эффективности управления изменениями предлагается проводить анализ следующих ключевых показателей результативности:

- длина очереди актуальных изменений;
- число запросов на изменения: отклоненных и принятых;
- число проведенных изменений за период в различной разбивке и в динамике;
- классификация изменений по их важности;
- классификация изменений по их серьезности;
- классификация причин изменений;
- число успешных изменений;
- число неудачных изменений с разбивкой по причинам;
- число рассмотренных и внедренных изменений;
- время, потраченное на реализацию изменений.

Анализ ключевых показателей результативности позволит сделать выводы по предварительной работе бизнес-аналитика с заказчиком, и в дальнейшем скорректировать деятельность команды проекта и повысить эффективность ее работы.

Выводы и перспективы дальнейших исследований в данном направлении. В статье была подробно описана каждая отдельная фаза IT-проекта, детализируя работы и технологии, которые поддерживают их реализацию в виртуальном окружении.

В ходе исследования были изучены и проанализированы современные технологии, обеспечивающие управление IT-проектами на базе виртуального офиса. Некоторые из них были предложены для формализации процессов проекта в виртуальном пространстве.

Но остается открытым вопрос контроля эффективности управления изменениями, т.к. каждая ошибка/изменение имеет разную степень серьезности влияния на результат проекта.

Библиографический список

1. Гольдштейн. Я. Глобальный стратегический инновационный менеджмент [Электронный ресурс] / Я. Гольдштейн. – URL: <http://www.aup.ru/books/m61/1/htm/> (дата звернения: 19.07.2017).
2. Решке Х. Мир управления проектами. Основы. Методы. Организация. Применение. / Х. Решке, Х. Шелле. М., 2004. - 304 с.
3. Мазур И. И. Управление проектами: Учебное пособие / И. И. Мазур, В. Д. Шапиро, Н. Г. Ольдерогге. – 2-е изд. – М. : Омега-Л, 2009. – 664 с.
4. Интернет технологии в образовании. Интернет в цифрах и фактах [Электронный ресурс] – URL : http://www.curator.ru/news/news_101.html/ (дата звернения: 21.07.2017).
5. Уорнер М. Виртуальные организации. Новые формы ведения бизнеса в XXI веке / М. Уорнер, М. Витцель / Пер. с англ. - М. : Добрая книга, 2013. -296 с.
6. Литке, Ханс-Д. Управление проектами / Ханс-Д. Литке и Илонка Кунов; [пер. с нем. М.Э. Реш]. – М. : Изд-во Омега-Л, 2009. – 144 с.
7. Грегори М. Хорин. Моя первая книга об управлении проектами / Грегори М. Хорин; [пер. с англ. Ю.Н. Скороход]. – М. : Эксмо, 2008. – 304 с.
8. Пайпе С. Проектный менеджмент. Ускоренный курс / С. Пайпе. ; пер. с нем. А. М. Либман. – М. : Издательство «Дело и Сервис», 2007. – 192 с.
9. Верзух Э. Управление проектами: ускоренный курс по программе MBA / Эрик Верзух ; пер. с англ. – М. : ООО «И.Д. Вильямс», 2007. – 480 с.
10. ГОСТ Р ИСО/МЭК 12207-99. Процессы жизненного цикла программных средств [Электронный ресурс]. - URL: <http://www.iso.staratel.com/InfTech/DesignPO/ISO12207/ISO12207-99/ISO12207.htm/> (дата звернения: 11.08.2017).
11. Don't get lost in a sea of issues. Issue tracking and project management that works for you. URL: <http://www.thebuggenie.com/> (дата звернения: 17.07.2017).
12. Bugzilla. URL: <http://www.bugzilla.org/features/> (дата звернения: 17.07.2017).
13. About eTraxis. URL: <https://www.etraxis.com/> (дата звернения: 17.07.2017).
14. Top Bug Tracking Software Products. URL: <http://www.capterra.com/bug-tracking-software/> (дата звернения: 17.07.2017).

Статья поступила 18.05.2017г.

УДК 669.162.266

Шатоха В.И., Семенко С.А. *

Розробка сценаріїв розвитку металургійної галузі України в період до 2030 року

Розроблено базові та альтернативні сценарії розвитку металургійної галузі України в період до 2030 року. Розраховано рівень споживання сталі на душу населення, рівень викидів парникових газів при впровадженні нових технологічних рішень (альтернативні сценарії) та при відсутності оновлення основних фондів підприємств (базові сценарії).

Разработаны базовые и альтернативные сценарии развития металлургической отрасли Украины в период до 2030 года. Рассчитан уровень потребления стали на душу населения, уровень выбросов парниковых газов при внедрении новых технологических решений (альтернативные сценарии) и при отсутствии обновления основных фондов предприятий (базовые сценарии).

The baseline and alternative scenarios are developed for the Ukrainian metallurgical industry development on the period of 2030. The calculated level of consumption of steel per capita, greenhouse gases emissions in the implementation of new technological solutions (alternative scenarios) and in the absence of renewal of fixed assets of enterprises (baseline scenario).

Постановка питання: Ефективність впровадження нових технологічних рішень є важливим питанням при обмежених інвестиційних можливостях. На 2017 рік, амортизаційний рівень аглококс-доменного комплексу України досяг рівня 90%, тому істотне оновлення основних фондів є лише питанням часу. Розробляються нові технологічні агрегати для отримання чавуну, які виключають стадію підготовки сировини для подачі в плавильний агрегат і суттєво зменшують собівартість готового продукту, але більшість цих способів тільки готуються до комерціалізації.

У зв'язку з цим, було проведено дослідження ефективності впровадження нових технологічних рішень на Україні в екологічному аспекті. Розроблені сценарії демонструють рівень екологічного впливу при впровадженні тих чи інших агрегатів.

Методика проведення дослідження. Розробка сценаріїв сталого розвитку металургійної галузі України базується на необхідності суттєвого оновлення основних фондів підприємств та істотного підвищення конкурентоздатності вітчизняного продукту.

В 2015 року, Україна підписала Паризький протокол, згідно з яким зобов'язалась не перевищувати рівень викидів CO₂ у 2030 році в порівнянні з рівнем викидів в 1990 році. На початок 21 сторіччя, металургійна галузь України досягла 80% амортизаційного рівня, за даними на 2016 рік, амортизаційний рівень складає вже 90-95%, що змусить істотно модернізувати металургійну галузь України в найближчі 5-10 років у тому числі в контексті викидів CO₂.

В 21 сторіччі світове виробництво сталевих продукції подвоїлось досягнувши у 2014 році рівня 1,6млрд.т. Це зростання виробництва металу спостерігається в останні 13 років, перш за все за рахунок економічного розвитку Китаю, який в 2014 році виробив 50,3% металу у світі, а саме 822,7

млн.тонн [1].

Зростання споживання сталевих продукції на душу населення є безумовним фактом, на цьому й будуть побудовані сценарії сталого розвитку металургійної галузі України. Розробка сценаріїв базується також на екологічному факторі, так як впровадження нових технологічних рішень істотно зменшить екологічний вплив на навколишнє середовище в контексті парникових газів.

Базові сценарії розвитку металургійної галузі України

Базові сценарії демонструють рівень викидів парникових газів при умові відсутності модернізації та впровадженні нових технологічних рішень. В якості основних агрегатів для отримання чавуну в базових сценаріях прийнято доменну піч та доменну піч з системою подачі пиловугільного палива (табл.1) (на 2017 рік, рівень виробництва чавуну в доменних печах з системою подачі ПВП складає 49,8%).

Таблиця 1 - Базові сценарії розвитку металургійної галузі України.

Технологія виробництва чавуну	Рівень використання, %
Доменна піч	50,2%
Доменна піч з ПВП	49,8%

Визначення рівня виробництва чавуну в контрольному періоді розраховується за формулою (1):

$$Q = P \times CS_c, \text{ де} \quad (1)$$

Q - виробництво чавуну, т.

P - кількість населення, чол.

CS_c – споживання чавуну на душу населення, т.

Прогноз, щодо рівня населення в контрольному періоді використовується за даними Організації Об'єднаних Націй [2], які наведено в таблиці 2.

*Шатоха Володимир Іванович, проректор НМетАУ, д.т.н., професор,

Семенко Сергій Олександрович, аспірант НМетАУ,

Рецензент Чернятевич Анатолій Григорович, зав.відділом ІЧМ НАН України ім.З.І.Некрасова, д.т.н., професор.

Таблиця 2 - Прогноз рівня населення України

Населення/рік	2030
Низький варіант, чол	39 416 304
Середній варіант, чол	40 892 405
Високий варіант, чол	42 368 507

Для обчислення рівня виробництва чавуну у розрахунковому періоді за формулою 1, дані щодо споживання чавуну на душу населення наведено в таблиці 3

Таблиця 3 - Споживання чавуну на душу населення

Споживання на душу населення 2030 рік	310 кг
---------------------------------------	--------

Таким чином, за формулою 1 обчислено рівень виробництва чавуну в контрольних періодах:

Таблиця 5 - Рівень виробництва чавуну в базових сценаріях

2030 рік			
Технологія/сценарій	Низький варіант, т	Середній варіант, т	Високий варіант, т
Доменна піч	6133965	6363676	6593387
Доменна піч з ПВП	6085089	6312969	6540850

Таблиця 6 - Рівень викидів CO₂ в базових сценаріях

2030 рік			
Технологія/сценарій	Низький варіант, т	Середній варіант, т	Високий варіант, т
доменна піч	6133965	6363676	6593387
Доменна піч з ПВП	6085089	6312969	6540850

Питомий рівень викидів парникових газів розрахований в розділі 3 чинної дисертаційної роботи. Відповідно з отриманими даними, в таблиці 6 представлений рівень екологічного забруднення парниковими газами.

2. Розробка альтернативних сценаріїв сталого розвитку металургійної галузі.

При розробці альтернативних сценаріїв, аналогічно до базових, враховуються наступні фактори: доля використання кожної технології на загальну частку виробництва, екологічна безпечність виробництва в контексті викидів CO₂.

В якості контрольних точок прийняті наступні часові рамки – 2030 рік. Це зроблено з урахуванням рівня впровадження кожної технології в ре-

Слід зазначити, що кількість чавуну необхідна на внутрішньому ринку України в контрольних періодах згідно представленим сценаріям виробляється на підприємствах України (імпорт та експорт не розглядаються). На основі даних представлених таблицях 1-3, розрахован рівень виробництва чавуну при використанні різноманітних технологічних рішень за формулою 1, результати представлені в таблиці 5.

Таблиця 4 - Рівень виробництва чавуну в контрольних періодах

Рівень населення/рік	2030 рік
Низький варіант, т	12219054,24
Середній варіант, т	12676645,55
Високий варіант, т	13134237,17

альне, промислове виробництво чавуну. За прогнозами розробників технологій, основна кількість розглянутих технологічних рішень буде доступна для промислового використання лише після 2025 року. Таблиця 7 демонструє п'ять розроблених альтернативних сценаріїв, які ілюструють долю використання кожної технології у виробництві чавуну в процентному відношенні.

В кожному сценарії пріоритет відданий одній технології, так як безсумнівним фактом є те, що неможливе використання кожної технології в однаковій частці для виробництва чавуну. Безсумнівно, пріоритет буде відданий найбільш раціональному технологічному циклу.

Таблиця 7 - Альтернативні сценарії розвитку металургійної галузі України.

Номер сценарію/технологія	1	2	3	4	5
Доменна піч з системою рециркуляції колошникових газів	10%	60%	10%	15%	5%
Hlsarna	15%	15%	50%	20%	15%
Finex	5%	15%	10%	40%	5%
Доменна піч с ПВП	50%	5%	20%	10%	15%
Доменна піч	20%	5%	10%	15%	60%

Розрахунок викидів CO₂ за сценаріями 1-5 проведено за даними наведеними в таблицях 2-

4. Викиди CO₂ для кожної технології розглянутих в альтернативних сценаріїв розраховано та наведе-

дено в таблиці 8, слід зазначити, що при виробництві чавуну в агрегатах рідко-фазного відновлення відсутня потреба у підготовці шихтових матеріалів, доцільним буде розраховувати викиди парникових газів при впровадженні технологій рідко-фазного відновлення в порівнянні з виробництвом чавуну в доменній печі в комплексі з викидами CO₂ при підготовці шихтових матеріалів (агломерація, коксування). Насамперед, слід зазначити, що при впровадженні технологій Hlsarna, Finex, Доменна піч з системою рециркуляції та доменна піч без використання пиловугільного палива є можливість впровадження технологій уловлювання та зберігання CO₂ в безпечному для навколишнього середовища вигляді CCS, які істотно зменшать екологічний вплив на повітряний басейн.

Сценарій номер 3 є найбільш вірогідним для контрольного періоду 2030 рік. Технологія Hlsarna, незважаючи на велику удільну собівартість чавуну є найбільш раціональним способом виробництва чавуну у майбутньому та

Таблиця 9 - Викиди CO₂ в альтернативних сценаріях у 2030 році (сценарії №1-3)

Низький варіант						
№ сценарію	1 сценарій		2 сценарій		3 сценарій	
Технологія	с CCS	без CCS	с CCS	без CCS	с CCS	без CCS
Доменна піч з TGR	1649572		9897434		1649572	
Hisarna	604843	2419373	604843,2	2419373	2016144	8064576
Finex	140519	1138816	421557,4	3416448	281038	2277632
Доменна піч з ПВП		13257674		1325767		5303070
Доменна піч	3543526	5571889	885881,4	1392972	1771763	2785944
Середній варіант						
№ сценарію	1 сценарій		2 сценарій		3 сценарій	
Технологія	с CCS	без CCS	с CCS	без CCS	с CCS	без CCS
Доменна піч з TGR	1711347		10268083		1711347	
Hisarna	627494	2509976	627494	2509976	2091647	8366586
Finex	145781	1375416	437344,3	3544390	291563	2362927
Доменна піч з ПВП		13754160		1375416		5501664
Доменна піч	3676227	5780550	919056,8	1445138	1838114	2890275
Високий варіант						
№ сценарію	1 сценарій		2 сценарій		3 сценарій	
Технологія	с CCS	без CCS	с CCS	без CCS	с и CCS	без CCS
Доменна піч з TGR	1773122		10638732		1773122	
Hisarna	2600579	2600579	650144,7	2600579	2167149	8668597
Finex	1224111	1224111	453131,2	3672333	302087	2448222
Доменна піч з ПВП		14250647		1425065		5700259
Доменна піч	5989212	5989212	952232,2	1497303	1904464	2994606

Таблиця 10 - Викиди CO₂ в альтернативних сценаріях у 2030 році

Низький варіант				
№ сценарію	4 сценарій		5 сценарій	
Технологія	із CCS	без CCS	із CCS	без CCS
Доменна піч з TGR	2474358		824786	

одним з найбільш екологічно-безпечних. Максимальний пріоритет комплексу Finex не відданий по причині величезних капітальних затрат на впровадження.

Таблиця 8 - Питомий рівень викидів CO₂ при виробництві чавуну різноманітними агрегатами

Технології/рівень викидів, т.CO ₂ /т.чавуну	з CCS	без CCS
Доменна піч з системою рециркуляції колошникових газів	1,35	
Hlsarna	0,33	1,32
Finex	0,23	1,864
Доменна піч с ПВП	-	2,17
Доменна піч	1,45	2,28

Таблиці 9 -12 демонструють рівні виробництва чавуну в альтернативних сценаріях в контрольних періодах.

Hisarna	806457,6	3225830	604843	2419373
Finex	1124153	9110527	140519	1138816
Доменна піч з ПВП		2651535		3977302
Доменна піч	2657644	4178917	1,1E+07	1,7E+07

Таблиця 11 - Викиди CO₂ в альтернативних сценаріях у 2030 році

Середній варіант				
№ сценарію	4 сценарій		5 сценарій	
Технологія	с CCS	без CCS	с CCS	без CCS
Доменна піч з TGR	2567021		855674	
Hisarna	836658,6	3346634	627494	2509976
Finex	1166251	9451707	145781	1181463
Доменна піч з ПВП		2750832		4126248
Доменна піч	2757170	4335413	11028681,6285	17341651,1124

Таблиця 12 - Викиди CO₂ в альтернативних сценаріях у 2030 році

Високий варіант				
№ сценарію	4 сценарій		5 сценарій	
Технологія	із CCS	без CCS	із CCS	без CCS
Доменна піч з TGR	2659683		886561	
Hisarna	866859,7	3467439	650144,7	2600579
Finex	1208350	9792887	151043,7	1224111
Доменна піч з ПВП		2850129		4275194
Доменна піч	2856697	4491909	11426786	17967636

Висновки. Процес розрахунку пріоритизації доступних для комерціалізації технологій дозволив прийти до наступних висновків:

- в результаті надзвичайно високого рівня амортизації на металургійних підприємствах України, оновлення основних фондів – це питання часу, безсумнівним фактом є впровадження радикально нових технологічних рішень по причині високих техніко-економічних показників в порівнянні зі старим доменним процесом;
- згідно з проаналізованими техніко-економічним чинникам, на території України більш

доцільно впроваджувати технології Finex і Hisarna, які повністю відповідають потребам металургії 21 століття і є енергоефективними агрегатами для виплавки чавуну зі значним рівнем екологічної безпеки. Також дані агрегати не потребують додаткової стадії підготовки сировини, що виключає необхідність модернізації коксохімів і агломераційних фабрик, що істотно підвищить період окупності при впровадженні даних технологій

Бібліографічний список

1. Производство стали №2 2015 год «Украина в 2014 году сохранила 10 место в мировом рейтинге производителей стали»)
2. United Nations, Population Division, Department of Economic and Social Affairs, World Population Prospects: The 2015 Revision, File POP/2: Average annual rate of population change by major area, region and country, 1950-2100 (percentage), 'July 2015 - Copyright © 2015 by United Nations. All rights reserved, Suggested citation: United Nations, Department of Economic and Social Affairs, Population Division (2015). World Population Prospects: The 2015 Revision, DVD Edition.

Стаття надійшла 26.05.2017р.

УДК 669.094:669

Мешалкин А.П., Камкин В.Ю., Синицин Я.Ю., Надточий А.А. *

Показатели и кинетические особенности десульфурации и дефосфорации при использовании опытных шлакообразующих смесей

Предложен способ подготовки техногенных отходов, позволяющий в значительной степени использовать при производстве шлакообразующих материалов целевого назначения весь потенциал их полезных исходных свойств.

Запропоновано спосіб підготовки техногенних відходів, що дозволяє значно використовувати при виробництві шлакообразующих матеріалів цільового призначення увесь потенціал їх корисних вихідних властивостей.

The method of preparation of man-made wastes is proposed, which allows to use in the production of slag-forming materials of a special purpose the use of all the potential of their useful output properties.

Введение. Среди основных конструкционных материалов (чёрные и цветные металлы, пластмассы, цемент) сталь занимает и в обозримом будущем будет занимать главенствующую роль. Во-первых, сталь превосходит все другие материалы по требованиям промышленных потребителей (прочности, пластичности, электрическим и коррозионным свойствам и др.). Она имеет возможность расширения диапазона нужных качеств за счет изменения химического состава, структуры. Во-вторых, сталь обладает высокой технологичностью (способностью подвергаться обработке при получении готовой продукции), имея возможность получения изделий давлением, резанием, литьем в формы и т.д. В третьих, сталь имеет невысокую стоимость, а ее производство приемлемую менее энергоемко и наилучшим образом решает экологические проблемы. Так, например, энергоемкость стали в 3-4 раза меньше, чем получение пластмасс и в 10-14 раз меньше получения первичного алюминия. Показатели производства стали по медико-санитарным требованиям, загрязнению окружающей среды и способности к рециклингу. Коэффициент рециркуляции (доля материала, используемого вторично после окончания службы) составляет для стали 55, алюминия 27, стекла 45, пластмасс 10 %, а керамика, композиты, цемент относятся к материалам одноразового пользования. Таким образом, ни один из массовых конкурирующих со сталью материал по технико-экономическим показателям сравниться с ней не может.

Сера - вредная примесь в стали, снижающая механическую прочность и свариваемость стали, ухудшающей ее электротехнические, антикоррозионные и другие свойства. Удаление серы из металла - одно из главных условий производства необходимых стали. Внедрение непрерывной разливки требует снижения содержания серы даже в металле массового назначения для обеспечения качественной структуры и поверхности непрерывно-литого сляба.

При растворении серы в металле выделяется тепло то что является показателем образования определенных связей между серой и железом в растворе. Подтверждением этого является факт, что, несмотря на низкую температуру испарения (445°C), сера в элементарном виде в газовую фазу практически не переходит. Об этом свидетельствует значительное отрицательное отклонение раствора серы в железе от закона Генри.

С точки зрения достижения высоких показателей десульфурации и дефосфорации металла важное значение приобретает скорость достижения заданных концентраций вредных примесей, поскольку время обработки определяет производительность процесса получения конечного продукта.

Изложение основного материала исследования. Рассмотрим кинетические особенности процесса десульфурации, установленные при высокотемпературном моделировании процесса выплавки стали в лабораторном конвертере для вариантов ведения шлакового режима при использовании кусковых и опытных в виде брикетов, шлакообразующих материалов рафинирующего назначения.

Учитывая тесную связь между основной реакцией обезуглероживания металла и ее влияние на реакции дефосфорации и десульфурации, а также изменение содержания оксидов железа в шлаке, полученные результаты рассмотрены с позиций классической теории окислительного процесса. Зависимости изменения содержания углерода в металлическом расплаве приведены ниже на рис. 1.

Несколько более интенсивное обезуглероживание ванны (2 -10 мин продувки), опережающее процесс с использованием кусковой извести, при равных удельных расходах кислорода дутья, достигнуто в случае последовательной присадки брикетов опытных рафинирующих смесей ШОС Р и ШОС S. Это можно объяснить одновременным течением реакции окисления углерода в двух ак-

Мешалкин Анатолий Павлович, зав.кафедрой НМетАУ, доцент, к.т.н.,

Камкин Владимир Юрьевич, аспирант НМетАУ,

Синицин Ярослав Юрьевич, аспирант НМетАУ,

Надточий Анжела Анатольевна, доцент НМетАУ, к.т.н.

Рецензент Чернятевич Анатолий Григорьевич, зав.отделом ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, д.т.н., профессор.

тивных зонах - в области внедрения окислительной струи в ванну (основное объемное обезуглероживание) и на границе шлак – металл между оксидами железа смеси, выполнившими роль ускорителя ассимиляции извести шлаковой фазой и углеродом смеси, который к этому времени растворился в поверхностном слое металла. Эта составляющая суммарной скорости обезуглероживания становится сопоставимой по величине со скоростью объемного обезуглероживания только после значительного снижения концентрации углерода в металле. В этот заключительный период опытной плавки, одновременно с заменой ШОС Р на ШОС S, создающей более благоприятные условия для интенсификации десульфурации металла на границе раздела фаз, после 4-ой минуты продувки снижался удельный расход кислородного дутья с $25 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{мин}$ до $22,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{мин}$ (на 10%).

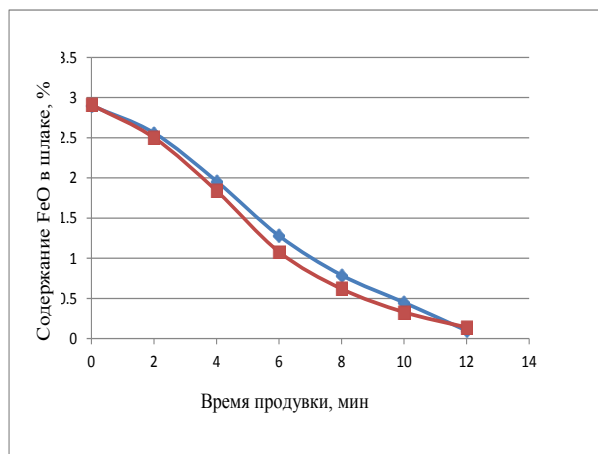


Рисунок 1 - Изменение содержания углерода в конвертерной ванне: Δ – известь, плавиковый шпат; $\square$ – опытные ШОС Р и ШОС S.

При снижении удельного расхода кислородного дутья сохраняется достаточная интенсивность перемешивания металла и шлака. В новых условиях продувки увеличение содержания пироуглерода в брикетах ШОС S и железа обеспечило снижение FeO в шлаке за счет взаимодействия углерода смеси и оксидами железа шлака, выполнившими свою положительную, с позиции термодинамики, роль по отношению к фосфору и привело к интенсификации на границе шлак-металл реакции десульфурации. Снижение содержания в шлаке FeO на этом этапе продувки ванны, наряду с повышением основности шлака до заданной величины и достижением более высоких температур металла и шлака, явились факторами способствующими более полному переводу серы в шлак. Зависимость изменения содержания в шлаке FeO для сравнительной и опытной плавки приведена на рис. 2

Продувка ванны прекращена на 11,5 мин текущего времени процесса рафинирования. Со-

держание в металле активного кислорода, определенное активометром дискретного действия на 12 минуте процесса при содержании углерода в металле 0,12% составило для плавки с использованием кусковых флюсов ~ 970 ppm; на плавке с использованием опытных брикетированных ШОС – ЦН при содержании углерода 0,13% - ~ 920 ppm.

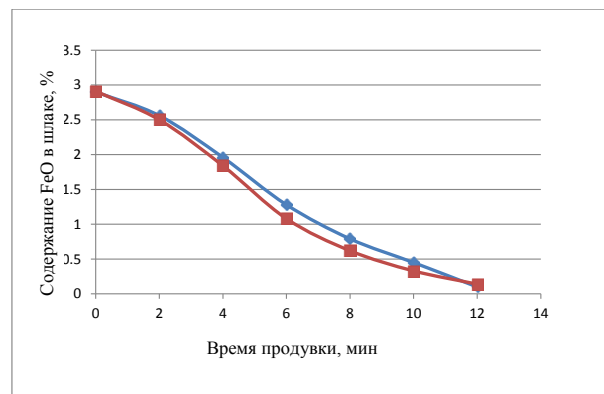


Рисунок 2 – Изменение содержания FeO по ходу продувки ванны кислородом (% масс.): Δ – известь, плавиковый шпат; $\square$ – опытные ШОС Р и ШОС S.

Характер изменения содержания в шлаке (FeO) по ходу продувки при использовании кусковых флюсов (рис. 32.) подобен классической схеме конвертерирования стали в агрегате с верхней продувкой ванны кислородом. Замена флюса опытной брикетированной смесью несколько изменяет этот характер, повышая до ~ 3^{-ей} минуты продувки (при равных удельных расходах кислорода) содержание в формирующемся шлаке FeO приблизительно на 1- 1,5%. По видимому, оксиды железа, присаживаемые на поверхность ванны с брикетами ШОС Р при снижении температуры металла и шлака и незначительном количестве шлаковой фазы, недостаточно активно вступают в реакцию с углеродом, растворенным в металлическом расплаве и переходящим из брикетов ШОС в конвертерную ванну, незначительно повышая содержание (FeO) в шлаковой фазе. Скорость обезуглероживания на этом этапе процесса контролируется потоком кислорода дутья. Снижение (FeO) продувки в формирующемся шлаке после 3^{-ей} минуты происходит благодаря взаимодействию углерода ванны (в том числе и растворяющегося в расплаве из ШОС Р. В дальнейшем, после смены ШОС ЦН, происходит растворение в металле углерода ШОС S и его взаимодействие с (FeO), что приводит к дальнейшему снижению содержания оксидов железа в шлаке, достигая минимума на 6-7 минутах продувки (~8,8%). Анализ зависимостей изменения содержания углерода в металле и (FeO) в шлаке свидетельствует о том, что минимуму (FeO) соответствует окончанию интенсивного обезуглероживания ванны. Та-

ким образом, при ведении шлакового режима с использованием присадок ШОС S в условиях интенсивного перемешивания металла и шлака содержание (FeO) в нем после достижения минимума повышается, достигая после прекращения продувки 14,72%. На плавке с использованием кусковых материалов минимум (FeO) достигается на 8 - 9-ой минуте продувки, достигая по окончании продувки ванны кислородом 16,75%. Содержание углерода в металле, соответствующее минимальным содержания оксидов железа в шлаке составляет для условий ведения шлакового режима с кусковыми материалами ~ 0,5% и для опытных ШОС ЦН ~ 0,7%. Следует отметить, что на этапе присадки опытных брикетов с увеличенным содержанием в них активного пироуглерода, когда содержание углерода в металлическом расплаве снижается ~ до 0,7%, происходит как раскисление стали, так и ее незначительное науглероживание. Так, на 12 -ой минуте плавки (через 0,5 мин после окончания продувки) содержание углерода на опытной плавке составило 0,13%, а на сравнительной – 0,12%. Анализ полученных кинетических зависимостей позволяет считать, что существенное снижение содержания в шлаке оксидов железа по времени соответствует ведению шлакового режима после смены вида ШОС. Введение на поверхность ванны опытного шлакообразующего материала (ШОС S) приводит к изменению механизма работы шлакообразующей смеси, основной функцией которой с момента ввода ШОС S является, в основном, десульфурация и раскисление металла и шлака. Это изменение объясняется сменой состава ШОС ЦН, а именно снижением в ней содержания (FeO+MnO) с 9,6% до 5,6% и повышением содержания активного пиролизного углерода с 4,2% до 9,5%. В итоге, это приводит к перераспределению кислорода между шлаковой и металлической фазами и незначительному повышению концентрации углерода в металле. Установленный характер изменения окисленности шлака при ведении шлакового режима с использованием опытных брикетированных ШОС ЦН создает благоприятные условия для рафинирования металла от фосфора и серы. Это выражается в расширении времени периодов интенсивной дефосфорации и десульфурации за счет регулирования в системе последовательно-параллельных взаимодействий интенсивности реакций, инициируемых компонентами ШОС ЦН: между углеродом, оксидами железа смеси и компонентами металлической и образующейся шлаковой фазы. При использовании опытных ШОС с регулируемым в зависимости от цели и назначения составов и свойствами установлен более плавный ход изменения окисленности шлака опытной плавки (рис. 3.), что, очевидно, также является фактором способствующим созданию условий для интенсификации изучаемых реакций рафинирования и более полного перевода вредных примесей в шлак.

Достигнутое на плавках с использованием брикетов ШОС ЦН снижение содержания оксидов железа в конечном шлаке составило около 12%.

Зависимости изменения содержания фосфора и серы по ходу продувки ванны кислородом на сравнительной плавке (кусковые флюсы) и на опытной при последовательном вводе на поверхность ванны на 1-ой минуте брикетов ШОС Р и на 5-ой ШОС S приведены на рис. 3 и 4.

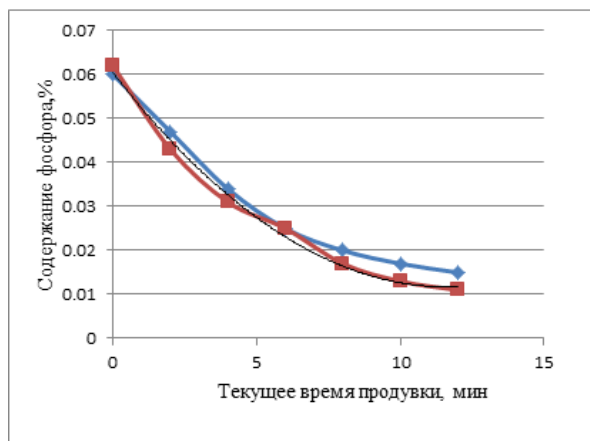


Рисунок 3 - Изменение содержания фосфора по ходу продувки ванны кислородом: $\diamond$ - кусковые материалы (CaO и CaF_2); $\square$ - опытные брикеты ШОС Р и ШОС S

На основании анализа интенсивности дефосфорации конвертерной стали в условиях ведения шлакового режима с использованием различных рафинирующих смесей и способов их введения можно сделать следующие выводы, касающиеся особенностей исследуемого процесса.

При подаче кусковых материалов и ведении дутьевого и шлакового режима по традиционной технологии после достижения максимальной скорости процесса на 4 мин продувки происходит ее последовательное снижение вызванное переходом процесса в стадию более глубокого лимитирования дефосфорации скоростью доставки к месту протекания реакции фосфора. Снижение скорости дефосфорации после 4-ой минуты на сравнительной плавке соответствует интенсивному обезуглероживанию ванны и присадке последней порции кусковых флюсов. Аналогичное снижение интенсивности дефосфорации на опытной плавке происходит только после 8-ой минуты продувки, обеспечивая доведение исследуемой реакции до более полного завершения. Также этот факт можно объяснить интенсификацией реакции десульфурации за счет увеличения сульфидной емкости шлака при соответствующем снижении в нем FeO. Присадка опытных брикетов ШОС ЦН различного функционального назначения, а точнее существенное изменение их состава после 4-ой минуты продувки, что приводит к изменению условий к более благоприятным для перевода серы в шлак.

Изменение содержания фосфора по ходу продувки при ведении шлакового режима плавки с применением ШОС Р достаточно хорошо описывается полиномиальной зависимостью:

$$P_{\text{Me}} = 0,0001t_{\text{пр}}^2 - 0,008 t_{\text{пр}} + 0,060 (R^2=0,993)$$

Результаты, полученные при проведении опытной плавки на модели лабораторного конвертера, объясняются физико-химическими особенностями процессов, происходящих при использовании различных флюсов: кусковой извести, опытной брикетированной ШОС ЦН и опытной дисперсной ШОС ЦН, вводимой в ванну в струе несущего газа (кислорода).

Установленный характер дефосфорации металла по ходу продувки ванны кислородом через верхнюю фурму при ведении шлакового режима с использованием кусковых и опытных материалов свидетельствует о близости интенсивностей процесса до ~ 2-ой минуты продувки конвертерной ванны. Это, по-видимому, связано с практически идентичными условиями начальной ассимиляции кусковых и брикетированных материалов образующимся покровным шлаком. Достигнутые за время продувки конечные содержания фосфора на сравнительной и опытной плавках составили, соответственно в %: 0,015 и 0,011.

На заключительном этапе продувки (7 – 11 минута) опережающая дефосфорация опытного металла была обеспечена за счет более высокой активности шлаковой фазы по отношению к фосфору и сере за счет реакций и превращений с участием компонентов ШОС ЦН, образующегося покровного шлака и металла.

Характер изменения содержания серы в металле от времени процесса для условий использования кусковой извести и опытных брикетов ЦН (рис.4) свидетельствует о наличии трех характерных скоростных этапов десульфурации за время продувки.

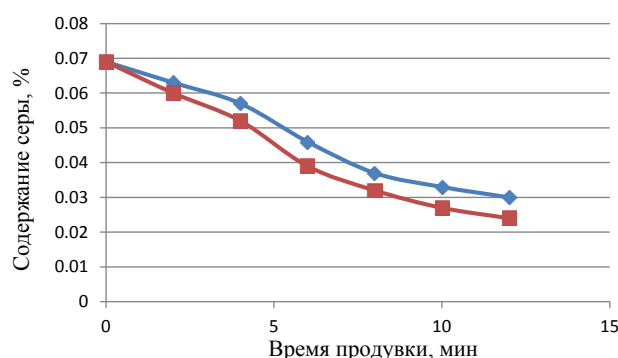


Рисунок 4 - Изменение содержания серы по ходу продувки ванны кислородом: $\diamond$ - кусковые материалы (CaO и CaF_2); $\square$ - опытные брикеты ШОС ЦН

Характер изменения содержания серы в металле от времени процесса для условий исполь-

зования кусковой извести свидетельствует о наличии трех характерных скоростных периодов десульфурации. Примерно до 4 минуты плавки относительно невысокие скорости десульфурации металла, составляющие ~ 0,003 %/мин могут быть объяснены низкой для этих условий скоростью ассимиляции кусковой извести шлаковым расплавом и некоторым падением температуры металлического расплава. В дальнейшем увеличение количества CaO в шлаковой фазе, значительно повышающего ее основность и повышение температуры расплава приводят к ускорению перевода серы в шлак во втором периоде. Для этого периода с более интенсивной десульфурацией средняя скорость (~ с 5-ой по 8-ую мин) составляет ~ 0,005 %/мин, что примерно в 1,7 раза выше скорости первого периода. По-видимому, этому способствует интенсивная циркуляция металла в конвертере, которая обеспечивается как за счет еще достаточно интенсивного обезуглероживания расплава (содержание углерода на 8-ой минуте ~ 0,79. Скорость десульфурации с 9 по 12 минуту процесса носит затухающий характер и на этом интервале времени средняя скорость десульфурации составляет около 0,0017%/мин. Снижение скорости, очевидно, происходит в основном за счет снижения интенсивности потока серы из металла к шлаку в условиях снижения скорости циркуляции жидкой фазы, вызванной значительным снижением концентрации углерода и серы в расплаве. В этом случае единственным фактором его увеличения может быть повышение интенсивности дутья. Реализация этого фактора в реальных условиях возможна только при замене окислительно дутья на продувку инертным газом. Этот прием используется при осуществлении десульфурации в конвертерах с комбинированной продувкой с продувкой ванны снизу аргонном и в условиях рафинирования стального полупродукта на УКП.

Достигнутая при использовании кусковой извести степень десульфурации составила около 57,1%, что достаточно хорошо согласуется с данными практик десульфурации стали в кислородных конвертерах при ведении шлакового режима с использованием кусковых флюсов. Более глубокая десульфурация возможна за счет технологических приемов направленных на более раннее образование основного жидкоподвижного шлака.

Характер изменения содержания серы в металле от времени процесса при использовании опытных брикетированных ШОС ЦН (Р- до 5 минуты продувки и S- 5-11,5 минуты) свидетельствует о том, что десульфурация протекает по механизму аналогичному процессу с применением кусковой извести. Качественным отличием является достижение более высоких скоростей десульфурации на трех характерных периодах плавки за счет более интенсивной ассимиляции дисперсных частичек CaO из опытных брикетов ШОС ЦН с повышенным содержанием в них FeO

образующимся шлаковым расплавом в условиях продувки ванны кислородом.

Изменение содержания серы по ходу продувки при ведении шлакового режима плавки с применением ШОС ЦН достаточно хорошо описывается полиномиальной зависимостью:

$$S_{\text{Me}} = 0,0007 \tau_{\text{пр}}^2 - 0,006 \tau_{\text{пр}} + 0,070 \quad (R^2 = 0,990)$$

С использованием данных об изменении содержания серы по ходу продувки для уточнения особенностей механизма десульфурации построены зависимости изменения их средних скоростей (рис. 5) при ведении шлакового режима с использованием кусковых флюсов, опытных брикетированных ШОС ЦН, а также при инъекции в ванну опытной ШОС P→S в струе несущего газа с регулируемым окислительным потенциалом.

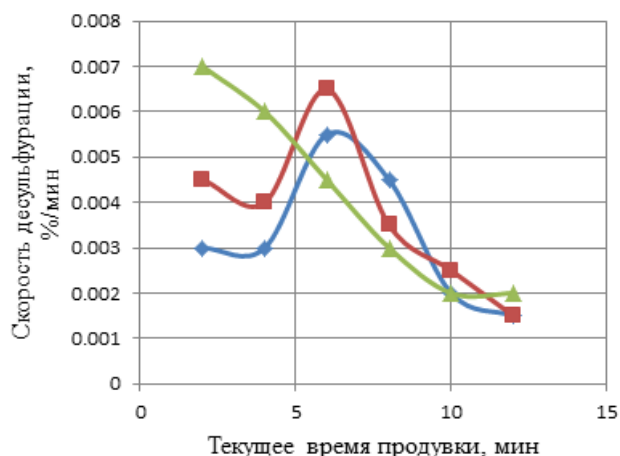


Рисунок 5 - Скорость десульфурации по ходу продувки конвертерной ванны при использовании кусковых флюсов (сравнительная плавка) и опытных ШОС: ◇ - кусковые материалы (СаО и СаF₂); □ - опытные брикеты ШОС ЦН; Δ - опытные ШОС (P→S) в струе несущего газа с регулируемым окислительным потенциалом

Скорости характерных периодов десульфурации на опытной плавке составили: на первом до 4 минуты продувки – 0,0042%/мин; на втором (4 - 7 минуты) – 0,006%/мин и на третьем (7-12 минуты) – 0,0025%/мин.

Снижение скорости до минимальной на последнем этапе периода продувки ванны также по аналогии с дефосфорацией объясняется уменьшением скорости потока серы из объема ванны к границе раздела шлак-металл. Достигнутая степень десульфурации при использовании опытной брикетированной смеси за 9 мин процесса составила около 65,2%.

Качественным отличием десульфурации металла при подаче опытной смеси в струе несущего газа с регулируемым окислительным потенциалом является отсутствие классических максимумов скорости, характерных как для десульфурации стали при газопорошковой продувке, так и внепечной обработке чугуна магнием. Этот факт, изменяющий механизм десульфурации объясняется созданием при газопорошковой продувке значительно большей поверхности взаимодействия реагента и серы. Минимальная скорость десульфурации достигается для этого варианта на 10-ой минуте продувки и составляет 0,002%/мин.

Выводы. Использование компонентов, содержащихся в техногенном сырье различного происхождения, с целью создания инновационных материалов, не уступающим традиционно используемым материалам рафинирующего назначения, целесообразно с экономической, технологической и экологической сторон. Предложенный способ подготовки техногенных отходов, позволяет в значительной степени использовать при производстве шлакообразующих материалов целевого назначения весь потенциал их полезных исходных свойств: его сырьевую составляющую и вторичную тепловую энергию отходов, а также потенциал технологических, приобретенных в процессе их совместной тепловой обработки при их использовании с целью рафинирования стали от вредных примесей. Результаты исследования дают возможность считать технологический вариант использования при выплавке и внепечной обработке стали новых материалов на основе техногенных отходов перспективным и конкурентноспособным.

Библиографический список

1. Использование комплекса техногенных отходов в качестве шлакообразующих материалов в сталеплавиных процессах Перескока В.В., Мешалкин А.П., Камкина Л.В., Камкин В.П. Теория и практика металлургии, 2012. - № 4. - С. 107 – 110.
2. А.П. Мешалкин, Л.В. Камкина, Н.А. Колбин, О.Г. Безшурунко, Я.С. Синицын. «Концепция выбора рациональных составов рафинирующих смесей на основе техногенных отходов, способов их тепловой обработки и применения в основных процессах производства черных металлов». Теория и практика металлургии, № 1-2, Днепропетровск, 2017. с. 108-114.
3. Мешалкин А.П., Колбин Н.А., Камкин В.П., Гришин А.М. Энергоресурсосберегающие технологии получения и применения порошко-образных материалов заданных составов свойств в черной металлургии. Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия» №1, 2009г., с.76-78.
4. Мешалкин А.П., Колбин Н.А., Камкин В.П., Гришин А.М. Энергоресурсосберегающие технологии получения и применения порошко-образных материалов заданных составов свойств в черной

металлургии. Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия» №1, 2009 г., с. 76-78.

5. Мешалкин А.П., Сокур Ю.И., Камкина Л.В, Мешалкин В.А. Использование вторичных энергоресурсов при восстановительно-тепловой обработке ряда техногенных отходов. «Системные технологии» Региональный межвузовский сборник научных трудов. № 4 (93) 2014 г. с. 156-162.
6. В. М. Сафонов, А. Г. Ковалев, С. Ю. Волков Технологические аспекты внепечной обработки стали в ЭСПЦ Краматорского машиностроительного завода «ЭНЕРГОМАШСПЕЦСТАЛЬ» // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Металургія. – Донецьк: ДонНТУ, 2007. – Вип. 9 (122). – С. 59-70.
7. Арсентьев П.П., М.П. Квитко. Конвертерный процесс с донным дутьем. М. Металлургия, 1983. 128 с.
8. Анищенко Н.Ф., Ильяшенко Б.Ф., Сотников Е.Н., Климов Ю.В. и др. Десульфурация стали в процессе инжектирования рафинировочного шлака на установке доводки металла. Металлургическая и горнорудная промышленность. 2006. - № 7. – С. 193 – 195.

Статья поступила 16.05.2017 г.

УДК

Бабенко Л.В., Іванов І.І., Зосімов Б.Ю. *

Екологізація освіти і екологічне виховання та їх вплив на формування свідомості з позиції концепції сталого розвитку.

В статті проаналізовано основні положення концепції сталого розвитку суспільства, визначені ключові напрямки і задачі по їх реалізації. Розглянуто сутність екологізації освіти і виховання та їх вплив на формування свідомості з позиції концепції сталого розвитку. Виділені фактори стримування реалізації концепції сталого розвитку.

Ключові слова: концепція сталого розвитку, екологічна свідомість, екологізація освіти.

The article analyzes the main provisions of the concept of sustainable development of society, defines the key directions and tasks for their implementation. The essence of ecologization of education and education and their influence on the formation of consciousness from the standpoint of the concept of sustainable development are considered. Dedicated factors of containment of the implementation of the concept of sustainable development.

Однією з найважливіших проблем людства в ХХІ столітті є попередження та подолання глобальної екологічної кризи. Іншої альтернативи немає. Якщо людство не вирішить цю проблему, воно ризикує своїм існуванням.

Технологічні можливості людства стали сумірні з глобальними процесами розвитку планети Земля. Усвідомлення цього привело до розуміння того, що, по-перше, як і передбачав В.І. Вернадський, ноосфера перетворюється на провідний чинник розвитку планети як космічного тіла [1]; по-друге, як і десятки тисяч років назад, перед людством знову постає питання про збереження себе як біологічного виду внаслідок викликаних ним самим порушень екологічної рівноваги на планеті, які поступово мають необоротний характер і починають чинити негативний вплив на фізичний і психічний розвиток людини, на його здоров'я і генотип.

У 80-х рр. минулого століття Організацією Об'єднаних Націй була створена Міжнародна комісія з навколишнього середовища і розвитку, яка запропонувала в якості стратегічного вирішення проблем екологічної кризи Концепцію сталого розвитку людського суспільства і природного середовища на планеті [2]. А в 1992 р на Конференції ООН з навколишнього середовища і розвитку (Ріо-де-Жанейро) програма дій по реалізації даної концепції була схвалена главами більшості країн світу.

Основою реалізації концепції є вирішення наступних завдань:

1. Корінні зміни в свідомості і екологічної культури суспільства;
2. Вирішення проблеми загальної екологічної освіти;
3. Економічне і правове забезпечення реалізації концепції.

У вирішенні цих завдань виникає маса питань, без відповіді на які вирішити поставлені завдання

буде складно.

Що нового привносить в ці проблеми поява Концепції сталого розвитку? Якими особливостями має володіти екологічне мислення і свідомість фахівця (від робітника до бізнесмена і політичного діяча), щоб його дії і рішення в ситуаціях екологічного ризику працювали б в контексті цієї Концепції? Яким чином її поява змінює (або не змінює) наше розуміння екологічної відповідальності?

І, нарешті, яким чином змінити свідомість суспільства відповідно до концепції сталого розвитку?

Дослідження свідомості виділяють наступні складові її змісту: політична свідомість, громадянська свідомість, етнічна свідомість, екологічна свідомість, релігійна свідомість і т.п.

В узагальненому вигляді подібний підхід до проблеми свідомості вельми чітко представлений у визначенні свідомості, яке дав А.Г. Спіркін ще півстоліття тому: «... свідомість - це вища, властива тільки людині і пов'язана з мовою функція мозку, що полягає в узагальненому, оцінючному і цілеспрямованому відображенні і конструктивно - творчому перетворенні дійсності, в попередній уявній побудові дій і передбаченні їх результатів, в розумному регулюванні і самоконтролюванні поведінки людини» [3].

Яким має бути мислення (спосіб мислення), щоб воно було адекватно стратегічним і тактичним цілям, поставленим в концепції сталого розвитку? Поки відомо лише одне: мислення, побудоване на відношенні «суб'єкт (людина) - об'єкт (природа)», волею-неволею виокремлює людину зі світу природи як самостійну від неї сутність, в результаті людина протиставляється світу природи. Отже, альтернативним способом мислення повинен бути такий спосіб мислення, в якому реалізується ставлення «людина як суб'єкт розвитку планети (ноосфери) - планета як суб'єкт природ-

*Бабенко Леонід Васильович, доцент, доцент НМетАУ

Іванов Іван Іванович доцент, доцент НМетАУ

Зосімов Борис Юрійович, асистент НМетАУ

Рецензент Чернятевич Анатолій Григорьевич, зав.отделом ИЧМ НАН Украины им.З.И.Некрасова, д.т.н., профессор.

ного розвитку». А це означає, що наше мислення повинно не просто враховувати «інтереси» природного розвитку планети, а спочатку будувати свої міркування з позиції зазначених відносин, тобто з позиції сукупного (єдиного) суб'єкта розвитку «людина - планета». Питання друге полягає в тому, що слід розуміти під екологічною свідомістю в контексті концепції сталого розвитку? У найзагальнішому вигляді під екологічною свідомістю розуміють відображення в психіці різноманітних взаємовідносин людини з навколишньою природою, які опосередковують його поведінку в «світі природи» і висловлюють позицію суб'єкта свідомості по відношенню до світу природи [4,5].

З проблемою екологічної свідомості в контексті концепції сталого розвитку тісно пов'язане питання про необхідність аналогічного переосмислення поняття екологічної культури. Як і екологічна свідомість, екологічна культура теж має своїм джерелом екологічні знання і уявлення.

Що являє собою екологічна освіта? Вперше цей термін був введений в обіг на конференції, організованій Міжнародним Союзом охорони природи в 1970 р. У розділі 36 «Порядку денного на XXI століття» було проголошено, що «освіта є фундаментом сталого розвитку» [6], а екологічне виховання та інформування населення, а також підготовка висококваліфікованих фахівців у галузі екології визнані одним з основних і необхідних засобів здійснення переходу до гармонійному розвитку всіх країн світу.

У 1992 р на конференції ООН по навколишньому середовищу і розвитку були визначені завдання екологічної освіти як умови сталого розвитку:

1. Забезпечення освіти з усіх питань розвитку та збереження навколишнього середовища для людей будь-якого віку.

2. Включення концепції розвитку і охорони навколишнього середовища, в тому числі концепції, які торкаються населення, в усі навчальні програми з аналізом причин, що викликають основні проблеми.

3. Забезпечення залучення учнів до місцевих і регіональних досліджень стану навколишнього середовища, включаючи питання безпеки питної води, санітарії, харчових продуктів та екологічних наслідків використання природних ресурсів.

4. Розробка навчальних програм для випускників шкіл і університетів, які допоможуть їм отримати стабільні кошти на прожиття.

5. Заохочення всіх секторів суспільства, включаючи промисловість, університети, уряди, неурядові громадські організації в підготовці кадрів в галузі раціонального використання навколишнього середовища.

6. Забезпечення місцевих громад підготовленими власними технічними фахівцями для вирішення поставлених перед ними завдань,

перш за все, проблем навколишнього середовища.

7. Робота із засобами масової інформації, телевізійними групами, представниками розважальної і рекламної індустрії для заохочення більш активної участі населення в обговоренні проблем навколишнього середовища.

8. Використання досвіду і розуміння проблем сталого розвитку корінним населенням в системі освіти і підготовки кадрів.

У цьому документі очевидна глобалізація екологічної проблематики в системі освіти. Екологія пов'язана з освітою. Це не тільки формування екологічної свідомості і напрацювання особливих стилів глобального, регіонального і системного мислення, а й вироблення рішень, за участю громадськості та інших учасників процесу будівництва майбутнього, пов'язаних з передачею новим поколінням функції управління.

В системі вищої освіти сьогодні назріла необхідність в нових екологічних курсах. Вже стає недостатніми курси «Екології» і «БЖД». Ці курси не відповідають сучасним вимогам, так як в них відсутній соціально-світоглядний аспект. Особливо це стосується курсів, пропонованих студентам технічних і природничих спеціальностей і напрямків.

Проблеми екологічної освіти знаходять різні концептуальні рішення, але все більше авторів приходять до того, що є декілька основоположних моментів в його реформуванні [7]:

- реформа екологічної освіти пов'язана з реформуванням всієї системи освіти, яка знаходиться в кризовому стані;

- освітні процеси взагалі і екологічні зокрема спрямовані на реалізацію сталого розвитку суспільства;

- еволюція екологічної освіти здійснюється в новому інформаційному просторі;

- екологічна освіта пов'язано з інтернаціоналізацією, гуманізацією, безперервністю в процесі формування нової парадигми мислення;

- екологічна освіта має бути безперервною і нарощувати свій потенціал в залежності від свого рівня.

Спираючись на концепцію сталого розвитку можна сказати, що освіта є процес, який триває все життя і який необхідно змінювати і перетворювати. Такий підхід переорієнтує освіту від констатації і засвоєння знань до підготовки людей до життя, до вирішення складних проблем виживання. Екологічна освіта, в цьому випадку, виступає безперервним процесом навчання, виховання і розвитку особистості. Цей процес спрямований на формування системи научних і практичних знань і умінь, а також цінносних орієнтацій, поведінки і діяльності в сфері охорони довкілля, сталого природокористування і споживання, формування екологічного способу життя.

Освітня сфера в розвинутих країнах давно перетворилася на провідний чинник економічного

зростання: кожна одиниця витрат на освіту дає віддачу на рівні 1,7-1,9 обсягу виробленого ВВП. Економічне змагання держав переміщається з виробничої області в сферу науки і освіти, причому головним чинником сталого розвитку стає не накопичення матеріальних благ і послуг, а накопичення знань, творчого потенціалу людини, створення умов для його всебічного і гармонійного розвитку. У зв'язку з цим метою освіти є формування мобільної, цілеспрямованої і відповідальної особистості, здатної компетентно виконувати різноманітні ролі в мінливому світі. Найважливіша роль в даному процесі належить екологізації освіти.

Таким чином, стратегічною метою освіти має стати екологічний світогляд, основу якого складають наукові знання, екологічна культура, етика та екологічне мислення. Екологічне навчання повинно бути направлено на виховання почуття особистої відповідальності за технічні рішення, за розробку і впровадження їх в практику природо-користування, морально-ціннісну орієнтацію на збереження природи як джерела здоров'я, естетичної насолоди, виховання глибокого гуманізму в людині.

Разом з тим, всі ці абсолютно правильні і обґрунтовані засоби не дають гарантії того, що загальна екологізація системи освіти на всіх рівнях докорінно змінить екологічне мислення і це, в свою чергу, призведе до повсюдного торжества концепції сталого розвитку людського суспільства і природного середовища на планеті.

По-перше, сам процес екологізації розглядається на декількох рівнях: міжнародно-глобальному, регіональному, державному та ло-

кальному. Для реалізації принципу сталого розвитку в міжнародно-глобальному або регіональному масштабі необхідно, хоча б приблизно, вирівняти показники економічного розвитку і прогресу - такі, як дохід на душу населення, та ін. Економічно розвинуті країни не стануть платити за бідних. Реалізація принципу сталого розвитку на державному або локальному рівні буде зведена до переміщення екологічно небезпечних підприємств і виробництв з багатих країн в бідні. Це на деякий час поліпшить екологічні показники багатих країн і на тривалий період, якщо не назавжди, призведе до екологічної катастрофи в бідних.

По-друге, у формуванні екологічного, релігійного, політичного, громадянського та інших форм свідомості, система освіти не є пріоритетною. Відомий постулат «буття визначає свідомість» ніхто не скасував. Якщо перед бідною і голодною людиною постане питання: вбити блягородну косулю і врятувати свою сім'ю від голодної смерті, або зберегти природу для нащадків - вона забуде про екорозвиток. Для формування нової екологічної свідомості рівень життя повинен відповідати певним стандартам і тоді людина починає замислюватися про екологічні проблеми.

І, нарешті, третій фактор. Система освіти в Україні останні 20 років перебуває в стадії перманентного реформування, реорганізації, оптимізації і т. д. і т. п. Новий проект Закону «Про освіту» передбачає суттєві зміни в навчальних програмах і формах та методах навчання на всіх рівнях. Сподіваємося, що ці новації піднімуть стан екологізації освіти в нашій державі на новий рівень.

Бібліографічний опис

1. Вернадский В.И. Научная мысль как планетное явление. М., 1991.
2. Наше общее будущее: Доклад Международной комиссии по окружающей среде и развитию. М., 1989.
3. Спиркин А.Г. Сознание и самосознание. М., 1972.
4. Дерябо С.Д., Ясвин В.А. Экологическая педагогика и психология. Ростов-н/Д., 1996.
5. Дерябо С.Д. Экологическая психология: диагностика экологического сознания. М., 1999.
6. Преобразование нашего мира: Повестка дня в области устойчивого развития на период до 2030 года : Резолюция 70/1, принятая Ген. Ассамблеей ООН 25 сент. 2015 г. // Организация Объединенный Наций – 2016.
7. Рубанова Е.В. Философские проблемы становления экологического знания. – Томск: Изд-во «ТЛМ Пресс», 2007. – 140 с.

Статья поступила 18.05.2017 г.

УДК 669.162.1

Мных А.С.*

Математическое описание процессов теплообмена в слое сыпучего материала при агломерации

В работе реализовано математическое описание тепловых процессов, протекающих в слое сыпучего полидисперсного материала с учетом внутренних источников теплоты. В представленной системе уравнений учтено влияние структурных характеристик слоя и его переменных теплофизических свойств по высоте спекательной тележки.

В роботі реалізовано математичний опис теплових процесів, що протікають у шарі сипучого полідисперсного матеріалу з урахуванням внутрішніх джерел теплоти. У представленій системі рівнянь враховано вплив структурних характеристик шару та його змінних теплофізичних властивостей по висоті палети.

In the work implemented mathematical description of thermal processes occurring in the layer of polydisperse bulk material, taking in consideration internal sources of heat.

Proposed the function for calculating the power of the internal heat sources in unit volume, which allows to determine the number of emitted and absorbed heat in a single layer element, depending on the content of the solid fuel, the occurrence of various chemical reactions and phase transitions, accompanied by the melting or crystallization of the melt.

Введение. Агломерация полидисперсных сыпучих материалов это высокотемпературный технологический процесс, основным источником энергии последнего, является теплота горения твердого топлива, в качестве которого выступает коксовая мелочь или антрацитовый штыб.

Особенностью сегодняшнего этапа развития процессов окускования является то, что наряду с проблемами интенсификации теплообмена, повышением скорости спекания и производительности, все более актуальными становятся вопросы экономической составляющей процесса – себестоимости и качества спека. Проведение дальнейших исследований процессов окускования на действующих конвейерных машинах крайне затратно и обуславливает необходимость развития математических моделей рассматриваемых процессов.

Анализ исследований и публикаций. Теория процессов теплообмена при окусковании сыпучих материалов как уже сформировавшаяся отрасль науки получила развитие в трудах С.Т. Ростовцева и С.М. Меерова [1], исследовавших количество теплоты необходимое для зажигания слоя шихты и определивших условия получения качественного не офлюсованного агломерата. В работах Л.А. Ковальского [2] разработана методика расчета теплоты, учитывающая особенности процесса окускования той или иной руды через скорость движения паллет, связанную с вертикальной скоростью спекания.

Общий методологический подход к описанию тепловых процессов, протекающих в слое сыпучего материала, сформирован и представлен в работах Э.М. Гольдфарба «Теплотехника металлургических процессов» [3], Б.И. Китаева и др. «Тепло- и массообмен в плотном слое» [4], В.Г. Лисиенко и др. «Теплофизика металлургических

процессов» [5]. Последующее обобщение и развитие исследований теплотехнических особенностей слоевых процессов получило в работах Ю.А. Фролова [6].

При описании теплофизических процессов, протекающих в слоях сыпучих материалов, применяют ряд допущений, стремясь достичь при этом сохранения в модели агломерируемого слоя наиболее важных характеристик и особенностей процесса, однако следует отметить, что в приведенных работах [7,8], отсутствует анализ сегрегационных процессов [9], протекающих в слое сыпучего материала, что является определяющим фактором, влияющим на распределение твердого топлива и компонентов шихты и, как следствие, на тепловой режим спекания.

Постановка задачи. Процессы теплообмена в плотном слое агломерируемого материала – сложное явление, характеризующееся зависимостью от многих факторов (размера частиц, их формы, температуры теплоносителя, фракционного состава сыпучей массы). Таким образом, в работе поставлена задача, реализовать математическое описание процессов окускования, что позволит проанализировать теплофизические процессы, протекающие при агломерации сыпучих материалов, и создаст предпосылки к синтезу математических моделей, рассматривающих основные особенности технологических зон конвейерной машины и протекающих в ней процессов.

Изложение результатов исследования. Термическая обработка сыпучего материала, характерная для агломерационного производства и процесса обжига железорудных окатышей, осуществляется с принудительным движением газов через слой, который представлен на рис. 1. Поток, просасываемый через структуру зернистого

*Мных Антон Сергеевич, доцент Запорожской государственной инженерной академии доц., к.т.н.,
Рецензент Кадильникова Татьяна Михайловна, зав.каф. НМетАУ, д.т.н., профессор.

материала, оказывает на него силовое воздействие, равное гидравлическому сопротивлению слоя и определяет интенсивность тепло- и массообменных процессов, протекающих в последнем.

Скорость и характер движения газов в наибольшей степени зависят от таких свойств зернистого материала, как: крупность, форма и

взаимное расположение частиц, а также объем, форма и размер порового пространства. Процессы теплообмена в слое в значительной степени зависят от следующих свойств сыпучих материалов: теплоемкость, теплопроводность, порозность и крупность частиц, составляющих их массу, и влияют на скорость перемещения тепловой волны в его объеме [10].

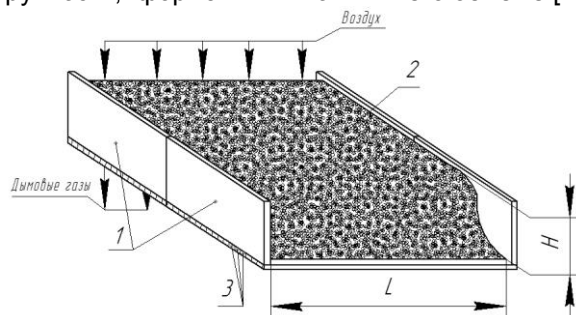


Рисунок 1 - Слой сыпучего материала подготовленного к спеканию

1- спекательные тележки (паллеты); 2- зернистый материал; 3 – колосниковая решетка; L, H – ширина и высота слоя сыпучего материала, соответственно.

Таким образом, анализ структурных характеристик зернистого слоя, является необходимым условием для изучения газодинамических особенностей и тепловых процессов, протекающих в массе сыпучего материала.

Слой шихтовых материалов, подготовленных к тепловой обработке, представляет собой систему со сложными геометрическими характеристиками. Детальное описание последних, предусматривает указание формы и общего количества элементов N в единице объема, размеров d_i и взаимного расположения частиц. Указанные характеристики определяют размер и характер просветов между частицами, структуру поровых каналов, по которым движутся, протекающие через слой, продукты горения. В качестве характеристик, для описания внутренней структуры сыпучего материала, пользуются понятиями порозности ε ($\text{м}^3/\text{м}^3$) и удельной поверхности слоя A ($\text{м}^2/\text{м}^3$).

В зависимости от типа регулярной укладки частиц, будет изменяться просвет в плоскостях, рис. 2, перпендикулярных потоку продуктов горения, что окажет влияние на газодинамику слоя сыпучего материала.

В непосредственной близости от контакта между шарообразными частицами образуется капиллярная щель, в которой конденсируются пары. Вблизи этих контактов образуются так называемые «застойные зоны» протекающего потока, замедляющие процесс теплообмена с частицами материала. Таким образом, можно сделать вывод, что структура слоя сыпучего материала в значительной степени влияет на порозность слоя, а так же на его теплофизические характеристики и газодинамику, что следует учитывать при математическом описании тепловых процессов в моно- и полидисперсных слоях материалов подготовленных к тепловой обработке.

Общую схему теплообмена в полидисперсном слое представим на рис. 3.

Математическое описание тепловых процессов, протекающих в слое сыпучих полидисперсных материалов, усложняется необходимостью учета дополнительных локальных характеристик теплообмена. Ключевое влияние на структуру слоя будет иметь фракционный состав сыпучего материала, который в свою очередь, будет определять порозность ε , сформированного на паллете конвейерной машины слоя.

При рассмотрении полидисперсного слоя, порозность не является постоянной величиной по высоте слоя $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \dots, \varepsilon_n \neq \text{const}$, ее значение при хаотичной загрузке зависит от способа укладки материала. И может находиться в диапазоне $\varepsilon = 0,25 \div 0,33$ [9].

Физическую модель процесса окускования представим следующим образом: через слой полидисперсного сыпучего материала имеющего высоту H и температуру T_m , движется газ, температура которого на входе в слой равна T_z , а скорость газового потока характеризуется величиной ω_z . Примем слой сыпучего материала на паллете конвейерной машины как стационарный, градиент температур в котором направлен по оси (y). Для соблюдения технологических требований необходимо обеспечить определенный уровень температур по высоте и ширине паллеты (x, y). Так как рассматривается квазистационарный процесс обжига и движение слоя на теплопередачу вдоль оси движения (z) не учитываем, осуществлен переход к двумерной модели.



Рис. 2. Вид пористого пространства при: а – кубической укладке; б – гексагональной укладке.

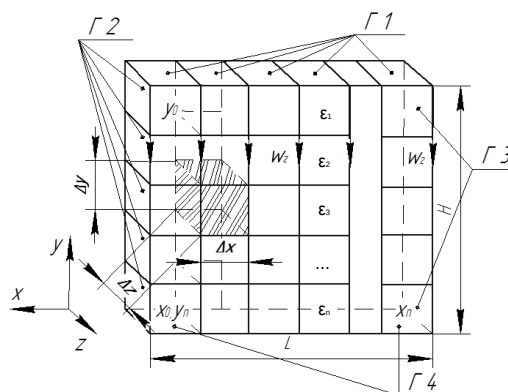


Рис. 3. Схема теплообмена в пористом полидисперсном слое

В основу математической модели агломерируемого слоя положено представление о частицах сыпучего материала как о термически тонких телах. Это позволило рассматривать элементарный объем слоя как сплошное тело, в объеме которого попеременно действуют источники и стоки теплоты. Массивность частиц материала, при этом, учитывалась путём введения поправки в расчёте объёмного коэффициента теплоотдачи [11].

В постановке примем следующие допущения: тепловой поток от газа к гранулам в любой точке слоя пропорционален разности температур между поверхностью частиц и газом; коэффициент

теплоотдачи от газа к гранулам постоянен для всей поверхности частицы.

При выводе дифференциального уравнения теплопроводности использован закон Фурье, для чего в слое выделен элементарный объем V со сторонами $\Delta x, \Delta y, \Delta z$, рис. 3. Грани указанного объема расположены параллельно соответствующим координатным осям. Приняв, что насыпная плотность слоя, состоящего из отдельных частиц материала с плотностью ρ_m , равна

$\rho_{нас} = \rho_m (1 - \varepsilon)$, уравнение запишем в виде:

$$c_{pm}(T) \rho_m(T) (1 - \varepsilon) \left[\frac{\partial T_m}{\partial t} + \omega_z \frac{\partial T_z}{\partial y} \right] = \left[\frac{\partial T_m}{\partial x} \left(\lambda_\Sigma \frac{\partial T_m}{\partial x} \right) + \frac{\partial T_m}{\partial y} \left(\lambda_\Sigma \frac{\partial T_m}{\partial y} \right) + \frac{\partial T_m}{\partial z} \left(\lambda_\Sigma \frac{\partial T_m}{\partial z} \right) \right] + q_v(x, y, z, t); \quad (1)$$

где: c_{pm} - изобарная теплоемкость материала, Дж/(кг·К); $T_m(x, y, z, t)$ - температура материала, К; $T_z(x, y, z, t)$ - температура газа, К. ω_z - скорость газового потока, м/с, ε - порозность слоя, м³/м³.

Известно [3], что теплофизические свойства материала изменяются в зависимости от таких параметров, как его влажность, крупность, температура. Для учета их комплексного влияния на коэффициент теплопроводности используем средневзвешенное значение коэффициента теп-

лопроводности λ_Σ , которое определяется следующим образом:

$$\lambda_\Sigma = \sum_{i=1}^n \lambda_i r_i; \quad (2)$$

где: λ_i - значение коэффициента теплопроводности в зависимости от физической величины (температура, влажность, крупность), Вт/(м·К); r_i - степень влияния физической величины на λ_i , доли.

С целью определения численного значения коэффициента r_i произведена обработка опытных данных [12], представленных. диапазон изменения которых был сужен применительно к реальным характеристикам сырьевых материалов $W(6 \div 12)\%$, $d(0,14 \div 0,917)$ мм и тепловому режиму работы конвейерных машин $T(20 \div 1200)$, °C.

В результате установлено интервал варьирования степени влияния указанных физических величин на коэффициент теплопроводности, который составил:

$$r_i(W) = 0,58 \div 0,41, \quad r_i(d) = 0,22 \div 0,17, \quad r_i(T) = 0,2 \div 0,42.$$

$$r_i(W) = \frac{\eta(W)}{\eta_{\Sigma}}; \quad r_i(d) = \frac{\eta(d)}{\eta_{\Sigma}}; \quad r_i(T) = \frac{\eta(T)}{\eta_{\Sigma}};$$

где: $\eta(W)$, $\eta(d)$, $\eta(T)$ - диапазон изменения коэффициента теплопроводности от соответствующей физической величины, Вт/(м·К); η_{Σ} - величина суммарного воздействия физических величин на коэффициент теплопроводности зернистого слоя, Вт/(м·К).

Мощность внутренних источников теплоты $q_v(x, y, z, t)$, входящая в состав уравнения (1), зависит от процессов, протекающих в слое материала, находящегося на паллете конвейерной машины (теплоты горения твердого топлива, теплоты протекания различных химических реакций, связанных как с поглощением, так и выделением теплоты, протеканием фазовых переходов сопровождающихся плавлением либо кристаллизацией материала). Количественную оценку мощности внутренних источников можно дать путем составления элементарных тепловых балансов для единичных объемов, составляющих слой сыпучего материала. В общем виде мощность внутренних источников теплоты в элементарном объеме представим следующим образом:

$$q_v = \frac{Qm\varepsilon}{V\rho_m t}; \quad (3)$$

где: Q - теплота, выделяющаяся в элементарном объеме слоя, определяемая из теплового баланса, учитывающая теплообмен между газом и материалом, экзо- и эндотермические реакции при тепловой обработке, кДж; m - масса единичного объема, кг; V - объем элементарного объема, м³; ρ_m - плотность материала, кг/м³; t - время тепловой обработки, с.

Учитывая, что в слое сыпучего материала происходит конвективный теплообмен между по-

токами газа и поверхностью частиц, уравнение (1) необходимо дополнить дифференциальным уравнением теплообмена в слое. Последнее, согласно закону Ньютона-Рихмана, может быть представлено в виде:

$$\alpha_v(T_g - T_m) = -c_g \rho_g \varepsilon \frac{\partial T_g}{\partial t} - c_g \rho_g \omega_g \frac{\partial T_g}{\partial y}. \quad (4)$$

где: C_g, C_m - теплоемкость газа и материала, Дж/(кг·К).

Уравнения (1) и (4) описывают изменение температуры слоя в процессе его тепловой обработки. Однако, учитывая, что структура слоя существенно влияет на его гидравлическое сопротивление, и как следствие на интенсивность процессов теплообмена в последнем, указанные уравнения следует дополнить уравнением, учитывающим изменение скорости фильтрации продуктов горения по высоте слоя – уравнением газодинамики.

Для описания потерь давления в отдельной зоне и слое в целом, может быть использована формула, являющаяся интерпретацией формулы Дарси-Вейсбаха:

$$\Delta P = \psi_{cl} \omega_g^2 \rho_g \frac{h}{r_g} (1 + \beta T); \quad (5)$$

где: ω_g - скорость движения просасываемых через слой газов, м/с; ρ_g - плотность газа, кг/м³; h - высота слоя, м; r_g - радиус эквивалентного канала, м; β - коэффициент объемного расширения газа, K^{-1} ; T - температура газа, К.

Для расчета потерь давления газов в слое для конкретных условий необходимо определить значение коэффициента гидравлического сопротивления. Причем для каждой из отдельных зон агломерируемого слоя его величина будет отличаться. Последнее обуславливает необходимость выполнения замеров опытным путем непосредственно в потоке на конвейерной машине, либо в разработке методики его расчета с учетом изменения гранулометрического состава зернистого материала.

Уравнения (1) и (4) с учетом теплообмена в слое между продуктами сгорания и материалом, а также уравнения характеризующего изменение скорости фильтрации продуктов горения по высоте слоя (5) могут быть объединены в систему уравнений, позволяющей описать тепловые процессы, протекающие в слое полидисперсного материала. Таким образом, имеем следующую систему уравнений:

$$\left\{ \begin{aligned} c_{pm}(T) \rho_m(T) (1-\varepsilon) \left[\frac{\partial T_m}{\partial t} + \omega_z \frac{\partial T_z}{\partial y} \right] = \\ = \left[\frac{\partial T_m}{\partial x} \left(\lambda_z \frac{\partial T_m}{\partial x} \right) + \frac{\partial T_m}{\partial y} \left(\lambda_z \frac{\partial T_m}{\partial y} \right) + \frac{\partial T_m}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial T_m}{\partial z} \right) \right] + q_v(x, y, z, t); \\ \alpha_v (T_z - T_m) = -c_z \rho_z \varepsilon \frac{\partial T_z}{\partial t} - c_z \rho_z \omega_z \frac{\partial T_z}{\partial y}; \\ \frac{dP}{dy} = \psi_{cl} \omega_z^2 \rho_z \frac{y}{r_g^2} (1 + \beta T). \end{aligned} \right. \quad (6)$$

Температурное поле в процессе тепловой обработки плотного слоя сыпучих материалов во многом зависит от величины коэффициента теплоотдачи, определяющего интенсивность развития тепловых явлений. При описании граничных условий для полидисперсного слоя следует учитывать тот факт, что коэффициент теплоотдачи не является постоянным $\alpha_F \neq const$, и изменяется по высоте и ширине слоя. Последнее вытекает из зависимости [13]:

$$\alpha_v = \alpha_F \frac{6(1-f)}{d_m} \cdot \frac{1}{m}; \quad (7)$$

где: f - площадь грани единичного объема слоя, m^2 ; d_m - диаметр частицы, m ; $m = 1 + Bi \cdot (k_3 - 1/k_3 \cdot k_2)$ - поправка на массивность частиц [14]; Bi - критерий Био; k_2 - коэффициент усреднения плотности теплового потока по сечению тела; k_3 - коэффициент усреднения среднemasсовой температуры по сечению тела.

Для расчета коэффициента теплоотдачи, входящего в состав системы (6), для частиц сферической или близкой к ней формы использованы формулы Тимофеева В.Н., имеющие вид:

$$\begin{aligned} Nu &= 0,61 Re^{0,67} (npu - Re > 200); \\ Nu &= 0,106 Re (npu - Re \leq 200). \end{aligned} \quad (8)$$

где: $Nu = \alpha_F \cdot d_m / \lambda_z$; $Re = \omega_z \cdot d_m / \nu_t$;

$\alpha_F = \alpha_v / F$; $F = 6(1-f) / d_m$; w_z - скорость движения продуктов сгорания, m/s ; d_m - средний диаметр частиц материала, m ; ν_t - коэффициент кинематической вязкости газа; λ_z - коэффициент теплопроводности газа.

Исходя из того, что в реальных технологических условиях на слой полидисперсного материала, находящегося на конвейерной машине, сверху действует источник постоянной температуры, а по бокам и снизу слой контактирует с внешней средой посредством конвективного теплообмена, начальные и граничные условия запишутся в следующем виде:

$$\text{Н.У. } t_0 = 0, T_m(x, y, z) = T_0, T_z(x, y, z) = T_0, \Delta P(y) = \Delta P(t_0).$$

$$\text{Г.У.: } y = y_0; T_m|_{\Gamma_1} = T_z, t > 0,$$

$$\text{Г.У.: } y = y_0; T_m|_{\Gamma_1} = T_z, t > 0,$$

$$x = x_0; \lambda_z \frac{\partial T_m}{\partial x} \Big|_{\Gamma_2} = \alpha_{F1} (T_m(x, y, z) - T_{o.c.}), t > 0,$$

$$x = x_n; -\lambda_z \frac{\partial T_m}{\partial x} \Big|_{\Gamma_3} = \alpha_{F2} (T_m(x, y, z) - T_{o.c.}), t > 0,$$

$$y = y_n; \lambda_z \frac{\partial T_m}{\partial y} \Big|_{\Gamma_4} = \alpha_{F3} (T_m(x, y, z) - T_{o.c.}), t > 0,$$

$$z_0 - z_n = 1.$$

Представленные граничные условия, в совокупности с системой уравнений (6), характеризуют математическую постановку задачи для полидисперсного слоя с учетом мощности внутренних источников энергии, характеризующих сгорание твердого топлива в слое материала. Указанная система уравнений может быть использована для

разработки имитационных моделей с целью изучения тепловых процессов в слое агломерируемого материала с учетом внутренних источников теплоты, характеризующих сгорание твердого топлива и протекающих химических реакций в слое.

Выводы. В работе приведено математическое описание комбинированного нагрева слоя сыпучих материалов, с учетом тепловыделения и поглощения теплоты в зонах, что связано с наличием внутренних источников энергии. Предложена зависимость, для расчета мощности внутренних источников теплоты в единичном объеме, которая позволяет определить количество выделяемой и поглощаемой теплоты в единичном элементе слоя, в зависимости от содержания в нем твердого топлива, протекания различных химических реакций и фазовых переходов, сопровождающихся плавлением либо кристаллизацией расплава.

Установлено, что для данного случая порозность слоя $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \dots, \varepsilon_n \neq const$. При описании

граничных условий коэффициент теплоотдачи также не является постоянным $\alpha_v \neq const$ и изменяется по высоте и ширине в зависимости от диаметра частиц составляющих слой. Структура слоя сыпучего материала оказывает существенное влияние на теплопроводность. Таким образом, для полидисперсных материалов, принято, что коэффициент теплопроводности является функцией трех переменных $\lambda = f(T, W, d)$. В результате для комплексного учета их влияния на коэффициент теплопроводности предложено средневзвешенное значение коэффициента теплопроводности λ_Σ .

Библиографический список:

1. Ростовцев, С. Т. Зажигание в процессе спекания криворожских железных руд. [Текст]/ С.Т. Ростовцев. С.М. Мееров. – Теория и практика металлургии, 1936, №3. – С. 12-22.
2. Ковальский, Л. А. Расчет зажигательного горна агломерационной машины Дуайт-Ллойда [Текст]/ Л.А. Ковальский. – Урал. Металлургия, 1938, №7-8. – С. 45-48.
3. Гольдфарб, Э. М. Теплотехника металлургических процессов [Текст]/ Э.М. Гольдфарб. М.: Металлургия, 1967, 442 с.
4. Лисиенко, В.Г. Теплофизика металлургических процессов [Текст]/ В.Г. Лисиенко, В.Г. Лобанов, Б.И. Китаев и др. Учебное пособие для вузов. М.: Металлургия, 1982, 240 с.
5. Китаев, Б.И. Тепло- и массообмен в плотном слое [Текст]/ Б. И. Китаев, В.Н. Тимофеев, Б.А. Боковиков и др. М.: Металлургия, 1972, 432 с.
6. Фролов, Ю. А. Теплотехническое исследование процесса агломерации и совершенствование технологии и техники для производства агломерата [Текст] : автореф. дис. ... д.т.н / Ю. А. Фролов – Екатеринбург., 2005. – 49с.
7. Koch, Th., Sommer, K., Modeling of continuous granulation in a fluidized bed. Preprints Symposium, First International Particle Technology Forum, Vol 1, 17.19.8.1994 Denver, P. 179-184.
8. M. Marinov, P. Petrov One possibility for a complex thermal processing of an agglomerate from obrochishte's manganese concentrate and waste vanadium catalyst Journal of the University of Chemical Technology and Metallurgy, 41, 3, 2006, P.349-354.
9. Мных, А. С. Определение сегрегации фракций аглошихты, требуемой для стабилизации теплового режима спекания [Текст]/ А.С. Мных А.О. Еремин, И.Н. Мных// Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2015. №1/8 (73). – С. 68-73.
10. Качан, Ю.Г. Синтез динамической модели процесса производства электрокорунда нормального для задач автоматизированного управления [Текст]/ Ю.Г. Качан, А.С. Мных// Восточно-Европейский журнал передовых технологий. 2008. - №2. – С. 54-57.
11. Мных, А. С. Влияние условий формирования сыпучего слоя железорудных и бокситовых материалов на коэффициент теплоотдачи [Текст]/ А.С. Мных, И.Г. Яковлева, М.Ю. Пазюк // Холодильна техніка та технологія. – 2016. – Том 52, №4. – С. 16-20.
12. Чудновский, А. Ф. Теплофизические характеристики дисперсных материалов [Текст]/ А. Ф. Чудновский. М.: Физматгиз, 1962, 456 с.
13. Зобенин, Б. Ф. Теплотехнические расчеты металлургических печей. [Текст]/ Б.Ф. Зобенин, М.Д. Казяев, Б.И. Китаев и др. Учебное пособие для вузов. Изд. 2-е. М.: Металлургия, 1982, 360 с.
14. Теплообмен и тепловые режимы в промышленных печах [Текст]/ Ю.И. Розенгарт, Б.Б. Потапов, В.М. Ольшанский, А.В. Бородулин / Под ред. Ю.И. Розенгарта. - Киев: Вища школа, 1986. - 296 с.

Статья поступила 18.05.2017 г.

УДК 669–147

Полещук В.М., Бровкин В.Л., Витер Т.О.

Определение материальных потерь при непрерывной разливке сортовой заготовки

В работе рассмотрены вопросы сокращения материальных потерь (окалина и охлаждающая вода) при непрерывной разливке сортовой заготовки. Численными методами определена температура и масса окалины вдоль технологической оси сортовой машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) при мягком, среднем и жестком режимах охлаждения в зоне вторичного охлаждения (ЗВО). Выполнено сравнение материальных потерь при производстве непрерывнолитой заготовки при разных режимах охлаждения в ЗВО.

В роботі розглянуті питання скорочення матеріальних втрат (окалина і охолоджуюча вода) при безперервному розливанні сортової заготовки. Чисельними методами визначена температура і маса окалини уздовж технологічної осі сортової машини безперервного лиття заготовок (МБЛЗ) при м'якому, середньому і жорсткому режимах охолодження в зоні вторинного охолодження (ЗВО). Виконано порівняння матеріальних втрат при виробництві безперервнолитої заготовки при різних режимах охолодження в ЗВО.

The paper considers the problems of reduction of material losses (scale and cooling water) during the continuous casting of billets. Numerical methods have been used to determine the temperature and mass of scale along the technological axis of the continuous casting machine (CCM) for soft, medium and hard cooling in the secondary cooling zone (SCZ). A comparison is made of material losses in the production of a continuous cast billet under different cooling conditions in the SCZ.

Постановка задачи. В современных условиях производства стали все больше на передний край выступают проблемы энерго- и ресурсосбережения. Высокая себестоимость металла, а также затраты связанные с удалением окалины являются стимулом для усовершенствования существующих и разработки новых режимов тепловой обработки заготовок и готового проката.

Целью работы является сокращение окалинообразования и расхода охлаждающей воды при производстве непрерывнолитой заготовки.

Задача решалась применительно к условиям непрерывной разливки сортовой заготовки одного из металлургических заводов Украины. Методика и результаты расчетов температурных режимов охлаждения непрерывнолитого слитка по длине МНЛЗ ранее рассмотрены в работах [1,2,3]. Для повышения производительности МНЛЗ используется метод локального обжата [4,5], при помощи которого возможно повышение скорости разливки на 50% [1].

Для расчета окисления непрерывнолитого слитка используется дифференциальное уравнение окалинообразования [6]:

$$\frac{dM}{d\tau} = \frac{k}{2 \cdot M} \quad (1)$$

где τ – время, с; M – масса окалины на момент времени τ , кг/м²; k – константа скорости окисления, кг²/(м⁴·с).

Константа скорости окисления выражается уравнением Аррениуса [6]:

$$k = k_0 \cdot e^{-\left(\frac{Q}{RT_{\text{пов}}}\right)} \quad (2)$$

где: k_0 – константа, которая показывает окис-

лительную способность газовой среды, кг²/(м⁴·с); Q – эквивалентная энергия разрыхления кристаллической решетки вюстита, зависящая от состава металла, Дж/моль; R – универсальная газовая постоянная, Дж/(моль·К); $T_{\text{пов}}$ – абсолютная температура поверхности, К.

Интегрируя выражение (2) с учетом (3) получаем:

$$M^2 = M_0^2 + \int_0^{\tau} k_0 \cdot e^{-\left(\frac{Q}{RT_{\text{пов}}}\right)} d\tau \quad (3)$$

где M_0 – начальная масса окалины, кг/м².

Исходные данные расчета процесса охлаждения и окисления непрерывнолитого слитка:

- сталь 20;
- температура перегрева стали: 15 °С;
- размеры поперечного сечения слитка: 0,13 × 0,13 м;
- скорость вытягивания слитка: $V_p = 4,2$ м/мин; 6 м/мин;
- зона охлаждения состоит из 8 участков: кристаллизатор $A=0,85$ м; зона вторичного охлаждения (ЗВО) – 4 участка. Длина каждого соответственно составляет: $B=0,5$ м; $C=2,65$ м; $D=3,05$ м; $E=3,5$ м; зона охлаждения на открытом воздухе – 3 участка: участок выпрямления слитка $F=15$ м, участок локального обжата $G=5$ м, участок перед порезкой $H=5,5$ м.

доля воды от ее общего расхода на каждый участок ЗВО: 1 – 34%, 2 – 37%, 3 – 17%, 4 – 12%;

– константы окисления: $Q \approx 150000$ кДж/моль [6]; $k_0 = 66$ кг²/(м⁴·сек) [6];

– начальная масса окалины $M_0 = 0$ кг/м²;
 – удельный расход воды для охлаждения
 слитка определен по заводским данным из усло-

вий эксплуатации существующей сортовой МНЛЗ
 и приведен в таблице 1.

Таблица 1 – Параметры режимов охлаждения в ЗВО

Режим охлаждения	Общий удельный расход воды, м ³ /(м ² ·час)	Обозначение кривых на рисунке 1
Мягкий	50,7	точки
Средний	70	сплошная линия
Жесткий	91	пунктир

Результаты исследований. На рисунке 1 показана диаграмма роста окалины при скорости разливки 6 м/мин.

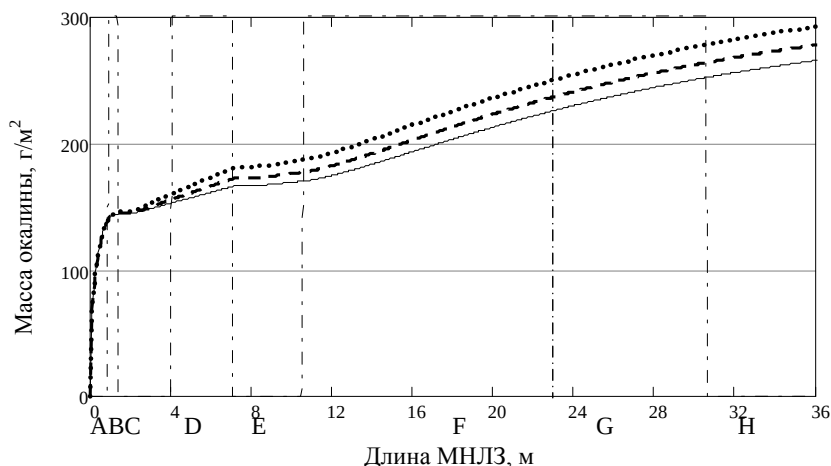


Рисунок 1 – Изменение массы окалины вдоль оси МНЛЗ при скорости разливки 6 м/мин

Как видно из рисунка 1 наиболее интенсивный рост окалины наблюдается в зоне кристаллизатора. В ЗВО происходит резкое снижение скорости окисления, вследствие интенсивного водяного охлаждения поверхности слитка. В зоне охлаждения на воздухе из-за наличия жидкой сердцевины температура поверхности увеличивается, что приводит к повышению скорости окисления непрерывнолитого слитка.

Количество образованной окалины будет меньше при более жестких режимах охлаждения непрерывнолитого слитка. Однако в таком случае из-за высоких значений термических напряжений возможно образование дефектов [1].

В таблице 2 приведены некоторые результаты исследования влияния скорости разливки и режимов охлаждения в ЗВО на окисление слитка.

Из таблицы 2 можно сделать вывод, что при переходе от мягкого режима охлаждения к более жестким потери металла в окалину сокращаются:

– на 12% при переходе от мягкого режима к среднему и
 – на 20% при переходе от мягкого к жесткому.

Однако при этом увеличивается расход воды на охлаждения заготовки:

– на 38% при переходе от мягкого режима охлаждения к среднему и

– на 80% при переходе от мягкого к жесткому.

При увеличении скорости разливки с 4,2 м/мин до 6 м/мин потери металла в окалину при неиз-

менных режимах охлаждения увеличиваются на 50%.

Таблица 2 – Влияние режимов ЗВО на окисление слитка

Скорость разливки	4,2 м/мин	6 м/мин
Режим охлаждения	Масса окалины на момент порезки, г/м ²	Масса окалины на момент порезки, г/м ²
Мягкий	195	289
Средний	170	273

Выводы.

1. Сравниваются материальные потери при непрерывной разливке заготовок при мягком, среднем и жестком режимах охлаждения в зоне вторичного охлаждения. Потери металла в окалину будут меньше на 12 % при среднем режиме и 20% при жестком по сравнению с мягким режимом охлаждения.

2. Использование среднего и жесткого режимов охлаждения, относительно мягкого, приводит к увеличению расхода воды соответственно на 38% и 80%. При этом из-за возрастающего перепада температур по сечению повышается вероятность образования дефектов.

3. Целесообразность применения того или иного режима охлаждения определяется технико-экономическим расчетом.

4. При увеличении скорости разливки до 6 режимов охлаждения увеличиваются на 50%. м/мин потери металла в окалину при неизменных

Библиографический список:

1. Research of temperature fields and thermal stresses in the continuous casting ingot / V. Polyeshchuk, V. Brovkin, T. Viter, L. Lazic, A. Varga, J. Kizek // 14-th International Scientific Conference "Energy transformations in industry", September 23-25, 2015, Stara Lubovna. – 2015. – P. 136-141.
2. Полещук В.М., Бровкин В.Л., Витер Т.О. Определение перепада температур по длине непрерывнолитой заготовки сортовой МНЛЗ / Наукові праці всеукраїнської науково-технічної конференції "Актуальні проблеми розвитку металургійної науки та освіти", 4-5 квітня 2017 р., НМетАУ, м. Дніпро. – С. 326-329.
3. Полещук В.М., Бровкин В.Л., Витер Т.О. Повышение теплосодержания непрерывнолитого слитка сортовой МНЛЗ // "Техническая теплофизика и промышленная теплоэнергетика", №8. – 2016. – Днепр. – 2016. – С. 149-155.
4. Пат. 175. Россия. МПК В 22 D 11/126. Способ получения непрерывнолитых заготовок / Полещук В.М., Кривченко Ю.С., Бычков С.В. – №2433016; Заявл. 17.11.2008; Опубл. 10.11.2011, Бюл. №2.
5. Киселев А.П. Основные направления развития способов снижения обрезки при переработке непрерывнолитых заготовок / Киселев А.П. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1998. – №4. – С. 31-33.
6. Губинский В.И. Уменьшение окалинообразования при производстве проката / В.И. Губинский, А.Н. Минаев, Ю.В. Гончаров. – К.: Техніка, 1981. – 135 с.

Статья поступила 18.05.2017 г.

УДК 669.74:669.168

Мяновська Я.В., Ду Юньшен, Ванюков А.А.*

Розрахункове визначення активності фосфору в системах Fe-Mn-C-P для вирішення практичних завдань дефосфорації сплавів на основі заліза

На основі обробки даних щодо величини коефіцієнтів активності для систем Fe-Mn-P та Mn-C-P розрахунковим шляхом отримані вирази для визначення коефіцієнта активності фосфору для систем Fe-Mn-C-P при отриманні марганцевих феросплавів.

The method of preparation of man-made wastes is proposed, which allows to use in the production of slag-forming materials of a special purpose the use of all the potential of their useful output properties.

Вступ

Системи Fe-Mn-P, Mn-C-P та Fe-Mn-C-P є найбільш важливими для металургії. Сплави на їх основі знаходять широке застосування в різних областях сучасної техніки. Для вдосконалення технології виробництва цілого ряду сталей і сплавів, марганцевих феросплавів, оптимізації процесів рафінування, легування сталі необхідне знання термодинамічних властивостей розплавів цих систем і, перш за все активності компонентів, а саме фосфору. Існують лише уривчасті відомості про активність фосфору в рідких сплавах системи Fe-Mn-P [1, 4-5, 8], Mn-C-P [22-23] і відсутні в системі Fe-Mn-C-P. Відомий ряд робіт, присвячених дослідженню активності фосфору в розплавах системи Fe-P [2, 3, 7, 11-13, 17, 25-26] різними методами в широкому інтервалі температур. Результати цих робіт мали велике значення для успішного вирішення практичних завдань дефосфорації сплавів на основі заліза. Наявні в літературі дані про активність фосфору в розплавах системи Mn-P [6, 9, 10, 14-23, 28] суперечливі. У зв'язку з цим відсутня надійна інформація про активність фосфору в цій системі. Автори сходяться на думці тільки в тому, що в розплавах системи Mn-P, Fe-P має місце сильна міжчасткова взаємодія марганцю з фосфором і заліза з фосфором, що характеризу-

$$a_p = 1,12 \cdot 10^{-50} \cdot T^{14,28} \cdot X_p^{0,744} \cdot X_{Mn}^{-0,736} \cdot X_{Fe}^{-0,08}$$

Встановлена величина апроксимації має достатнє значення, що вказує на адекватність цієї залежності реально спостережуваним значенням активності фосфору. Рівняння (1) може бути використано для розрахунків коефіцієнтів активності фосфору в системі Fe-Mn-P.

$$\ln \gamma_p^0 = -12051/T - \ln[\exp(16500/T - 8,145) + 1].$$

З урахуванням впливу вуглецю на актив-

ється значним негативним відхиленням від закону Рауля, причому в розплавах Mn-P більш інтенсивна взаємодія між компонентами в порівнянні з Fe-P [1, 6, 7].

Постановка проблеми

Недолік інформації про системи Fe-Mn-P, Mn-C-P та Fe-Mn-C-P обумовлений об'єктивними труднощами, що виникають при експериментальному дослідженні, а саме тим, що при температурах стабільності рідкої фази марганець і фосфор характеризуються дуже високими величинами тиску насиченої пари і, крім того, марганець, маючи високу спорідненість до кисню, має здатність утворювати сполуки з різними ступенями окиснення. У роботах [1, 6, 7] автори досліджували розплави системи Fe-Mn-P в широкому інтервалі температур і складів досліджуваних сплавів. В результаті отримано масив експериментальних даних по активності фосфору для різних складів і (або) температур, дані в цих роботах наведені у вигляді таблиць і графіків.

Теоретичне визначення коефіцієнтів активності фосфору

У даній роботі методом математичної статистики визначено рівняння найкращої поліноміальної функції яка апроксимує залежність активності фосфору від складу сплаву і температури:

$$R^2=0,86. \quad (1)$$

При заміні в складі сплаву заліза на вуглець автори робіт [22-23] дають такий вираз для коефіцієнтів активності фосфору при безкінечному розведенні, отримане на основі моделі квазіідеальних асоційованих розчинів [27]:

ність фосфору в рідкому марганці

*Мяновська Яна Валеріївна, докторант НМетАУ,
Ду Юньшен, аспірант НМетАУ,
Ванюков Антон Андрійович, асистент НМетАУ, к.т.н.

$\ln \gamma_P = \ln \gamma_P^0 + 3,9 X_C$ [16] отриманий масив даних залежності коефіцієнта активності від різних складів системи Mn-P-C і температури,

$$\gamma_P = 1,62 \cdot 10^{-57} \cdot T^{16,69} \cdot X_P^{-0,15} \cdot X_{Mn}^{-0,19} \cdot X_C^{1,526}$$

Досить високе значення коефіцієнта кореляції (0,99) вказує на адекватність цієї залежності спостережуваним значенням коефіцієнтів активності фосфору. Рівняння (3) може бути використано для розрахунків коефіцієнтів активності фосфору в системі Mn-P-C.

$$\gamma_P = 4,83 \cdot 10^{-57} \cdot T^{15,4} \cdot X_P^{-0,0138} \cdot X_{Mn}^{-0,92} \cdot X_{Fe}^{-0,66} \cdot X_C^{-0,68} \quad R^2=0,86. \quad (4)$$

обробкою якого отримано вираз для коефіцієнта активності фосфору для системи Mn-P-C

$$R^2=0,99. \quad (3)$$

Вперше отримано рівняння загальної залежності коефіцієнта активності фосфору для багатокомпонентної системи Fe-Mn-P-C шляхом обробки даних по системам Fe-Mn-P та Mn-P-C

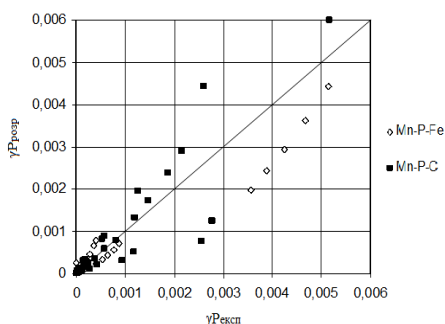


Рисунок 1 - Порівняння величин коефіцієнтів активності фосфору в розплавах систем Mn-P-C та Mn-P-Fe зі значеннями, розрахованими за допомогою рівняння (4)

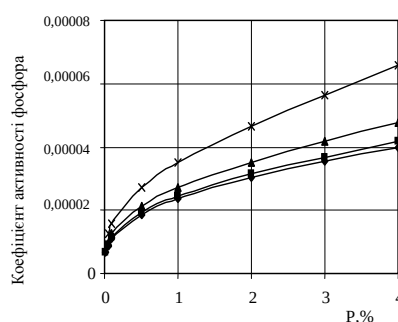


Рисунок 2 - Вплив вмісту фосфору на коефіцієнт активності фосфору при різних вмістах марганцю в сплаві при температурі 1550°C (цифри у кривих вказують на вміст марганцю в сплаві).

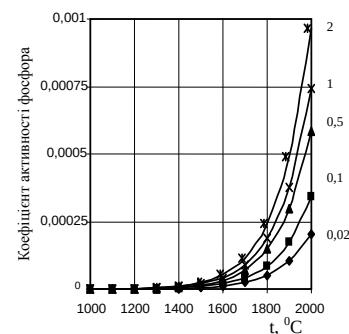


Рисунок 3 - Вплив температури на коефіцієнт активності фосфору при різних вмістах фосфору в сплаві (цифри у кривих вказують на вміст фосфору в сплаві).

З рисунка 1 випливає, що відхилення розрахованих величин від експериментальних не перевищує 15%, що говорить про хорошу узгодженість параметрів в досліджуваній функціональній залежності.

Для визначення впливу температури розплаву і вмісту його компонентів на коефіцієнт активності фосфору проведено математичний аналіз. Початкові умови системи знаходяться в наступних межах: склад розплаву Mn=50-80%, P=0,02-2%, температура 1000-2000 °C. Вплив вмісту фосфору на коефіцієнт активності фосфору при різних вмістах марганцю в сплаві представлений на рисунку 3. З ростом фосфору в сплаві коефіцієнт активності фосфору збільшується, причому підвищення концентрації марганцю вище 70%

призводить до значного збільшення значень коефіцієнтів активності фосфору, що говорить про залежність активності фосфору від вмісту марганцю в металі.

Для обраних вмістів фосфору вплив температури на коефіцієнт активності фосфору ідентичний, з ростом температури коефіцієнт активності фосфору збільшується, при температурі вище 1500 °C спостерігається різкий стрибок активності фосфору.

Таким чином, отримано рівняння залежності коефіцієнта активності фосфору від складу сплаву і температури для багатокомпонентної системи Fe-Mn-P-C. Дане рівняння дозволить розрахувати активність фосфору для різних сплавів системи Fe-Mn-P-C.

Бібліографічний список

1. Зайцев А.И., Доброхотова Ж.В., Литвина А.Д., Могутнов Б.М. Термодинамические свойства расплавов системы железо-марганец-фосфор. // Неорганические материалы. - 1995. - Том 31. - № 9. - С. 1164-1173.
2. Люпис К. Химическая термодинамика материалов. - М.: Металлургия, 1989. - 503 с.

3. Hauk F., Knacke O. Conventional Chemical Potentials of Elements in Dilute Ferrous Solution // Steel Res. - 1985. - Vol. 56. - №10. - P. 501-506.
4. Шабденов Б.А., Кунаева А.М., Илиева А.А. Термодинамические свойства фосфора в жидких металлических сплавах. // Химия и химическая технология. Алма-Ата, 1972. - Вып. 13. - С. 228-233.
5. Кунаева А.М., Шабденов Б.А., Бейсембаев Б.Б., Омаров Н.Г. Изучение термодинамического поведения марганца в расплавах системы железо-фосфор-марганец. // Вестник АН КазССР. - 1980. - №7. - С. 43-46.
6. Zaitsev A.I., Zemchenko M.A., Litvina A.D., Mogutnov B.M. Thermodynamic Properties of Mn-P Alloys // Z. Metallkd. - 1993. - Vol. 84. - №3. - P. 178-184.
7. Zaitsev A.I., Dobrokhotova Zh.V., Litvina A.D., Mogutnov B.M. Thermodynamic Properties and Phase Equilibrium in Fe-P System. // J. Chem. Soc., Faraday Trans. - 1995. - Vol. 95. - № 4. - P. 703-712.
8. Vogel R., Gottingen J.B. Das System Eisen-Phosphor-Mangan. / Arch. Eisenhüttenwesen. - 1952. - V. 23. - №5/6. - P. 217-221.
9. Lee Y.E. Thermodynamics of the Mn-P System. / Metal. Trans. B. - 1986. - V. 17. - №3. - P. 569-571.
10. Цикаридзе Н.Н., Островский О.И., Бараташвили И.Б. и др. Теплота растворения фосфора в марганце. / Изв. Вузов Чер. Металлургия. - 1977. - № 9. - С. 51-53.
11. Spencer P., Kubashewski J.A. Thermodynamic Assessment of the Iron-Phosphorus system. / Arch. Eisenhüttenwes. - 1978. - V. 49. - №5. - P. 225-228.
12. Schurmann E., Kaiser H.P., Haugen U. Calorimetric and thermodynamics of the System Iron-Phosphorus. / Arch. Eisenhüttenwes. - 1981. - V. 55. - №2. - P. 51-55.
13. Okamoto H. The Fe-P (Iron-Phosphorus) System. / Bull. Alloy Phase Diagrams. - 1990. - V. 11. - № 4. - P. 404-412.
14. Баталин Г.И., Стукало В.А., Нецименко Н.Я., Лизогуб В.А., Игнатьев В.С. Исследование термодинамической активности фосфора в жидких сплавах на основе марганца // Сб. Восстановительные процессы в производстве ферросплавов. - М.: Наука. - 1977. - С. 45-48.
15. Дашевский В.Я., Кашин В.И., Ракитина Н.И. Термодинамические свойства сплавов системы марганец-фосфор. // Сб. Восстановительные процессы в производстве ферросплавов. - М.: Наука. - 1977. - С. 48-53.
16. Дашевский В.Я. Кацнельсон А.М., Крылов А.С., Григорович К.В., Кашин В.И. Термодинамические свойства расплавов марганец-фосфор и марганец-кремний. // Теория и практика металлургии марганца. - М.: Наука, 1990. - С. 9-18.
17. Гасик М.И., Емлин Б.И., Горбачев В.Ф., Лизогуб В.А. Термодинамика растворов фосфора в жидких железе и марганце. // Металлургия и коксохимия. - Киев: Техника, 1972. - Вып. 31. - С.17-21.
18. Баталин Г.И., Стукало В.А., Нецименко Н.И. Термодинамическая активность фосфора в жидких сплавах марганца с фосфором. // Укр. хим. журн. - 1977. - Т.43. - №6. - С.602-604.
19. Стукало В.А., Баталин Г.И., Лизогуб В.А. и др. Активность фосфора в сплавах на основе марганца. / В кн.: Технический прогресс электрометаллургии марганцевых и кремнистых ферросплавов. - Днепропетровск: Изд. ЦБТИП МЧМ УССР. - 1975. - С. 6-9.
20. Тагиров В.к., Казенас Е.К., Дашевский В.Я. и др. Исследование испарения сплавов системы марганец-фосфор. // Физико-химические основы металлургии марганца. - М.: Наука, 1977. - С. 5-12.
21. Бараташвили И.Б. Термодинамика растворов фосфора в жидком марганце и расплавах марганец-кремний. // Сообщ. АН ГССР. - 1986. - Т. 122. - №3. - С. 569-571.
22. Дашевский В.Я. Кацнельсон А.М., Маслов А.Д., Чижигов А.Д., Кашин В.И. Термодинамический анализ и экспериментальные исследования процесса восстановительной дефосфорации расплавов марганца // Теория и практика металлургии марганца. - М.: Наука, 1990. - С. 96-99.
23. Дашевский В.Я., Григорович К.В., Кацнельсон А.М. и др. Термодинамика расплавов и область аморфизации системы марганец-фосфор. // Расплавы. - 1988. -Т. 2. - №4. - С. 3-7.
24. Бараташвили И.Б., Гвелесиани Г.Г., Ломтатидзе Г.А. Термодинамика раствора фосфора в расплавах марганец-кремний-фосфор. // Теория и практика металлургии марганца. -М.: Наука, 1990. - С. 5-9.
25. Пыткин Ю.Д. Исследование активности фосфора в расплавах железо-фосфор. // Изв. Вузов. Чер. Металлургия. - 1966. - №6. - С. 23-27.
26. Поляков А.Д., Пыткин Ю.Д., Вовк В.Т. и др. исследование активности фосфора в жидких растворах фосфора в железе. // Жур. физ. химии. - 1975. - Т.49. - №1. - С. 126-129.
27. Крылов А.С., Кацнельсон А.М., Кашин В.И. Модель квазиидеальных ассоциированных растворов. // Взаимодействие металлических расплавов с газами и шлаками. - М.: Наука. - 1986. - С. 57-63.
28. Куликов И.С. Метод расчета активности компонента в разбавленных растворах. // Физико-химические основы металлургических процессов. - М.: Наука. - 1969. - С. 202-204.

Стаття надійшла 07.06.2017 г.

ЗМІСТ

А.Л. ЧАЙКА, А.А. СОХАЦКИЙ, А.А. МОСКАЛИНА, Б.В. КОРНИЛОВ, В.Ю. ШОСТАК, К. С. ЦЮПА, Р.В. АВДЕЕВ*	
<i>Полный энергетический баланс доменной плавки с применением ПУТ в условиях Украины</i>	5
В.В.БОЧКА, А.В.ДВОЕГЛАЗОВА, А.В.СОВА*	
<i>Исследования влияния добавки железосодержащего материала на степень и скорость диссоциации известняка</i>	10
Б.В.КОРНИЛОВ, А.Л.ЧАЙКА, В.В. ЛЕБЕДЬ, Н.В.ЛОГВИНОВ, А.А.СОХАЦКИЙ*.	
<i>Исследование газодинамической работы свободной от шихты зоны колошника доменной печи и их практическое приложение</i>	15
В.Ю.ШОСТАК, А.Л.ЧАЙКА, А.А. СОХАЦКИЙ, К.С.ЦЮПА, Б.В. КОРНИЛОВ, А.А.МОСКАЛИНА*.	
<i>Особенности вдувания пылеугольного топлива и тепловой работы фурменной зоны доменной печи</i>	21
ГРИШИН А.М. , ЩЕГЛОВА И.С.*	
<i>О механизме восстановления Cr_2O_3 высшим карбидом хрома и при действии каталитических добавок</i>	27
ГРИШИН А.М.*	
<i>Термодинамика и некоторые особенности кинетики восстановления хрома в сложных системах с участием карбидов</i>	31
ЛЕБЕДЬ В.В., ЖЕРЕБЕЦКИЙ А.А.*	
<i>Определение рационального количества рабочих угловых положений лотка БЗУ</i>	36
ТОГОБИЦКАЯ Д.Н., ЦЮПА Н.А., ОТОРВИН П.И., СТЕПАНЕНКО Д.А., ЛИХАЧЕВ Ю.М., СКАЧКО А.С. *	
<i>Влияние химического состава доменных шлаков на вывод щелочных соединений (K_2O и Na_2O) из доменной печи</i> ...	41
МЕШАЛКИН А.П., КАМКИН В.Ю., КОЛБИН Н.А., ТУРИЦЕВ В.В., БАБЕНКО А.В.	
<i>Проблемные вопросы использования техногенных отходов промышленного происхождения в процессах рафинирования стали</i>	47
ПРОЙДАК Ю.С., КАМКІН В.Ю., КАМКІНА Л.В., БЕЗШКУРЕНКО О.Г.*	
<i>Наближення реакцій дегазації сталі до рівноваги при вакуумуванні в ковші</i>	54
МЯНОВСКАЯ Я.В.*	
<i>Управление содержанием фосфора при выплавке марганцевых ферросплавов</i>	58
ВЕЛИЧКО О.Г., КАМКИНА Л.В., ТОКАРЕВ С. І., ІСАЄВА Л.Є., ВЕЛИКОНСЬКА Н.М.*	
<i>Використання гідрометалургічних методів для вилучення компонентів залізовмісних відходів</i>	64
ЧЕРНЯТЕВИЧ А.Г., МОЛЧАНОВ Л.С., ЮШКЕВИЧ П.О.*	
<i>Направления повышения эффективности продувки ванны 160-т конвертеров ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»</i>	66
НИЗЯЕВ К.Г., МОЛЧАНОВ Л.С., СИНЕГИН Е.В., СТОЯНОВ А.Н., РЫШКОВА И.С., ВЕЙ СИНВЕНЬ*	
<i>Инновационные подходы к конструированию футеровки кислородных конвертеров</i>	75
ЧЕРНЯТЕВИЧ А.Г., ВАКУЛЬЧУК В.В., МОЛЧАНОВ Л.С., ЮШКЕВИЧ П.О., СИГАРЕВ Е.Н., ЧУБИН К.И., ЧУБИНА Е.А. *	
<i>Высокотемпературное моделирование продувки конвертерной ванны с использованием двухъярусной кислородной фурмы</i>	79
МУСУНОВ Д.О., СИНЕГІН Є.В., МОЛЧАНОВ Л.С., ЖУРАВЛЬОВА С.В. *	
<i>Аналіз причин виникнення проривів металу під кристалізатором при розливанні на МБЛЗ круглої заготовки</i>	86
ПИПТЮК В.П., МОСЬПАН В.В., МОЦНЫЙ В.В., КНЫШ А.В., ПАВЛОВ С.Н., АНДРИЕВСКИЙ Г.А.*	
<i>Обеспечение качества непрерывнолитой и передельной заготовок сберегающими решениями ковшовой обработки стали</i>	90
БОЙЧЕНКО Б.М., СИНЕГИН Е.В., БОЙЧЕНКО С.Б.*	
<i>Снижение окклюзии водорода флокеночувствительными сталями в промежуточном ковше машины непрерывного литья заготовок</i>	94
КУВАЄВ В.М., КУВАЄВС.М., НОВОДРАНОВА Н.О.*	
<i>Аналіз особливостей взаємодії двобарабанных летучих ножиців з сортовим прокатом</i>	99

КУВАЄВ В.М., БЕШТА Д.О.*

АНАЛІТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЗМУ ЗРИВУ ВИТКІВ У ПРОЦЕСІ НАМОТУВАННЯ ПРОКАТУ НА БАРАБАН МОТАЛКИ.....105

ПУТНОКИ А.Ю., ПОДОБЕДОВ Н.И., ДИННИК Ю.А.*

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТРАНСПОРТНОГО ПЕРЕНОСА (ЗАПАЗДЫВАНИЯ) ПРИ НЕПРЕРЫВНОЙ ПРОКАТКЕ 111

СЕЛИВЕРСТОВ В.Ю., СЕЛИВЕРСТОВА Т.В.*

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЗАТВЕРДЕВАНИЯ ПРОКАТНОГО ВАЛКА ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ КОМБИНИРОВАННОЙ ТЕХНОЛОГИИ ГАЗОДИНАМИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ И ЭЛЕКТРОШЛАКОВОГО ОБОГРЕВА.....115

СЕЛИВЕРСТОВ В.Ю., ДОЦЕНКО Ю.В., ДОЦЕНКО Н.В.*

КОМПЛЕКСНОЕ ВЛИЯНИЕ ГАЗОДИНАМИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ И МОДИФИЦИРОВАНИЯ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СПЛАВА АК5М С ПОВЫШЕННЫМ СОДЕРЖАНИЕМ ЖЕЛЕЗА 119

ИВАНОВА Л.Х., КАЛАШНИКОВА А.Ю., НЕСТЕРУК С.В.*

УЛУЧШЕНИЕ КАЧЕСТВА ОТЛИВОК ИЗ ХРОМИСТОГО ЧУГУНА 122

МАЗОРЧУК В.Ф., УЗЛОВ К.И., РЕПЯХ С.И., ДЗЮБИНА А.В.

КОЭФФИЦИЕНТЫ ТЕРМИЧЕСКОГО ЛИНЕЙНОГО РАСШИРЕНИЯ ЛИТОГО ОЛОВА, АЛЮМИНИЯ И СПЛАВА АЛ2 125

ГУЛЯЕВ Ю.Г., ШИФРИН Е.И.*

ОПТИМИЗАЦИЯ КАЛИБРОВКИ ВАЛКОВ ДЛЯ НЕПРЕРЫВНОЙ ПРОДОЛЬНОЙ ПРОКАТКИ ТРУБ 129

РАХМАНОВ С.Р.*

ОПТИМИЗАЦИЯ КАЛИБРОВКИ ИНСТРУМЕНТА ПРОШИВНОГО ПРЕССА ТРУБОПРЕССОВОЙ ЛИНИИ.....134

ЯСЕВ А. Г.*

МОДЕЛИРОВАНИЕ И УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ ПРОИЗВОДСТВА РЕМОНТНО-МЕХАНИЧЕСКИХ ЦЕХОВ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРЕДПРИЯТИЙ 143

БУБЛИКОВ А.В., КУВАЄВ В.М.*

ОБґРУНТУВАННЯ ІНФОРМАТИВНИХ КРИТЕРІЇВ ДЛЯ ЕКСПЕРТНОЇ СИСТЕМИ НЕЧІТКОГО АВТОМАТИЧНОГО УПРАВЛІННЯ ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНИМИ ТЕХНОЛОГІЧНИМИ КОМПЛЕКСАМИ 147

ЧЕРВОННЫЙ И.Ф., ДУДЧЕНКО Н.В.*

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ГЕКСАГОНАЛЬНОГО НИТРИДА БОРА 153

ИВАЩЕНКО В.П., КАРМАЗИНА Л.Л., ДИННИК Ю.А.*

ПОДХОД К ФОРМАЛИЗАЦИИ ПРОЦЕССОВ УПРАВЛЕНИЯ ИТ ПРОЕКТОМ НА БАЗЕ ВИРТУАЛЬНОГО ОФИСА 160

ШАТОХА В.И., СЕМЕНКО С.А.*

РОЗРОБКА СЦЕНАРІЇВ РОЗВИТКУ МЕТАЛУРГІЙНОЇ ГАЛУЗІ УКРАЇНИ В ПЕРІОД ДО 2030 РОКУ.....164

МЕШАЛКИН А.П., КАМКІН В.Ю., СИНИЦИН Я.Ю., НАДТОЧИЙ А.А.*

ПОКАЗАТЕЛИ И КИНЕТИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ДЕСУЛЬФУРАЦИИ И ДЕФОСФОРАЦИИ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ОПЫТНЫХ ШЛАКООБРАЗУЮЩИХ СМЕСЕЙ.....168

БАБЕНКО Л.В., ІВАНОВ І.І., ЗОСІМОВ Б.Ю.*

ЕКОЛОГІЗАЦІЯ ОСВІТИ І ЕКОЛОГІЧНЕ ВИХОВАННЯ ТА ЇХ ВПЛИВ НА ФОРМУВАННЯ СВІДОМОСТІ З ПОЗИЦІЇ КОНЦЕПЦІЇ СТАЛОГО РОЗВИТКУ.....174

МНЫХ А.С.*

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛООБМЕНА В СЛОЕ СЫПУЧЕГО МАТЕРИАЛА ПРИ АГЛОМЕРАЦИИ.....177

ПОЛЕЩУК В.М., БРОВКИН В.Л., ВИТЕР Т.О.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ МАТЕРИАЛЬНЫХ ПОТЕРЬ ПРИ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКЕ СОРТОВОЙ ЗАГОТОВКИ 183

МЯНОВСЬКА Я.В., ДУ ЮНЬШЕН, ВАНЮКОВ А.А.*

РОЗРАХУНКОВЕ ВИЗНАЧЕННЯ АКТИВНОСТІ ФОСФОРУ В СИСТЕМАХ Fe-Mn-C-P ДЛЯ ВИРІШЕННЯ ПРАКТИЧНИХ ЗАВДАНЬ ДЕФОСФОРАЦІЇ СПЛАВІВ НА ОСНОВІ ЗАЛІЗА 186

ТЕОРИЯ И ПРАКТИКА МЕТАЛЛУРГИИ

Загальнодержавний науково-технічний журнал

Засновники: Відділення матеріалознавства і металургії Академії інженерних наук України

Національна металургійна академія України

Головний редактор, голова редакційної ради
чл.корр.НАНУ О.Г.Величко.

Зам. головного редактора д.т.н., професор Камкіна Л.В.

Випускаючий редактор к.т.н., доцент Діннік Ю.О.

Комп'ютерне верстання ст.викл. Безшкurenко О.Г.

Адреса редакції: 49600, м. Дніпро, пр. Гагаріна 4.

<http://nmetau.edu.ua/ru/mdiv/i2004/p1504>

2017. Підписано до друку 06.07.2017 року.

Передплатний індекс видання 23954.

Тираж 100 примірників.

Ціна вільна

@ Теория и практика металлургии, 2017