

РОЗДІЛ «МЕТАЛУРГІЯ. ЗВАРЮВАННЯ»

УДК 669.162

СИГАРЕВ Е.Н., д.т.н., професор
БАЙДУЖ Ю.В., аспірант
ЧУБИН К.И., к.т.н., доцент
ГУРЖИЙ Д.О., аспірант

Днепродзержинский государственный технический университет

РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩИЙ ЭФФЕКТ ПРИМЕНЕНИЯ ПОГРУЖНОЙ ВРАЩАЮЩЕЙСЯ ФУРМЫ

Введение. В большинстве мировых металлургических стран и в Украине определена приоритетная роль ковшовой обработки чугуна и стали как звена, определяющего качество готовой металлопродукции на технологическом маршруте «доменная печь – конвертер – МНЛЗ». При этом ресурсо- и энергетические затраты на выплавку в доменных печах и ковшовое рафинирование передельного чугуна перед заливкой в конвертер могут быть изменены в широких пределах путем модернизации оборудования и совершенствования технологий.

Постановка задачи. Технологический маршрут «доменная печь – кислородный конвертер» производства металлопродукции в условиях ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» состоит из следующих основных звеньев. В доменных печах выплавляется передельный чугун с расходом кокса в среднем 492,8 кг/т чугуна и выходом шлака 445 кг/т чугуна с основностью 1,24. Передельный чугун с температурой не ниже 1320⁰С и химическим составом 0,70-1,10% Si, 0,20-0,60% Mn, не более 0,040% S и 0,15% P сливается в миксер.

При необходимости уменьшения содержания серы в передельном чугуне менее 0,020% S перед миксером используют установку десульфурации чугуна мартеновского цеха. В качестве реагента применяются слитки пассивированного магния с содержанием активного магния 86% и степенью использования 20-40% при массе обрабатываемого чугуна 60-110 т.

В конвертерный цех в составе 6-ти 160-т конвертеров с верхней продувкой поставляется передельный чугун с широким диапазоном колебаний по составу (Si=0,76-1,15%; Mn=0,22-0,47%; S=0,022-0,029%; P=0,067-0,079%) и температуре (1300-1346⁰С) перед заливкой в конвертер, что не всегда соответствует нижнему пределу (1320⁰С), предусмотренному технологической инструкцией ТИ-228-КК-07-2010. В силу сложившихся условий применяемая в конвертерном цехе технология характеризуется рядом недостатков:

- в отличие от современных технологий, в конвертере осуществляется продувка ванны с максимальным удалением S и P непосредственно при продувке. Переокисление металла и шлака в результате проведения додувки для повышения температуры металла (75-85% от всех плавов) или уменьшения фосфора приводит к перерасходу ферросплавов и снижению выхода годного;

- с целью экономии чугуна шихтовка ведется с повышенным расходом лома и скрапа (23,0-24,5% от веса металлошихты). При этом количество плавов с температурой заливаемого чугуна ниже 1320⁰С достигает 45-50% от общего;

- сложности в обеспечении требуемого уровня десульфурации, даже при промежуточном скачивании шлака, значительный расход извести (65-73 кг/т стали);

- работа с промежуточным скачиванием шлака (на 7-10 мин продувки), присадкой доломита и формированием в процессе продувки шлака с повышенным содержанием оксида магния (8-12% MgO) сопровождаются «сварчиванием» шлака, ухудшением

удаления S и P, усилением выноса с образованием настывли на стволе фурмы с последующей ее обрезкой (3-4 операции в смену) и, зачастую, выведением фурмы из эксплуатации.

Последующая ковшовая обработка выпускаемого из конвертера железуглеродистого полупродукта с доведением его по составу и температуре до заданной марки стали, перед разливкой стали на МНЛЗ, производится на установке ковш-печь (УКП).

По результатам анализа комплекса исследований [1-5] выплавку качественного железуглеродистого полупродукта предлагается осуществлять по новому технологическому маршруту, включающему этапы:

- доменной плавки со шлаками пониженной до 1,10 основности (CaO/SiO_2) с применением безмарганцовистой железосодержащей шихты. В таком режиме работы обеспечивается выплавка чугуна пониженной стоимости с концентрациями Mn 0,11-0,27%, Si 0,50-0,60% и повышенным содержанием серы S 0,040-0,065%;

- ковшовой десульфурации чугуна с вдуванием диспергированного магния через вращающуюся погружную фурму [1, 2];

- передела десульфурированного чугуна (0,003-0,005% S) в конвертерах с верхней [3] либо комбинированной продувкой ванны через двухъярусные кислородные фурмы с частичным дожиганием отходящих газов [4] и модернизированной системой охлаждения;

- нанесения шлакового гарнисажа на футеровку посредством раздувки конечного шлака перемещающимися газопорошковыми струями, формируемыми с помощью газоохлаждаемых гарнисажных фурм [5].

Реализация предложенного технологического маршрута требует предварительной оценки его ресурсо- и энергоэффективности в сложившихся технических и сырьевых условиях работы комбината.

Результаты работы. В соответствии с предложением ковшовую десульфурацию передельного чугуна предлагается осуществлять на модернизированной установке десульфурации в заливочных ковшах [1] вдуванием диспергированного магния (0,10-0,19 кг/(т·мин)) в потоке азота (0,015-0,018 м³/(т·мин)) через двусопловую вращающуюся фурму. Для стабилизации результатов десульфурации (в условиях переменных параметров обработки), исключения возможности возврата серы в расплав и улучшения удаления сернистых шлаков предусмотрена корректировка состава ковшовых шлаков путем добавки фракционированных материалов (1,5-2,0 кг/т чугуна) на основе дешевых отходов огнеупорно-металлургических производств.

Ожидаемым техническим результатом использования предложенной конструкции установки [1] и технологии десульфурации [2] с использованием погружной вращающейся фурмы являются:

- обеспечение устойчивого и равномерного ввода диспергированного магния с интенсивностью свыше 20 кг/мин за счет увеличения межфазной поверхности контакта газомagneйных пузырей с расплавом;

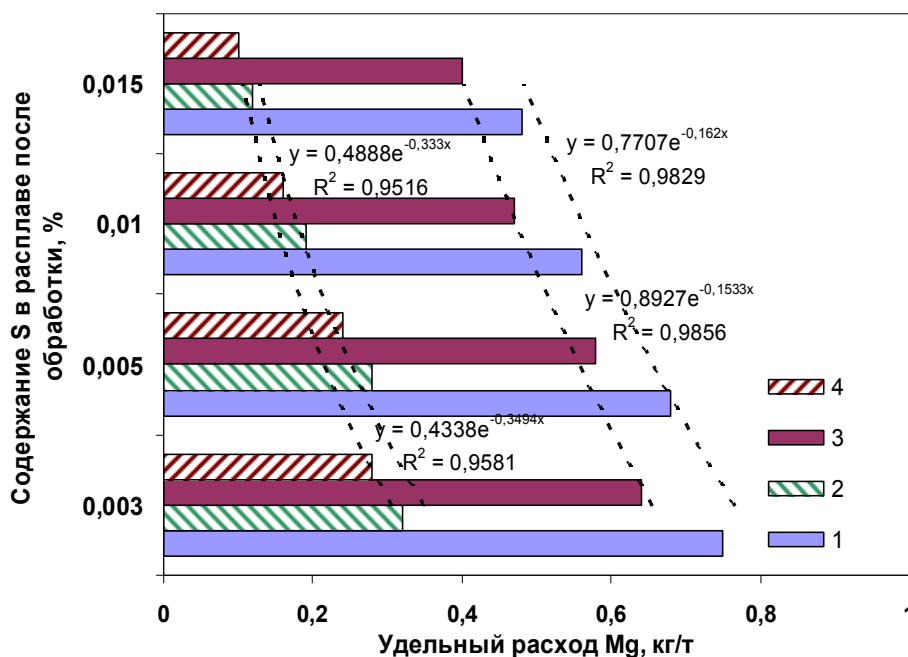
- снижение потерь вдуваемого магния за счет предотвращения прорыва газомagneйных потоков на поверхность ванны;

- обеспечение технологичных и безопасных условий обработки чугуна в ковше без выплесков расплава при высоте свободного пространства над поверхностью ванны вплоть до 200-250 мм;

- удельный расход магния снижается на 0,08-0,15 кг/т чугуна, а продолжительность собственно вдувания магния – на 0,5-1,8 мин;

- степень использования магния на серу повышается на 10-19%.

Сравнение ожидаемых показателей предлагаемой технологии десульфурации чугуна с вращающейся погружной фурмой [1] с показателями украинской технологии (ИЧМ-Desmag, г. Днепропетровск) [6] приведено на рис. 1.



1, 3 – способ «ИЧМ-Desmag» [6] для $[S]_{\text{нач}}=0,065$ и $0,020\%$ соответственно;
 2, 4 – вращающаяся фурма [1] для $[S]_{\text{нач}}=0,065$ и $0,020\%$ соответственно

Рисунок 1 – Удельный расход гранулированного магния в зависимости от глубины удаления серы и способа ввода реагента

Для определения требуемой для достижения заданной глубины удаления серы в ковше с вращающейся фурмой продолжительности вдувания магния (τ) рекомендуется использовать эмпирические выражения (рис.2):

- в диапазоне $[S]_{\text{н}}=0,020-0,025\%$ $\tau = 2,29 \cdot e^{-0,19[S]_{\text{н}}}$;

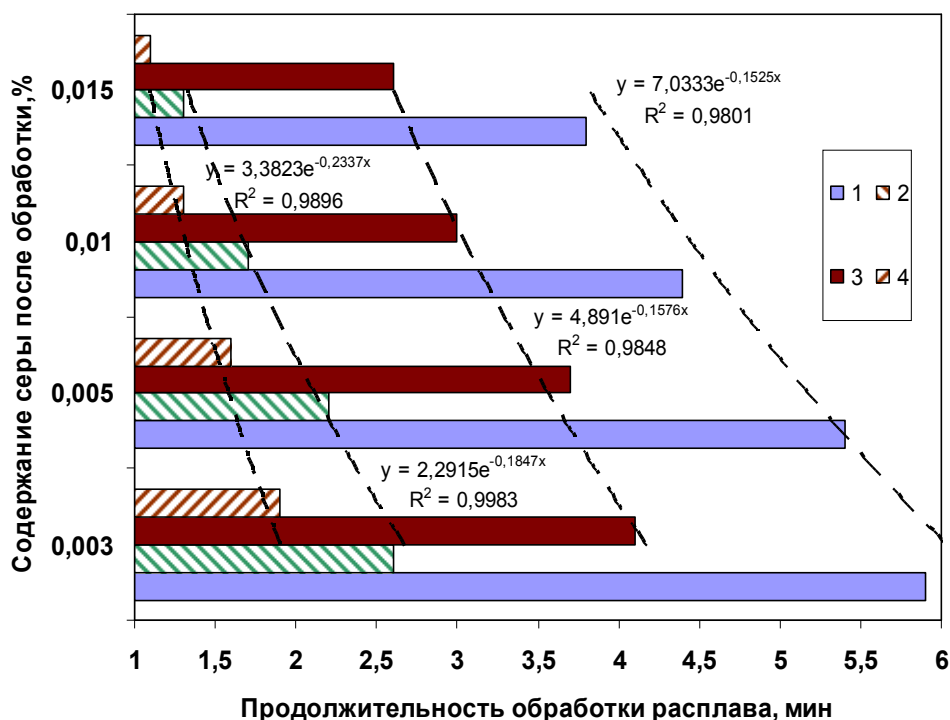
- в диапазоне $[S]_{\text{н}}=0,025-0,065\%$ $\tau = 4,91 \cdot e^{-0,15[S]_{\text{н}}}$.

При использовании в конвертерной плавке десульфурованного чугуна расход извести сокращается на 8-16 кг/т стали в сравнении со штатной технологией. Частичное дожигание отходящих газов (3-5%) при использовании двухъярусной фурмы обеспечивает увеличение расхода лома в шихте на 15,1 кг/т при снижении расхода жидкого чугуна на 16,2 кг/т металла.

Для дальнейшего повышения стойкости футеровки конвертеров после выпуска железоуглеродистого полупродукта в сталеразливочный ковш производится нанесение шлакового гарнисажа на футеровку путем раздувки конечного шлака газопорошковыми струями, несущими необожженный доломит, с использованием вращающейся гарнисажной фурмы [5].

В соответствии с результатами выполненных расчетов при работе доменной печи на шлаках пониженной основности обеспечивается уменьшение расхода кокса на 17 кг/т, известняка – на 8 кг/т, выхода шлака – на 35 кг/т чугуна с повышением производительности на 4%. Себестоимость чугуна уменьшается на 0,75%, сокращение энергозатрат составляет 390 МДж/т чугуна.

Данные десульфурации чугуна в заливочных ковшах вдуванием гранулированного магния по технологии «ИЧМ-Desmag» [6], смеси на основе порошкообразной из-



1, 3 – способ «ИЧМ-Desmag» [6] для $[S]_{нач}=0,065$ и $0,020\%$ соответственно;
 2, 4 – вращающаяся фурма [1] для $[S]_{нач}=0,065$ и $0,020\%$ соответственно

Рисунок 2 – Требуемая продолжительность обработки расплава в зависимости от глубины удаления серы и способа ввода реагента

вести с магнием по технологии «Krupp Polysius» [7] и присадки извести с перемешиванием ванны импеллером (KR-процесс) [8] позволили оценить ресурсо- и энергоэффективность предложенной технологии десульфурации с использованием вращающейся фурмы [1, 2] (табл.1).

Таблица 1 – Затраты на десульфурацию чугуна в 130-т заливочном ковше

№	Показатель	Обработка 130 т передельного чугуна		
		Смесь СаО и Mg, Германия [7]	KR-процесс, Япония [8]	Вдувание Mg - вращ. фурма, Украина [1]
1	2	3	4	5
1	Расход реагентов, кг/т чугуна, в т.ч.:			
	- известь	2,82	8,40	-
	- плавиковый шпат	-	1,10	-
	- магний	0,69	-	0,50
	- всего реагентов	3,51	9,50	0,50
2	Содержание [S] (до/после), %:	0,045/0,005	0,045/0,005	0,045/0,005
3	Количество дополнительно образующегося в ковше шлака, кг/т чугуна	7,80	18,0	1,20
4	Потери чугуна с дополнительно образующимся шлаком, кг/т чугуна	3,96	10,85	1,84
5	Снижение температуры чугуна, °С	10	42	4

Продолжение таблицы 1

1	2	3	4	5
6	Затраты, €/т чугуна:			
	а) на реагенты	2,84	1,93	1,22
	б) на потери чугуна с дополнительным шлаком и утилизацию шлака	1,64	3,46	0,34
	в) на потери температуры чугуна	1,63	0,68	0,07
	г) на погружную фурму (импеллер)	1,51	0,065	0,14
7	Суммарные затраты на обработку (по п.п. "а-д"), €/т чугуна	4,79	6,13	1,76

В соответствии с расчетами в таком варианте [1] при наименьших затратах на десульфурацию (1,76 €/т чугуна), сокращении потерь чугуна со скачиваемым шлаком, минимальных потерях тепла и продолжительности обработки энергозатраты на десульфурацию (до 0,005% S) на 67,99 МДж/т чугуна меньше затрат по технологии «Krupp Polysius» (Германия) [6] и на 23,45 МДж/т – по KR-процессу (Япония) [8] (табл.2).

Таблица 2 – Энергозатраты (Э) на десульфурацию чугуна в 130-т заливочном ковше

№	Показатель	Обработка 130 т передельного чугуна					
		Вдувание смеси СаО и Mg [7]		KR-процесс [8]		Вдувание Mg (вращ. фурма) [1]	
		ед./т	Э, МДж/т	ед./т	Э, МДж/т	ед./т	Э, МДж/т
1	Расход реагентов, кг/т чугуна, в т.ч.:						
	- известь	2,82	23,38	8,40	69,64	-	0
	- плавленый шпат	-	0	1,10	1,10	-	0
	- магний	0,69	129,87	-	0	0,50	87,75
2	Содержание [S] (до/после), %:	0,045/ 0,005	-	0,045/ 0,005	-	0,045/ 0,005	-
3	Расход азотаносителя, м ³ /т чугуна	0,45	1,50	-	0	0,12	0,40
4	Расход электроэнергии, кВт/ч/т	-	0	0,72	0,08	0,46	0,05
5	$\Delta T_{\text{чуг}}$, °С	10	14,0	42	58,80	4	5,60
6	Расход футеровки фурмы (импеллера), кг/т чугуна	1,51	24,92	0,65	10,73	1,40	23,10
7	Σ энергозатраты на десульфурацию чугуна, МДж/т	184,89		140,35		116,90	

Сравнение материально-энергетических балансов штатной и предлагаемой технологии конвертерной плавки представлено в табл.3. Суммарное уменьшение энергозатрат на производство стали составит 461,0 МДж/т стали. В случае применения технологии нанесения шлакового гарнисажа [5] снижение энергозатрат (на 239,11 МДж/т) обеспечивается применением менее энергоемких магниевых добавок, исключением расхода воды на охлаждение гарнисажной фурмы, сокращением продолжительности раздувки и т.п.

Таблиця 3 – Матеріально-енергетический баланс виплавки сталі в 160-т конвертері по штатній (ШТ) і пропонованій [3-5] (ПТ) технології

№ пп	Наименование статьи расхода	Удельный расход, ед./т		Δ уд. расхода, ед./т	Δ уд. энергозатрат, МДж/т
		ШТ	ПТ		
1.	Чугун, кг/т	852,50	836,30	-16,20	+400,10
2.	Лом и скрап, кг/т	260,0	285,10	+15,10	-107,20
3.	Уголь (АС), кг/т	1,91	1,07	-0,84	-26,04
4.	Известь, кг/т	65,10	52,60	-12,50	+67,50
5.	MgO флюс, кг/т	2,75	0	-2,75	+7,84
6.	Раскислители, кг/т	8,83	8,10	-0,73	+40,15
7.	Кислород, м ³ /т	46,10	44,10	-2,0	+13,60
8.	Δ степени дожигаия	0	5,0	+5,0	+35,60
9.	T _{чуг} , °С	1328	1320	-8,0	-11,20
10.	Расход огнеупоров, кг/т	2,62	1,14	-1,48	+24,42
11.	τ продувки, мин	18 ³⁰	18 ⁰⁰	-0,5	+1,43
12.	Выход шлака, кг/т	100,0	81,25	-18,75	+21,38
13.	Содержание (FeO) _к , %	20,0	18,0	-2,0	-6,76
14.	Суммарный энергоэф-фект, ГДж/т	+0,461			

Выводы. В соответствии с расчетами суммарное сокращение энергетических затрат на выплавку чугуна в доменной печи, ковшовую десульфурацию чугуна, получение железуглеродистого полупродукта в конвертере и ошлакование футеровки агрегата по предложенному технологическому маршруту в сравнении с комплексом штатных технологий составляет 0,973 ГДж/т стали.

ЛИТЕРАТУРА

1. Пат. 79507 Україна, МПК С21С 1/02 (2006.01). Спосіб десульфуратії чавуну диспергованим магнієм у заливальному ковші / А.Г.Чернятевич, Є.М.Сігарьов, К.І.Чубін, О.А.Чубіна, С.О.Зарандія; заявник та патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № у 2012 11963; заявл. 17.10.12; опубл. 25.04.13, Бюл. № 8.
2. Desulfurization of hot metal by the injection of disperse magnesium through a submerged rotating / E.N.Sigarev, A.G.Chernyatevich, K.I.Chubin [e.a.] // Steel in Translation – 2011. – Vol. 41, N. 6. – P.P.487-491.
3. Чернятевич И.В. Современное состояние и направления совершенствования конструкций кислородных фурм для продувки конвертерной ванны / И.В.Чернятевич, Е.Н.Сигарев, А.Г.Чернятевич // Бюллетень «Черная металлургия». – ОАО «Черметинформация». – 2008. – №12. – С.23-27.
4. Перспективные направления в применении двухъярусных кислородных фурм / А.Г.Величко, А.Г.Чернятевич, Е.Н.Сигарев [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – ОАО «Черметинформация». – 2012. – №10. – С.17-21.
5. Освоение технологии нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера путем раздувки шлака перемещающимися газопорошковыми струями / А.Г.Чернятевич, Е.Н.Сигарев, В.А.Шеремет [и др.] // Известия вузов. Черная металлургия. – 2011. – №2. – С.15-20.
6. Создание и промышленное применение современных аппаратурно-технологических комплексов десульфурации чугуна на металлургических комбинатах Китая / В.И.Боль-

- шаков, А.Ф.Шевченко, В.А.Александров [и др.] // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2004. – № 4. – С.6-11.
7. Десульфурация чугуна в кислородно-конвертерном цехе ОАО «Алчевский металлургический комбинат» / А.М.Зборщик, С.В.Куберский, Г.Я.Довгалюк и [др.] // *Металл и литье Украины*. – 2010. – №7. – С.9-12.
8. Gardsdon B. Hot metal desulphurization: benefits of magnesium lime co-injection / V.Gardsdon, X.Han // *Millenium Steel*. – 2010. – P.P.31-36.

Поступила в редколлегию 22.09.2015.

УДК 669.162

СИГАРЕВ Е.Н., д.т.н., профессор
НЕДБАЙЛО Н.Н., аспирант
СИГАРЕВ Н.К., к.т.н., доцент
МАЛАШОНОК С.Л., магистр

Днепродзержинский государственный технический университет

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МАГНИЯ В СХЕМЕ КОМПЛЕКСНОГО КОВШОВОГО РАФИНИРОВАНИЯ РАСПЛАВА

Введение. При выплавке в Украине в соответствии с сырьевой базой передельных низкомарганцовистых чугунов, содержащих в среднем 0,6-1,4% Si, 0,1-0,3% Mn, 0,22-0,065% S и 0,035-0,060% P, целесообразно реализовать предварительное комплексное рафинирование передельного чугуна в заливочных ковшах перед заливкой в сталеплавильный агрегат. Основной целью комплексного рафинирования является осуществление в рабочем объеме заливочного ковша одновременного удаления Si и S из расплава чугуна с компенсацией снижения его температуры.

Постановка задачи. Экспериментально подтверждена [1] возможность формирования в рабочем объеме ковша обособленных реакционных зон с отдельным преимущественным удалением в пределах последних кремния с 0,8-1,4% до 0,15-0,30% и серы с 0,040-0,060% до 0,005-0,010%.

Промышленная реализация разработанной технологической схемы [2] ковшовой обработки расплава передельного чугуна путем продувки через две погружные фурмы кислородно-азотными и азотными струями, несущими во взвешенном состоянии порошкообразную доломитизированную известь и диспергированный магний соответственно, требует теоретического обоснования целесообразности использования магния в качестве десульфуратора.

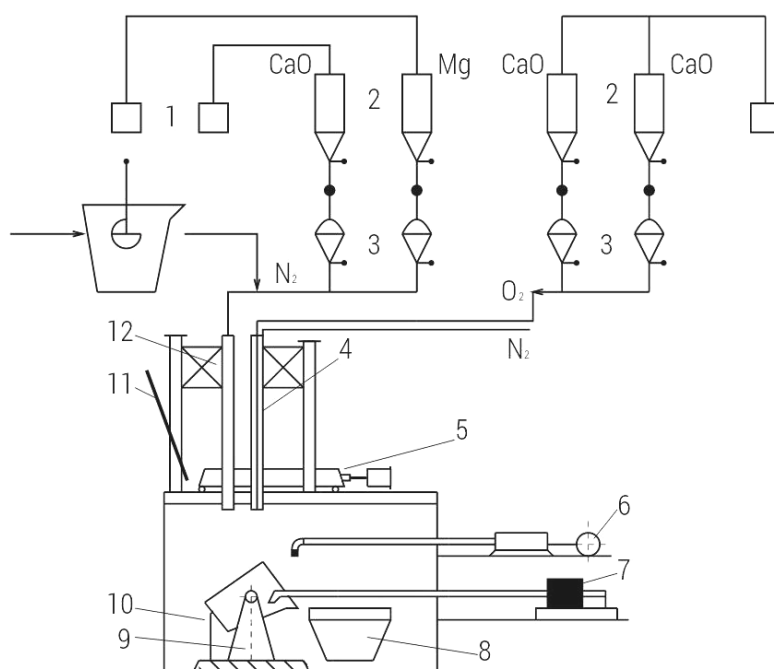
С учетом возможности модернизации приобретенных рядом металлургических предприятий Украины установок десульфурации чугуна фирм «ESM» (США) и «Krupp Polysius» (Германия), известных недостатков применения двухкамерных ковшей для организации одновременного обескремнивания и десульфурации чугуна [3, 4], возможности замены порошкообразного алюминия на более дешевый и безопасный чушковый и природного газа на азот рафинирование чугуна по кремнию и сере перед конвертерным переделом предлагается организовать по усовершенствованной схеме [5].

В качестве базовой для модернизации предлагается использование технологии и оборудования фирмы «ESM» (США) [6], предусматривающей вдувание порошкообразных десульфураторов (смесь флюидизированной извести с гранулированным магнием) в расплав через две погружные фурмы. Фурмы связаны с двумя работающими независимо одна от другой коинжекционными системами, что, как установлено, позволяет снизить время десульфурации, в среднем, на 45% в сравнении с однофурменной системой.

С учетом необходимых мероприятий по модернизации установки фирмы «ESM» (США) одновременное удаление кремния и серы при обработке чугуна в заливочном ковше предлагается производить путем:

- предварительного насыщения расплава алюминием путем присадки чушкового алюминия во время наполнения заливочного ковша;
- последующего вдувания порошкообразных десульфураторов в расплав через две погружные фурмы, в том числе через одну погружную фурму – порошкообразной доломитизированной извести в потоке кислорода, окруженного защитной кольцевой оболочкой азота и инъекцией диспергированного магния (смеси магния с известью) в потоке азота через вторую погружную фурму;
- вдувания на окончательной стадии обработки, когда содержание серы становится ниже «критических» значений (0,010%), только извести, прекращением подачи диспергированного магния с целью сокращения его потерь на растворение в расплаве;
- ввода алюминиевой катанки по ходу вдувания реагентов вглубь расплава.

С целью реализации предложенной технологии установка десульфурации фирмы «ESM» (США) дополнительно оборудуется (рис.1) трактами подвода кислорода и азота (на создание кольцевой защитной оболочки для предотвращения износа торца погружной фурмы типа «труба в трубе»).



- 1 – отделение хранения реагентов; 2 – суточный бункер хранения реагентов;
3 – пневмокамерный насос для вдувания реагентов; 4 – погружная фурма типа «труба в трубе»; 5 – платформа-крышка камеры рафинирования чугуна; 6 – трайб-аппарат;
7 – машина скачивания шлака; 8 – шлаковая чаша; 9 – кантовательный стенд; 10 – трубопровод подачи азота для донной продувки; 11 – фурма-зонд; 12 – погружная фурма

Рисунок 1 – Принципиальная схема организации комплексной обработки чугуна в большегрузном заливочном ковше на модернизированной установке фирмы «ESM» (США)

Подача алюминиевой катанки вглубь расплава обеспечивается трайб-аппаратом 6, установленным на рабочей площадке установки десульфурации.

С целью глубокой десульфурации чугуна (рис.1) через погружную фурму 12 в потоке несущего азота в расплав вдувается гранулированный магний марки МГП-99 (ТУ 1714-004-43055164-20040) фракции 200-1000 мкм (либо смесь последнего с порошкообразной известью, содержащей 82% CaO; 12% MgO; 1% SiO₂; 0,003% S; 5% п.п.п.).

Во втором полуобъеме заливочного ковша (рис.1) одновременное удаление серы и кремния из расплава обеспечивается путем:

- предварительного насыщения расплава алюминием путем присадки чушкового алюминия во время наполнения ковша с целью создания условий для формирования капель шлака системы (CaO-SiO₂-Al₂O₃) в пределах вторичной реакционной зоны на начальном этапе обработки;

- последующего вдувания в расплав через погружную фурму 4 с соплами типа «труба в трубе» порошкообразной доломитизированной извести в потоке кислорода, окруженного защитной кольцевой оболочкой азота, с созданием первичной реакционной зоны преимущественной десиликонизации, формированием десульфурующего шлака системы (CaO-SiO₂-Al₂O₃-MgO) и удалением серы с всплывающими к поверхности ванны каплями шлака;

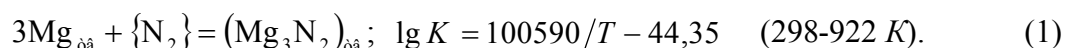
- ввода алюминиевой катанки с заданной интенсивностью по ходу вдувания извести в зону нисходящих потоков расплава, что обеспечивает раскисление зоны десульфурации расплава и перманентное формирование в пределах вторичных реакционных зон жидкоподвижного шлака, типа доменного (CaO/SiO₂=1,1–1,3; Al₂O₃=5–15%; MgO=5–12%; FeO=0,3–0,5%) с высокой обессеривающей способностью.

В то же время, при реализации предложенного технологического варианта совмещенного по времени удаления кремния и серы из расплава, кислород, используемый в качестве газа-носителя для вдувания порошкообразной извести через одну из погружных фурм, может оказать существенное влияние на степень использования магния, инжестируемого в соседний полуобъем заливочного ковша в потоке азота, на связывание серы. Необходимо проведение анализа целесообразности использования магния и ввода алюминиевой катанки в качестве десульфуратора и раскислителя соответственно.

Результаты работы. Для оценки термодинамической вероятности самопроизвольного протекания реакций в представленной системе «газ-шлак-металл» рассчитывали значения величины изменения энергии Гиббса реакций с использованием методики косвенного расчета по данным [7]. С учетом результатов проведенных ранее экспериментальных исследований по ковшовой десульфурации чугуна вдуванием гранулированного магния [8] физико-химическую модель процессов в обособленной реакционной зоне преимущественной десульфурации расплава можно представить в следующем виде (рис.2).

После выхода из сопла погружной фурмы газопорошковая струя (диспергированный магний либо смесь извести с магнием в потоке азота) вступает во взаимодействие с расплавом чугуна вблизи торца фурмы с образованием первичной реакционной зоны (I р.з.), ограниченной по глубине и диаметру глубиной проникновения в расплав струи (рис.2, а). В отдаленном от торца фурмы объеме ванны формируется вторичная реакционная зона (II р.з.), по структуре представляющая собой направленный вверх вдоль ствола фурмы газо-металлический поток.

При прохождении частиц магния по внутреннему каналу погружной фурмы и на выходе из сопла термодинамически вероятно взаимодействие Mg с газом-носителем с образованием нитридов магния



Следует отметить, что реакция (1) термодинамически возможна, но кинетически затруднена по причинам незначительной продолжительности нахождения гранул Mg в

фурме (менее 0,12-0,14 сек при расходе азота 80-100 м³/час), глубины погружения фурмы (3,0-3,5 м) и наличия солевой защитной пленки на поверхности гранулированного магния.

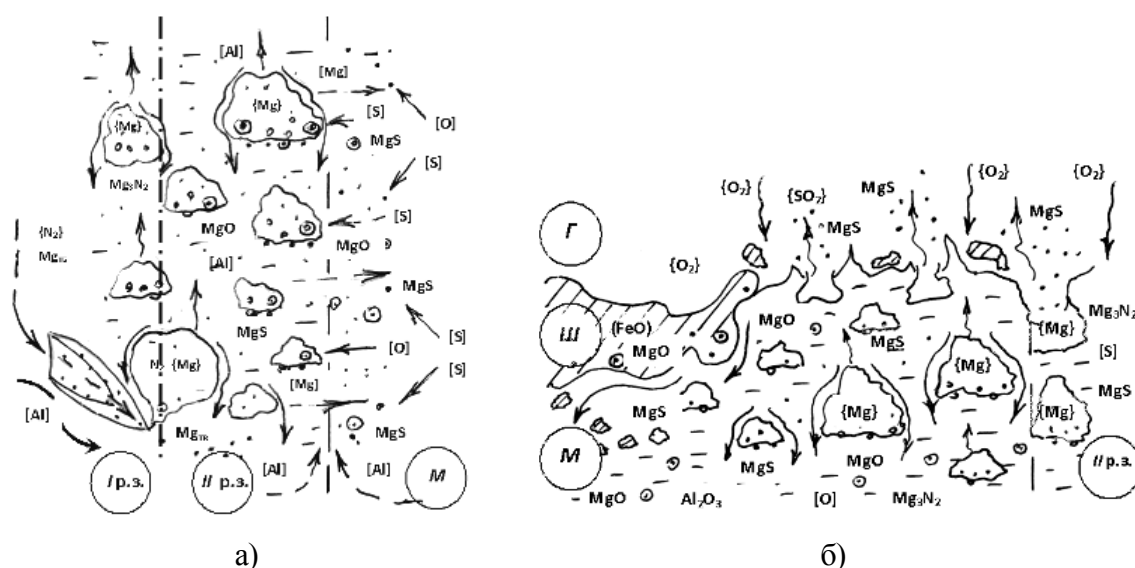
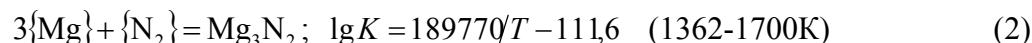


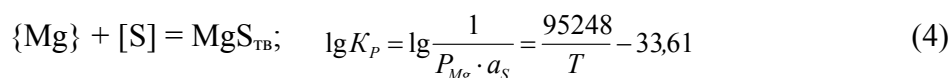
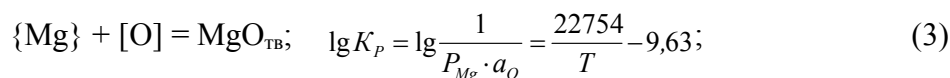
Рисунок 2 – Схемы процессов в зоне взаимодействия азотно-магниевой струи с расплавом при вводе алюминиевой катанки (а) в пределах I и II р.з., в верхних горизонтах ванны и на границах «металл (М) – шлак (III)», «металл (М) – газ (Г)» обособленной реакционной зоны преимущественной десульфурации чугуна (б)

В нижней части ванны, в пределах I р.з. (рис.2, б), при пониженных температурах и высоком давлении в зоне внедрения азотно-магниевой струи образующийся пар магния взаимодействует с азотом-носителем

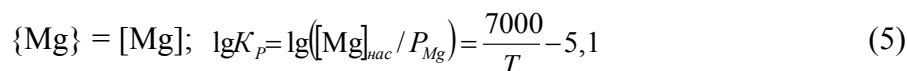


с образованием твердых нитридов магния, выносимых в газовых пузырях к поверхности ванны.

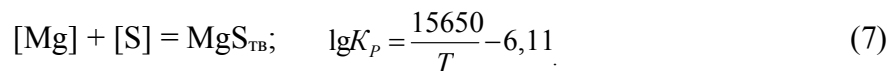
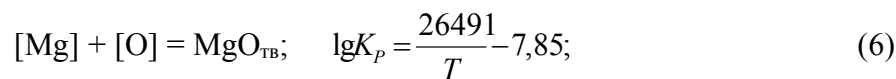
На границе контакта всплывающих пузырей магния с расплавом протекают реакции удаления кислорода, серы



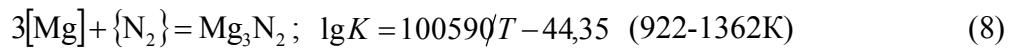
и растворения магния в металле



с последующим взаимодействием растворенного магния по вторичным реакциям с кислородом и серой расплава

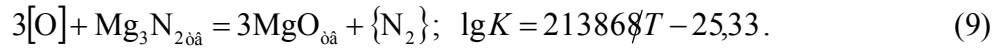


и азотом



как в пределах *II* р.з., так и в удаленном от нее объеме циркуляционной зоны *M* ванны (рис.2).

По пути всплывания к поверхности ванны нитриды магния взаимодействуют с растворенным кислородом



В то же время Mg_3N_2 являются неустойчивыми соединениями и разлагаются с понижением давления в верхних горизонтах *II* р.з. у поверхности ванны (рис.2, б) при температурах выше 1643K



При содержании серы в расплаве в пределах 0,011-0,060% во *II* р.з. и в объеме циркуляционной зоны ванны *M* протекают раскисление и десульфурация чугуна по реакциям как с парообразным (4), так и в меньшей степени с растворенным магнием (7) [8].

При содержании [S] более 0,011% десульфурация может протекать без растворения значительного количества Mg в чугуне при высокой окисленности расплава [8], что объясняется условиями совместной адсорбции атомов [S], [O] и [Mg] на поверхности пузыря. При высокой концентрации серы условия растворения магния в чугуне неблагоприятны, так как атомы серы занимают большую часть адсорбционных мест на границе раздела «пузырь-расплав».

В условиях поступления растворенного, неусвоенного в обособленной зоне преимущественного удаления кремния, кислорода в зону вдувания магния реакции между серой и магнием протекают при повышенной активности кислорода в расплаве. В таком случае энергетически более вероятно протекание реакций (3) и (6). У поверхности пузырей магния активность кислорода (a_{O}) приближается к равновесной с паром магния, и возникают условия, отличающиеся от остального объема расплава. У поверхности всплывающих пузырей (рис.2, б) возникают условия для одновременного протекания реакций (3) и (4) независимо от окисленности металла в основном его объеме.

Однако возможность образования сульфидов у поверхности всплывающих пузырей пара магния еще не является достаточным условием завершения десульфурации расплава. Если образовавшиеся сульфиды не удаляются всплывающими пузырями в шлак или газовую фазу (рис.2, б), в удаленных от *I* р.з. объемах ванны в результате взаимодействия с растворенным в металле кислородом возможно образование (3) термодинамически более устойчивых оксидов магния, сопровождаемое ресульфурацией расплава.

Численные значения коэффициентов диффузии кислорода и серы в железоуглеродистых расплавах являются величинами одного порядка, поэтому можно предполагать, что реакция (4) в пределах *I* р.з. также должна протекать в диффузионной области. Этот вывод полностью подтверждается данными исследований по десульфурации стали [9], передельного [10] и природнолегированного [11] чугунов. Значения энергии активации реакции при обработке стали и природнолегированного чугуна составляют 74,1 и 30,4 кДж/моль соответственно, что близко к энергии активации реакций, лимитирующим звеном которых является диффузия примесей в жидком металле (41-164 кДж/моль).

Преимущественное удаление серы протекает в пределах ограниченной по размерам *II* р.з. [8]. В таких условиях скорость десульфурации не лимитируется массопереносом [S] из объема зоны *M* к *II* р.з., а тормозится массопереносом растворенного Mg от поверхности пузырей вглубь расплава.

Продукты взаимодействия парообразного магния с серой и кислородом в виде пленок MgS_{TB} и MgO_{TB} накапливаются на поверхности всплывающих пузырей (рис.3). При этом гидродинамические условия при глубинной продувке расплава допускают разрушение пленок MgS_{TB} , MgO_{TB} в результате пульсаций или других нестабильностей поверхности пузыря [12] в процессе его подъема к поверхности ванны.

В этом случае частицы MgS_{TB} и MgO_{TB} смываются обтекающим пузырь потоком расплава к его кормовой части, а лобовая поверхность пузыря становится геометрически равнодоступной для реакций с серой и кислородом (рис.3, а).

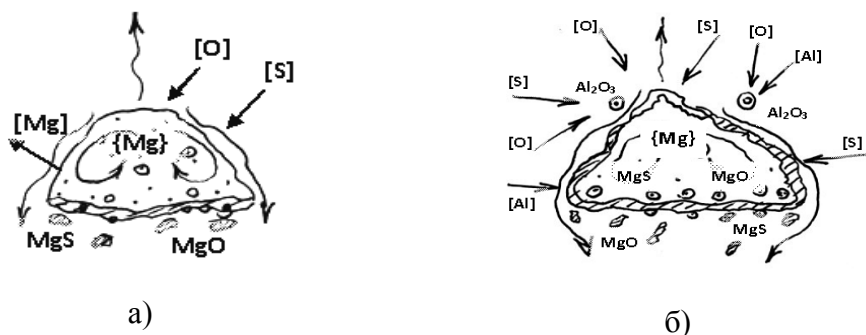
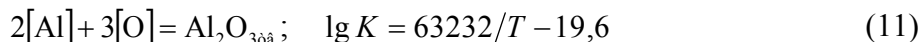


Рисунок 3 – Схема формирования и перемещения к кормовой части пузыря магния пленок оксидов и сульфидов магния без (а) и в присутствии в расплаве растворенного алюминия (б)

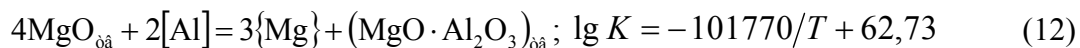
В предложенном технологическом варианте обработки при вводе алюминиевой катанки в зону нисходящих потоков расплава (рис.2, а) алюминий быстро растворяется (время расплавления согласно расчетам составляет $18 \cdot 10^{-1}$ сек), и в пределах II п.з.



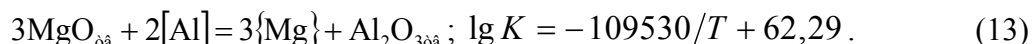
вблизи поверхности пузырей магния формирует зону глубоко раскисленного расплава (рис.3, б).

Вступая в реакцию (11), алюминий блокирует массоперенос кислорода к поверхности пузырей Mg, повышая степень использования магния на серу. Снижение объемной концентрации растворенного кислорода приводит к уменьшению его адсорбции на границе раздела «расплав-пузырь магния» и повышению степени использования магния.

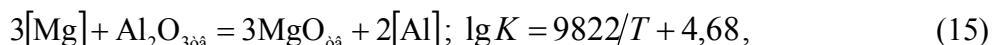
Взаимодействие всплывающих оксидов магния с растворенным алюминием способствует восстановлению части оксидов магния, термодинамически возможное при температурах выше $1622K$ по реакции



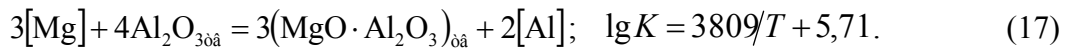
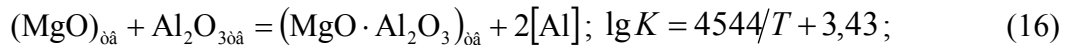
и выше $1758K$ по реакции



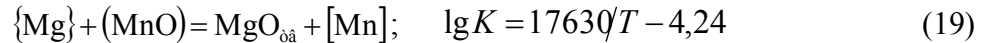
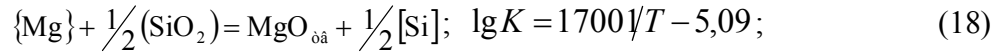
В то же время, в нижней части ванны пленка Al_2O_3 на поверхности всплывающих неметаллических включений связывает, в первую очередь, парообразный и частично растворенный магний с образованием оксида



а также шпинели

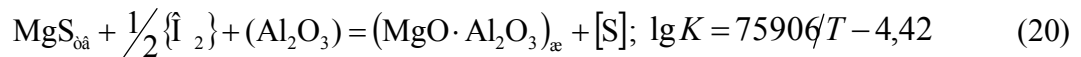


Необходимо отметить, что в объеме расплава, на границе контакта обособленных реакционных зон в условиях развития массообменных процессов при одновременной продувке ванны через две погружные фурмы, вероятно также развитие реакций окисления части парообразного магния продуктами окисления примесей чугуна



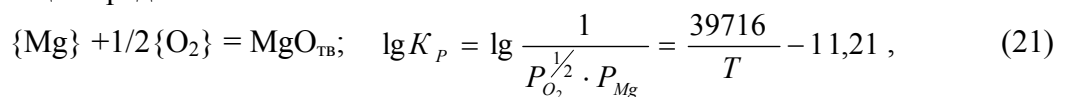
с соответствующим уменьшением степени использования магния на серу.

При наличии в составе покровного шлака (Al_2O_3) на границе «шлак-металл» возможно также протекание реакции образования шпинели

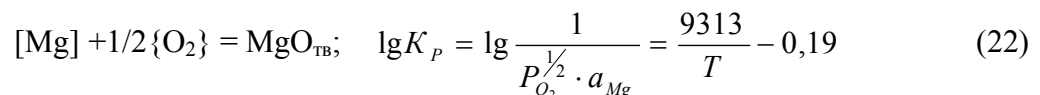


с развитием ресульфурации.

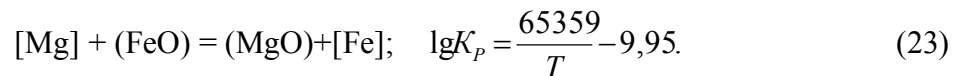
Интенсивное барботирование расплава всплывающими пузырями обеспечивает постоянное обновление поверхности раздела «шлак-металл». При раскрытии пузырей, несущих $\text{MgS}_{\text{ТВ}}$, и оголении поверхности ванны возможно протекание реакций, приводящих к ресульфурации расплава с обогащением покровного шлака $\text{MgO}_{\text{ТВ}}$ (рис.2, б): часть неусвоенного парообразного магния на поверхности ванны окисляется кислородом окружающей среды



а часть растворенного магния выносится гидродинамическими потоками к границе раздела металл-шлак, где взаимодействует с кислородом газовой фазы



и с оксидами шлака



Конечная эффективность глубокой десульфурации чугуна в обособленной реакционной зоне полуобъема ковша в таком случае зависит от расхода азота-носителя и интенсивности протекания реакций:

- образования сульфидов магния (4) и (7) с выносом их всплывающими пузырями и восходящими потоками расплава в шлак и газовую фазу;

- расходования неусвоенного на серу растворенного магния на границе «шлак-металл» в верхних горизонтах ванны (22), (23);

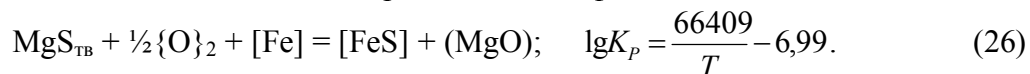
- разложения сульфидов магния на пути всплывания в металле при взаимодействии с растворенным в расплаве кислородом



на границе «шлак-металл» – с оксидами железа



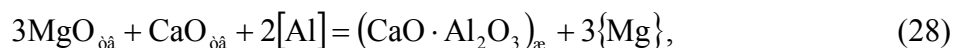
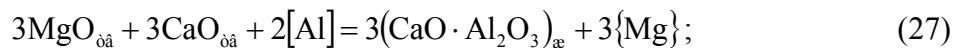
и на границе «металл-газ» – с кислородом газовой фазы



Если интенсивное развитие реакции (24) предотвращается раскислением чугуна путем связывания растворенного кислорода частью растворенных магния и алюминия, то отсутствие надлежащих физико-химических свойств формирующегося покровного шлака, с точки зрения накопления и удержания в нем сульфидов, может привести к обратному переходу серы в расплав по реакциям (20), (24)-(26) и дополнительному обогащению шлака MgO.

В предложенном варианте комплексной обработки расплава возможность протекания реакций (20), (24)-(26) существенно ограничена наличием жидкоподвижного покровного шлака системы (CaO-SiO₂-Al₂O₃-MgO), формирующегося в пределах II р.з. ванны по ходу вдувания доломитизированной извести, магния и окисления кремния.

В замкнутой системе Al₂O₃ может активно вступать во взаимодействие с MgO (16), ограничивая возможность восстановления магния из оксида по реакциям (12) и (13). В то же время, при наличии в системе извести растворенный алюминий преимущественно образует термодинамически более прочные алюминаты кальция по реакциям



обеспечивая жидкоподвижность покровного шлака и повышение степени использования магния на серу. Температура начала приведенных реакций составляет 1650K и 1680K соответственно [7].

Выводы. В предложенном варианте комплексной обработки расплава возможность протекания окисления магния растворенным кислородом существенно ограничена наличием жидкоподвижного шлака системы (CaO-SiO₂-Al₂O₃-MgO), формирующегося в пределах II р.з. ванны при вводе алюминиевой катанки по ходу вдувания доломитизированной извести, магния и окисления кремния. Блокирование растворенным алюминием массопереноса кислорода к поверхности пузырей магния снижает объемную концентрацию растворенного кислорода, приводит к уменьшению его адсорбции на границе раздела «расплав-пузырь магния» и повышению степени использования магния на серу. При наличии в системе извести растворенный алюминий преимущественно образует термодинамически более прочные алюминаты кальция, обеспечивая жидкоподвижность покровного шлака и повышение степени использования магния на серу.

ЛИТЕРАТУРА

1. Refining of hot metal with organization of isolated reaction zones for the removal of silicon and sulfur / A.G.Chernyatevich, E.N.Sigarev, A.V.Berezina [e.a.] // Steel in Translation. – 2011. – Volume 41. – Number 4. – P.P.307-310.
2. Разработка энергосберегающих технологий рафинирования чугуна в заливочном ковше с одновременным удалением кремния и серы / А.Г.Чернятевич, Е.Н.Сигарев, А.В.Березина [и др.] // Теория и практика металлургии. – 2009. – №3. – С.50-58.
3. Одновременная десульфурация и дефосфорация чугуна шлаком из CaO и CaCl₂ / Х.Иной, И.Шичено, М.Токуда [и др.] // Инжекционная металлургия' 80: труды Международ. конф. – М.: Металлургия, 1982. – С.176-188.
4. Корос П.И. Вдувание извести и магния для десульфурации металла / П.И.Корос, М.Т.Турунен // Инжекционная металлургия' 77: труды Международ. конф. – М.: Металлургия, 1981. – С.157-160.

5. Пат. 79004 Україна, МПК С21С 1/02 (2006.01). Спосіб попереднього рафінування чавуну у ковші / А.Г.Чернятевич, Є.М.Сігарьов, К.І.Чубін, О.А.Чубіна, О.В.Березіна; заявник та патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № у 2012 10854; заявл. 17.09.12; опубл. 10.04.13, Бюл. № 7.
6. Ввод в эксплуатацию и освоение установок десульфурации чугуна в конвертерных цехах ОАО «НЛМК» / И.А.Некрасов, А.И.Дагман, В.А.Лавров [и др.] // Труды 9-го конгресса сталеплавателей. – М.: ОАО «Черметинформация», 2007. – С.562-564.
7. Туркдоган Е.Т. Физическая химия высокотемпературных процессов / Е.Т.Туркдоган. – М.: Металлургия, 1985. – 344с.
8. Исследование гидрогазодинамики процесса обработки чугуна паробразным магнием / Сигарев Е.Н., Чернятевич А.Г., Вергун А.С., Чубин К.И. // Известия вузов. Черная металлургия. – 2004. – №3. – С.14-18.
9. Mazurov E.F. Study steel deoxidation and desulfurization magnesium / E.F.Mazurov, Kurdumov E.U. // Theory of metallurgical webs. – Moscow: Metallurgy, 1977. – Issue 4. – P.32-45. (Rus.)
10. Machikin V.I. About limiting link processes of iron and steel desulfurization magnesium / V.I.Machikin, A.M.Zborschik, E.N.Skladanowski // Proceedings of the universities. Iron and steel. – 1981. – №7. – P.32-36. (Rus.)
11. Zborschik A.M. Pig iron with nodular graphite for large castings / A.M.Zborschik, V.I.Machikin, E.N.Skladanovski. – М.: Mashinostroyeniye, 1995. – 128p. (Rus.)
12. Смирнов Н.А. Рафинирование стали продувкой порошками в печи и ковше / Н.А.Смирнов, В.А.Кудрин. – М.: Металлургия, 1986. – 186с.

Поступила в редколлегию 22.09.2015.

УДК 669.18

СИГАРЕВ Н.К., к.т.н., доцент
СОРОКА Я.А., аспирант
ПЛАКУЩИЙ Д.О., аспирант

Днепропетровский государственный технический университет

ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИКИ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА В ЛИТЕЙНОМ КОВШЕ ПРИ ВЕРХНЕЙ ПРОДУВКЕ ВАННЫ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ФИЛЬТРУЮЩЕ-РАССЕИВАЮЩЕЙ ПЕРЕГОРОДКИ

Введение. Повышение конкурентоспособности украинского металла на мировом рынке непосредственным образом связано с улучшением качества металла. В первую очередь, качественные показатели стали определяются наличием в литых изделиях неметаллических включений и газов. Снижению количества неметаллических включений и газов способствует применение методов ковшовой обработки. К сожалению, на литейных предприятиях эти технологии пока не нашли широкого применения.

При внепечной обработке жидкой стали представляется перспективным достаточно простое решение, связанное с использованием фильтрующе-рассеивающих перегородок при одновременной продувке расплава сверху инертными газами. Так, например, их применение в промежуточных ковшах МНЛЗ достаточно убедительно показало эффективность решения задач рафинирования металла [1-3]. В этих же работах показано, что конструктивный характер исполнения таких устройств и их местоположение в промковшах предопределяет успех операции очистки металла. Очевидно, соответствующий вывод в полной мере можно отнести и к возможному использованию фильтру-

ющих перегородок в разливочных ковшах. Такой подход к решению проблемы повышения рафинирующей способности ковшовой обработки стали является чрезвычайно интересным и, на наш взгляд, перспективным.

Эффективность применения фильтрующе-рассеивающих перегородок в разливочных ковшах предполагает увеличение интенсивности конвективных потоков жидкости, чего можно достичь посредством использования нейтрального газа, подаваемого через погружную фурму.

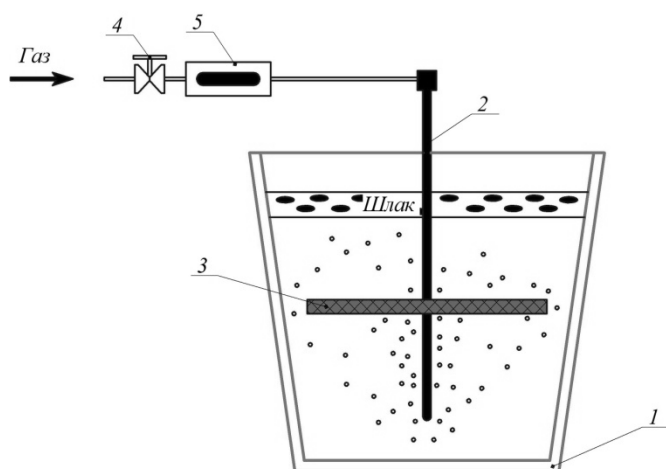
В настоящее время такая комплексная задача еще не решалась. Установление геометрических характеристик предлагаемого устройства и режимов обработки расплава позволит существенно интенсифицировать получение качественного металла.

Постановка задачи. Целью данных исследований является определение оптимального диаметра фильтрующе-рассеивающей перегородки, рационального ее расположения в объеме разливочного ковша, интенсивности подаваемого газа и их влияния на гидродинамические параметры жидкой ванны, способствующие повышению рафинирующей способности

внепечной обработки расплавов.

Результаты работы. Решение поставленной задачи производилось посредством использования метода приближенного физического моделирования, основанного на положениях теории подобия. Схема и фото установки моделирования приведены на рис. 1.

Исследования гидродинамики жидкости на физической модели разливочного ковша (геометрический масштаб 0,6) проведены при подаче в металл нейтрального газа посредством погружной фурмы с расходом в диапазоне 1,2-3,2 л/(мин·т) жидкой стали. Конструктивно фурма исполнена с возможностью ее свободного перемещения в емкости модели ковша. Модель фильтрующе-рассеивающей перегородки выполнена из органического стекла, содержит отверстия различного размера и может устанавливаться в заданное место разливочного



1 – литейный ковш, 2 – погружная фурма,
3 – фильтрующе-рассеивающая перегородка,
4 – вентиль, 5 – расходомер

Рисунок 1 – Схема и фото установки для моделирования гидродинамики металла в литейном ковше

ковша.

В качестве моделирующей жидкости использовали воду. Аргон имитировали воздухом. Визуализацию потоков жидкости осуществляли с помощью полистироловых шариков (трассеров) диаметром 0,3-1,5 мм. Направление и скорости потоков определяли визуальным наблюдением и фиксацией гидродинамической картины на цифровую видеокамеру.

Количественные значения скоростей потоков жидкости определяли посредством расчета отношения измеренных на фотоотпечатках длин треков трассеров ко времени экспозиции с учетом коэффициентов масштабирования.

В процессе моделирования изучали общий характер распределения потоков жидкости, скорости потоков жидкости, характер поведения ее и газа в 1-т разливочном ковше, что в соответствии с положениями теории подобия позволяет определять количественные характеристики гетерофазных потоков жидкости [4].

Фильтрующе-рассеивающая перегородка расположена перпендикулярно к огнеупорной фурме и имеет форму диска определенного диаметра.

На основе предварительно проведенной серии экспериментов установили, что характер поведения газожидкостных потоков зависит от размера перегородки и высоты расположения ее над днищем ковша, а также количества и диаметра отверстий в перегородке.

Общей тенденцией во всех исследованных случаях стало появление дополнительных потоков металла, огибающих перегородку в районе вертикального осевого сечения ковша (рис.2, длина треков соответствует скоростям потоков). Немаловажной положительной чертой во всех случаях было практическое отсутствие оголенной от шлака поверхности металла (так называемого «глаза») и «пробойных» режимов в исследованном диапазоне расходов газа, что объясняется «рассеивающим» эффектом фильтра.

В целом, наличие фильтрующе-рассеивающей перегородки привело к более равномерному течению жидкости во всех зонах ковша при одновременном уменьшении количества застойных зон по сравнению с верхней или донной продувкой ковша.

При изучении вопроса нахождения рациональной высоты расположения перегородки над днищем ковша было определено, что по высоте ковш можно условно разделить на две области: под перегородкой и выше нее. В целом, направления потоков металла в этих областях сохраняются, но по мере удаления перегородки от днища ковша интенсивность потоков жидкости снижается при одновременном увеличении объемов циркуляционных потоков (рис.2).

В табл.1 приведены значения скоростей потоков металла в вертикальной плоскости, проходящей через ось ковша и ось фурмы, при подаче газа с удельной интенсивностью 1,2-3,2 л/(мин·т) и различным положением фильтрующе-рассеивающей перегородки.

Установлено, что по мере увеличения удельной интенсивности продувки время перемешивания уменьшается с одновременным ростом скоростей потоков металла. Увеличение относительной площади отверстий в перегородке также положительно сказывается на уменьшении времени гомогенизации жидкости.

Общепризнанно, что условиями, обеспечивающими направленное движение неметаллических включений, их слияние, укрупнение и подачу к шлаковому покрову, являются создание принудительной конвекции во всем объеме металла, направленной к зеркалу металла ковша, и образование вихреобразной гидродинамической структуры в расплаве металла. Вихревая структура объемов металла позволяет максимально быстро укрупнять неметаллические включения и не только создавать условия для выноса в

шлаковую зону, но и способствовать задержанию их фильтрующей перегородкой. Желательно задействовать вихреобразованием как можно больший объем металла, чтобы

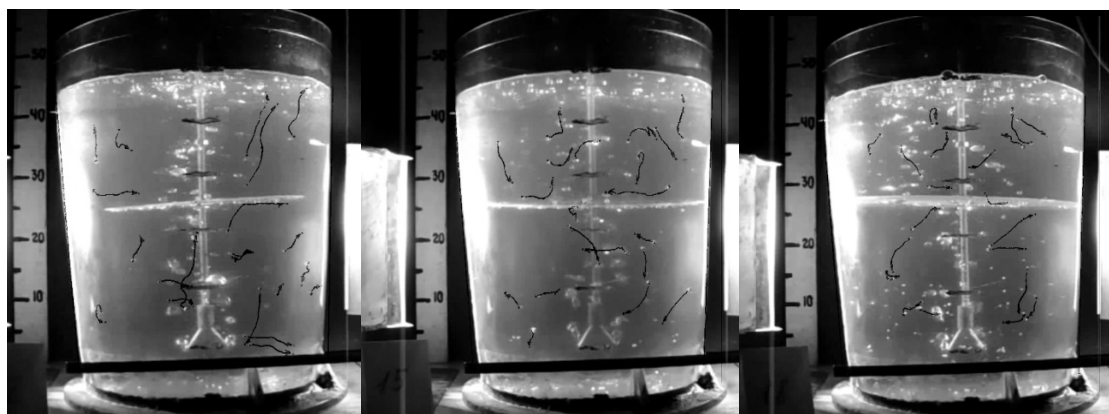


a

б

в

a – диаметр фильтрующей перегородки 200мм; *б* – 250мм; *в* – 300мм
(высота расположения фильтрующей перегородки 0,25 высоты налива металла)

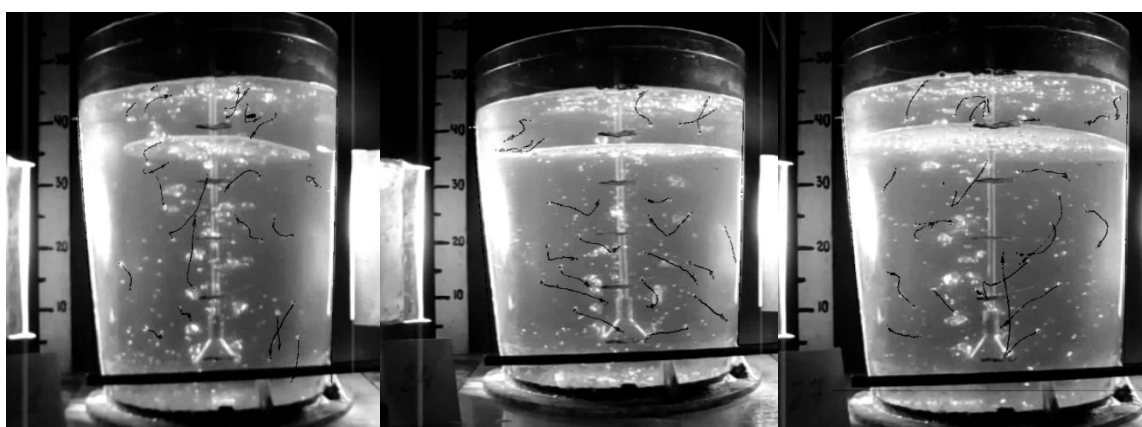


г

д

е

г – диаметр фильтрующей перегородки 200мм; *д* – 250мм; *е* – 300мм
(высота расположения фильтрующей перегородки 0,5 высоты налива металла)



ё

ж

з

ё – диаметр фильтрующей перегородки 200мм; *ж* – 250мм; *з* – 300мм
(высота расположения фильтрующей перегородки 0,75 высоты налива металла)

Рисунок 2 – Макрокартина газожидкостных потоков (время экспозиции 1 с, интенсивность продувки 3,2 л/(г·мин))

обеспечить контакт со шлаковым покровом и уменьшить вероятность образования застойных зон. Рассредоточение выделения газовой фазы из объема металла и уменьшение площади оголенного зеркала металла положительно повлияют на удаление газовых и неметаллических включений [5].

Таблица 1 – Значения скоростей потоков металла

Положение фильтрующей перегородки (доля от номинальной высоты налива ковша)	Диаметр фильтра, м	Интенсивность продувки, л/(г·мин)	Скорости потоков металла, м/с
0,25	0,2	1,2	0,011-0,275
		2,2	0,033-0,390
		3,2	0,010-0,380
	0,25	1,2	0,051-0,273
		2,2	0,059-0,439
		3,2	0,031-0,491
	0,3	1,2	0,081-0,559
		2,2	0,040-0,310
		3,2	0,060-0,320
0,5	0,2	1,2	0,049-0,326
		2,2	0,046-0,413
		3,2	0,036-0,355
	0,25	1,2	0,062-0,391
		2,2	0,080-0,186
		3,2	0,054-0,254
	0,3	1,2	0,063-0,233
		2,2	0,018-0,242
		3,2	0,072-0,197
0,75	0,2	1,2	0,061-0,192
		2,2	0,051-0,440
		3,2	0,071-0,257
	0,25	1,2	0,072-0,389
		2,2	0,072-0,305
		3,2	0,098-0,271
	0,3	1,2	0,053-0,355
		2,2	0,044-0,204
		3,2	0,052-0,470

Таким образом, для полного и интенсивного процесса рафинирования металла от неметаллических включений следует уменьшить время движения металла до шлакового покрова. Для этого в фильтрующей перегородке относительная площадь сечения отверстий должна быть в пределах от 40 до 60%.

По данным табл.1 построен график (рис.3) зависимости скоростей потоков металла (W , м/сек) от интенсивности продувки (I , л/мин·т) и диаметра перегородки (D , м).

Выводы. В результате экспериментов установлено, что расположение фильтрующей перегородки по варианту *a - в* (рис.2) является самым неблагоприятным с точки зрения разрушения футеровки и времени контакта металла с адсорбирующей поверх-

ностью перегородки, т.к. образуются интенсивные вихри, которые отжимаются перегородкой к стенке ковша, ближайшей к продувочному узлу, тем самым создавая условия для размывания футеровки.

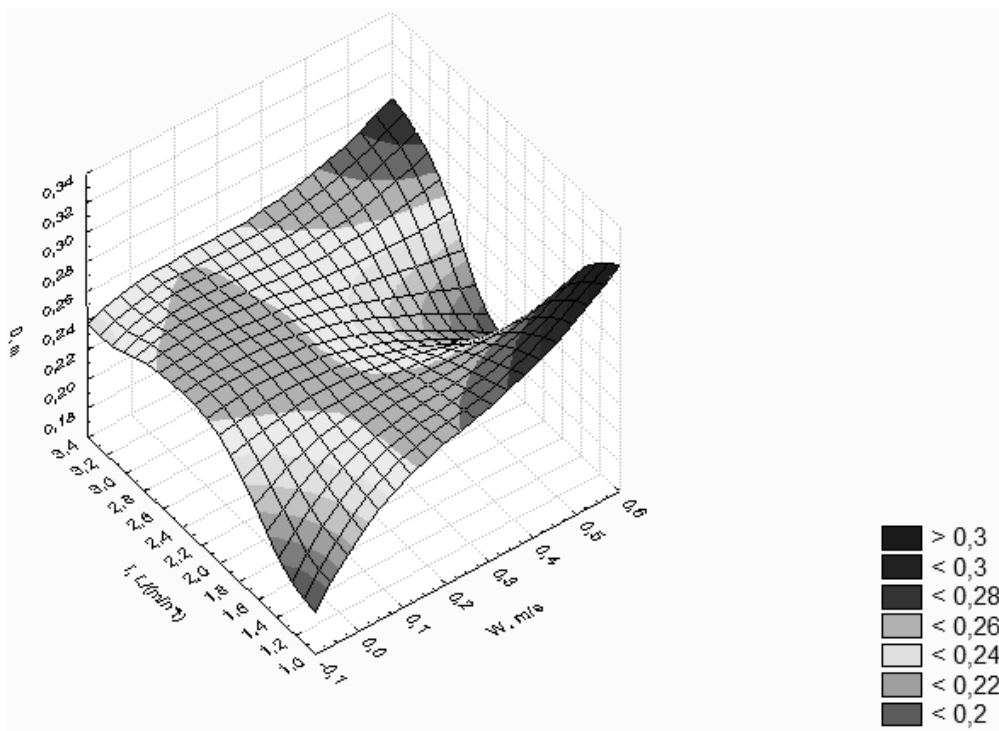


Рисунок 3 – График зависимости скоростей потоков металла от интенсивности продувки и диаметра перегородки

При установке перегородки по варианту ϵ - з (рис.2) положительным фактором является то, что включения проходят больший путь, количество крупных включений увеличивается и значительная их часть задерживается на поверхности перегородки. Однако перегородка гасит восходящие потоки, снижая интенсивность перемешивания, и у дна ковша возникает объемная застойная зона, величина которой зависит от высоты расположения фильтра и интенсивности продувки.

Наилучшим оказалось размещение фильтрующей перегородки приблизительно на расстоянии 0,5 высоты налива металла (рис.2, z - e). В этом случае возникает достаточная объемная реакционная зона с развитой вихревой гидродинамической структурой, что обеспечивает интенсификацию удаления неметаллических включений.

ЛИТЕРАТУРА

1. Моделирование современных процессов внепечной обработки и непрерывной разливки стали [Текст]: монография // О.Б.Исаев, Е.А.Чичкарев, В.В.Кислица и др.; под общ. ред. Е.Х.Шахпазова. – М.: Metallurgizdat, 2008. – 376с. – ISBN 978-5-902194-32-3.
2. Ефимова В.Г. Усовершенствование технологии рафинирования стали на ОАО МК «Азовсталь» в процессе ее разливки на МНЛЗ путем изменения гидродинамики промежуточного ковша [Текст] / В.Г.Ефимова, Г.В.Ефимов, В.М.Симановский [и др.] // Процессы литья. – 2009. – № 3. – С.69-73.

3. Огурцов А.П. Непрерывное литье стали [Текст]: монография / А.П.Огурцов, А.В.Гресс. – Днепропетровск: Системные технологии, 2002. – 675с. – ISBN 966-7316-67-X.
4. Гресс О.В. Дослідження, моделювання та оптимізація ливарних систем [Текст]: навч. посібн. / О.В.Гресс, А.П.Огурцов, Ф.В.Недоп'юкін. – Дніпродзержинськ, 2012. – 287с. – ISBN978-966-175-066-0.
5. Гресс А.В. Физическое моделирование гидродинамики жидкого металла в литейном ковше, оборудованном фильтрующей перегородкой / А.В.Гресс, С.А.Стороженко // Зб. наук. праць, сер. «Металургія». – Запоріжжя: ЗДІА. – 2013. – Вип. 2 (30). – С.42-47.

Поступила в редколлегию 14.09.2015.

УДК 669.162

КРЯЧКО Г.Ю, к.т.н., доцент
МАСТЕРОВЕНКО Е.Л., к.т.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ КОКСОВОЙ ЗОНЫ В ДОМЕННЫХ ПЕЧАХ

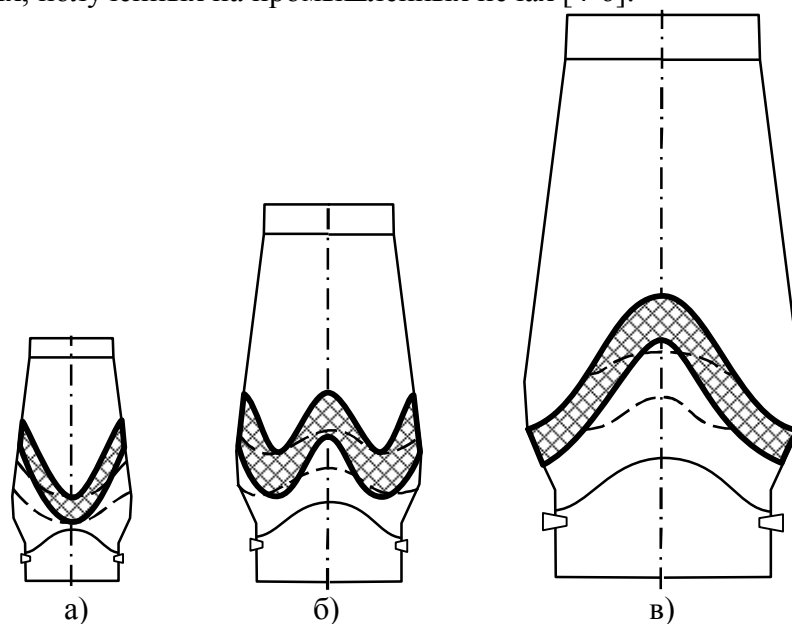
Введение. Важным элементом реализации доменного процесса являются создание и функционирование коксовой зоны в нижней части печи. Низ массива зоны затоплен чугуном и шлаком, может опираться на лещади и может всплывать при определенных условиях. Верх этого коксового образования совпадает с нижней высокотемпературной границей зоны когезии – зоны размягчения и плавления материалов (ЗРПМ). Коксовый массив при нормальной работе печи имеет подвижность, газопроницаемость и дренажную способность.

При оценке структуры столба шихты в доменной печи основное внимание уделяется специфике очертаний зоны когезии [1, 2]. К сожалению, коксовой зоне, расположенной ниже ЗРПМ, уделяется меньше внимания, хотя эта зона, получившая название коксовый тотерман, коксовая насадка, оказывает не меньшее влияние на работу печи, чем зона когезии. Термин «тотерман» для названия коксовой зоны является не совсем удачным, поскольку зона состоит из массивов различной подвижности, а тотерман по первоначальному определению представлял собой неподвижное застывшее образование на лещади.

Авторы работы [1] видели причину изменения очертаний ЗРПМ в печах различного объема в особенностях характера схода материалов в нижних частях доменных печей. Опираясь на данные холодного моделирования, ими было показано, что малым печам свойственен осевой сход шихты в заплечиках, а в больших – периферийный. Поэтому корневая область ЗРПМ в малых печах должна находиться у оси, а в больших – на периферии (рис.1). Нетрудно видеть, что массив кокса в малых печах представляет собой чашеобразную форму, в средних – чашеобразную с осевой выпуклостью, в больших – цилиндроконическую с вершиной конуса у оси. На схеме горн доменных печей независимо от объема занят коксом до горизонта воздушных фурм и выше.

Результаты в Украине, Японии и Германии в 60-80-х гг. XX века позволяют оценить, в какой мере реальные форма и размещение зон когезии и коксовой насадки соответствуют предложенным в работе [1] схемам.

Постановка задачи. Задачей настоящего исследования является изучение особенностей формирования коксовой зоны в зависимости от объема доменных печей, условий плавки и принятой технологии, основываясь исключительно на экспериментальных данных, полученных на промышленных печах [4-6].



а – V-образная ЗК, объем печей 200-600 м³; б – W-образная ЗК, объем печей 1000-3000 м³;
в – Λ-образная ЗК, объем печей 4000-5000 м³

Рисунок 1 – Характерные очертания зоны когезии (ЗК) и верхнего профиля коксовой зоны в доменных печах разного объема по данным работы [1]

Результаты работы. Методика исследования. В отличие от ранее опубликованных работ, например [4], рассмотрение структуры столба охлажденных печей проведено в едином масштабе по группам печей малого и среднего объемов.

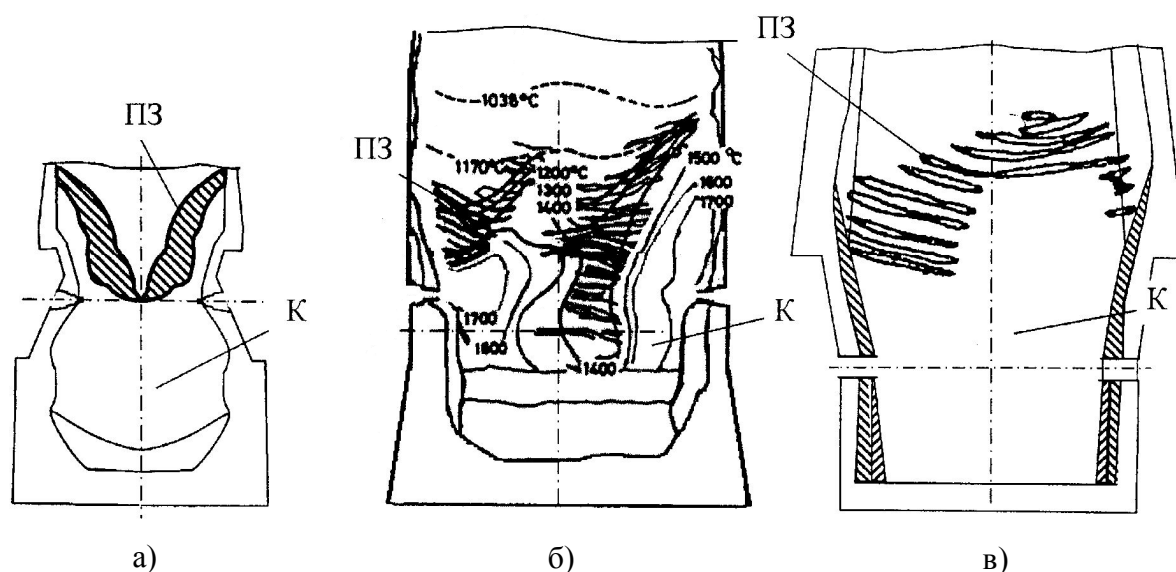
Особенностью анализа был учет влияния на структуру столба шихты не только объема печей, но и условий плавки, в частности, дутьевого режима. Для суждения о параметрах фурменных очагов, определяющих, наряду с параметрами загрузки, очертания зоны когезии и верхнюю границу коксового массива, использовали результаты работ [6, 7], согласно которым очаги в зависимости от соотношения длины (L) и ширины (D) в плане классифицированы на зоны периферийного ($L/D \approx 1$) и радиального ($L/D > 1$) типов. Влияние фурменных очагов на образование зоны когезии и формирование косоугового массива оценивали по двумерному распределению температур в охлажденных печах и удаленности корневой зоны когезии от горизонта воздушных фурм.

Для сравнения условий работы анализируемых печей использовали показатель – коэффициент уровня технологии [8], равный отношению удельных производительности ($t/m^2 \cdot ч$) и расхода топлива (t/t чугуна). Этот коэффициент, включающий итоговые показатели процесса, отражает результаты использования всего комплекса имеющихся на исследуемый момент усовершенствований в подготовке шихты и в технологии доменной плавки.

Оценка результатов анализа. Графическая информация о структуре столба охлажденных малых печей, более конкретно, с диаметром горна 4,8-6,2 м представлена на рис.2. До настоящего времени малые печи эксплуатируются на некоторых мини-заводах, в частности в Бразилии, где в основном на печах объемом до 500 м³ выплавляют так называемый «зеленый» чугун. Этот чугун благодаря использованию древесного уг-

ля имеет низкое содержание серы ~ 0,015%. Имеются попытки использовать малые печи и в Украине. Так, например, на Макеевском заводе «Энергокапитал» работала доменная печь объемом 128 м³.

Доменная печь № 1 Енакиевского металлургического завода была первой в мире



а – Енакиевский металлургический завод, печь № 1 [3]; б – завод Амагасаки, печь № 1; в – завод Хигасида, печь № 5 [4];

цифры у кривых – изотермы; К – кокс; ПЗ – пластичная зона

Рисунок 2 – Форма пластичной зоны и коксового массива в замороженных доменных печах малого объема

промышленной печью, охлажденной на ходу [3]. Поскольку отбор проб материалов основывался на принципе осевой симметрии пропорциональности объемов, то зона когезии и коксовая насадка этой печи условно представлена осесимметричной (рис.2, а). Шихтовые и эксплуатационные условия работы данной печи были далекими от современных (расход кокса 920 кг/т чугуна, скорость истечения дутья 135 м/с), поэтому вывод о том, что V-образная форма зоны когезии определялась малым объемом печи и спецификой схода материалов в ней, нельзя признать надежным. Достаточно отметить, что из-за низкого качества сырьевых материалов печь перед остановкой работала с резко периферийным ходом и забитым центром (содержание CO₂ у оси под уровнем засыпи было на 10% больше, чем на периферии).

Практический интерес представляет анализ структуры столба шихты малых печей, работавших на качественном сырье с параметрами дутья, близкими к современным (табл.1). Сравнение пары печей примерно одинакового малого объема (ДП №1 завода Амагасаки и №5 завода Хигасида) свидетельствует о существенном различии пластичных и коксовых зон нетипичной формы, сформированных в печах с примерно одинаковым диаметром горна.

В условиях проплавления подготовленной качественной шихты на ДП №1 Амагасаки с низким расходом топлива (450 кг/т чугуна) и выходом фурменных газов объем коксовой зоны ограничен. Дефицит горячих восстановительных газов сопровождался приходом в горн неподготовленных материалов, в результате корневая зона пластичных материалов на пассивной стороне печи достигала зеркала шлака. В то же время на активной стороне горна (левая сторона рис.2, б) и зона когезии коксовая насадка под ней соответствовали наблюдаемым на печах среднего объема.

Структура столба шихты, наблюдаемая на малой доменной печи завода Амагасаки, представляет интерес в том плане, что диаметрально противоположные фрагменты зоны когезии и коксового массива являются характерными для печей разного объема, Таблица 1 – Показатели работы до выдувки замороженных доменных печей по данным работ [4-6]

Показатели	Страна, завод, номер печи					
	СССР, Енакиевский, № 1	Япония, Амагасаки, № 1	Япония, Хигасида, № 5	Германия, Хукинген, № 5	Япония, Кукиока, № 4	Япония, Хирохата, № 1
Диаметр горна, м	4,8	6,0	6,2	7,0	7,9	7,8
Объем, м ³	426	721	646	Н.д.	1280	1407
Удельная производительность, т/м ² ·сут	18,1	48,8	21,5	47,6	43,3	53,2
Расход топлива, кг/т чугуна	920	451	650	516	477	542
Рудная нагрузка	2,43	3,57	2,61	3,47	3,93	3,12
Коэффициент уровня технологии, т/м ² ·ч	0,82	4,51	1,38	3,84	3,78	4,09

как малого (пассивная сторона), так среднего и большого (активная сторона). Информация, приведенная в работах [6, 7] позволяет утверждать, что условием наблюдаемой несимметричности структуры столба шихты явилось образование фурменных очагов периферийного типа ($L/D \approx 1$, правая сторона печи) и радиального ($L/D > 1$, левая сторона, рис.2, в).

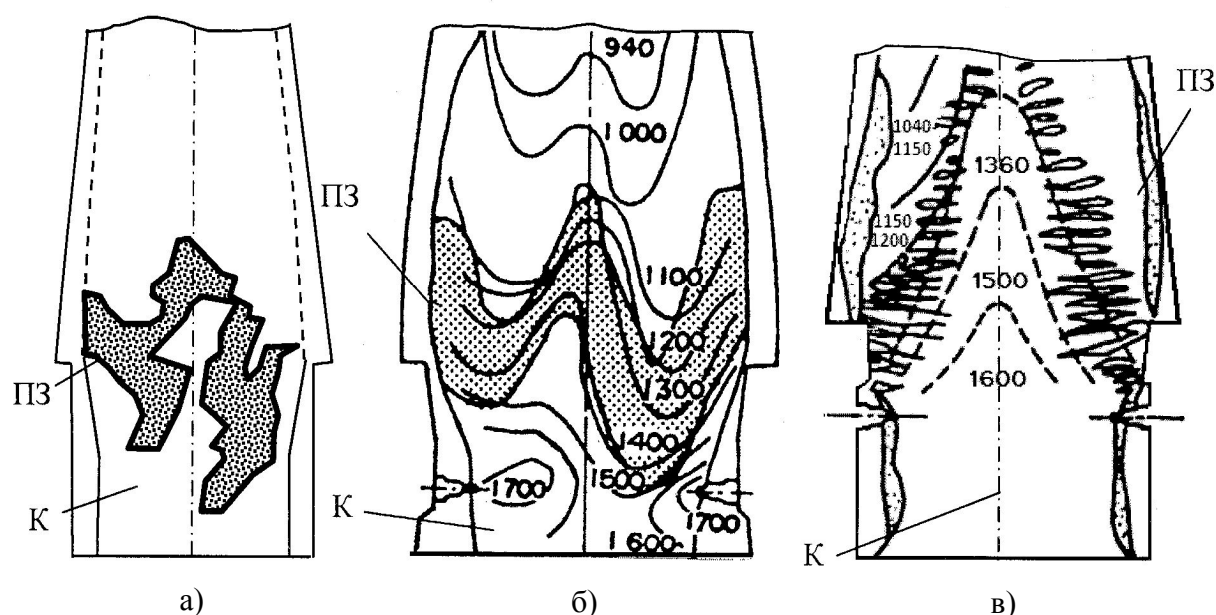
На ДП №5 Хигасида (рис.2, в) свободный кокс с активной стороны горна достигал распара по высоте и оси печи по радиальному сечению. В результате образовались несимметричные зона когезии и коксовый массив под этой зоной с куполом на активной половине печи, что совсем не характерно для печей малого объема согласно представлениям работы [1]. Благодаря повышенному расходу кокса (650 кг/т чугуна) и, соответственно, выходу фурменных газов на единицу железорудных материалов корневая зона пластичных материалов находилась в верхней части заплечиков.

Следующая анализируемая группа представлена печами среднего объема (рис.3). Печи с диаметром горна 7,2-11 м наиболее распространены в Украине. Поэтому изменения, происходящие в столбе шихты таких печей, представляет не только теоретический, но и практический интерес.

Из рис.3, а, видно, что структура столба материалов доменных печей № 5 завода в Хукингене и № 4 завода Кукиока находится в соответствии с представлениями, изложенными в работе [1], в соответствии с которыми W-образная зона когезии является характерной для печей объемом 1000-3000 м³. Также, как и на малых печах, на печах среднего объема наблюдалась существенная несимметричность зон когезии и кокса. На активной стороне печей массив коксовой зоны и корневая часть зоны когезии находились выше уровня воздушных фурм. На пассивной стороне горна зона когезии достигла не только уровня фурм (ДП № 4 Кукиока, рис.3, б), но и уровня шлака (ДП № 5 Хукинген, рис.3, а).

В противоречии с выводами работы [1] находится структура столба шихты ДП №1 завода Хирохата (рис.3, в). Профили зон когезии и кокса на этой печи, имевшие Λ-образное очертание (для коксовой зоны верхняя часть), характерны для печей объе-

мом 4000-5000 м³ (рис.1, в). Становится очевидным, что причина изменения рельефа ЗРПМ не в объеме печи и характере схода материалов, обусловленном размерами печи, а в особенностях сырьевых и эксплуатационных условий плавки.



а – завод в Хукингене, печь № 5 [5]; б – завод Кукиока, печь № 4 [4];
в – завод Хирохата, печь № 1 [4]; остальные обозначения те же, что и на рис.2

Рисунок 3 – Форма пластичной зоны и коксового массива в замороженных доменных печах среднего объема

Действительно, сопоставляя показатели работы ДП № 4 Кукиока и № 1 Хирохата (табл.1), можно видеть различные подходы к форсировке хода печей. В первом случае (ДП № 4) реализована технология форсирования процесса повышением рудной нагрузки (3,93) при снижении интенсивности горения топлива (0,773 т/м³·сут) и, соответственно, производительности печи. Такой вариант технологии снижает удельный расход топлива, чем способствует повышению эффективности (экономичности) процесса. Реализации технологии способствует W-образная ЗРПМ и чашеобразный с выпуклостью в центре массив кокса, образующиеся при умеренном развитии как периферийного, так и осевого потока газов.

В другом случае (ДП № 1 Хирохата) процесс форсировали дутьем (интенсивность горения топлива 1,004 т/м³·сут) при существенно меньшей рудной нагрузке (3,12). Для обеспечения высокой газопроницаемости столба шихты в таком случае были образованы мощный осевой газовый поток и Λ-образная зона когезии, которая обеспечивала увеличение поверхности коксовых окон для пропуска повышенного количества горновых газов. Результат организации процесса – повышенные производительность и удельный расход топлива. Иными словами результативность процесса выше, а эффективность – ниже. Разновидностью Λ-образной формы ЗРПМ является Λ форма , образующаяся, как правило, при так называемом «остром» осевом газовом потоке. Эта форма более предпочтительна, поскольку потери энергии газа в осевой отдушине сводятся к минимуму.

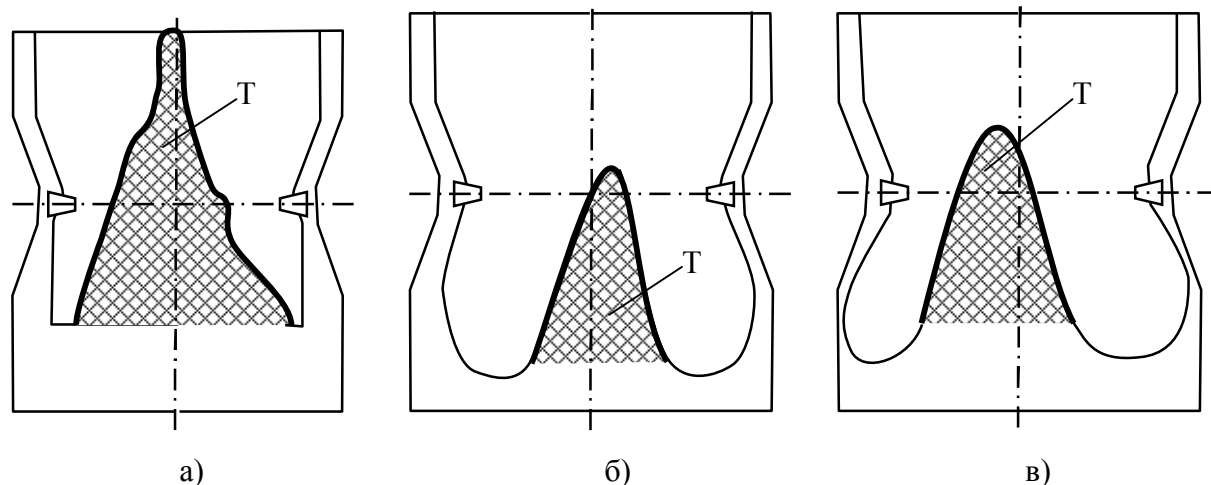
Таким образом, можно утверждать, что не объем доменной печи оказывает определяющее влияние на формирование структуры столба шихты, а особенности дутьевого режима и радиального распределения материалов.

Результаты анализа свидетельствуют о допустимости и приемлемости работы печей малого и среднего объема с образованием пластичной зоны W-типа и минимальным объемом коксовой зоны, верхняя часть которой имеет чашеобразную с осевой выпуклостью форму.

Опыт эксплуатации мощных доменных печей [9] показывает, что при использовании засыпного аппарата несовершенной конструкции и воздушодувных средств недостаточной производительности, а также при нестабильном ведении процесса, в коксовой зоне печей возникают критические явления. Наиболее опасным, резко снижающим результативность и эффективность плавки, явлением является образование на лещади коксорасплавного монолита – тотермана. Монолит уменьшает полезную емкость горна, активизирует разгар его стенок и сокращает кампанию доменной печи.

Условия для образования тотермана в центре горна возникают прежде всего в том случае, если корневая часть зоны когезии опускается на горизонт фурм и ниже. Это опускание сопряжено со снижением температур и застыванием расплавов в массиве кокса. Работа с W-образной зоной когезии на печи с диаметром горна более 12 м не позволяет создать цилиндроконический коксовый массив с конусом «безопасности» в надфурменном пространстве.

На доменной печи № 9 комбината Криворожсталь объемом 5000 м³ в кампанию 1974-1977 г.г. работа с использованием загрузочного устройства ВНИИМЕТМАША – УЗТМ на фурмах диаметром 190 мм и скоростью дутья 150-175 м/с – привела к образованию несимметричного тотермана с вершиной, достигающей уровня низа шахты (рис.4, а). Основные причины – отсутствие возможности осевой загрузки кокса и создания центральной отдушины, а также фурменные очаги недостаточной протяженности.



а – ДП № 9 выдувка декабрь 1977 г.; б – ДП № 5 первая кампания 1986-1995 гг.;
в – ДП № 5 в ходе второй кампании 1995-1997 гг.; Т – тотерман

Рисунок 4 – Схемы расположения тотермана (смесь кокса и застывшего расплава) в горнах ДП № 9 Криворожстали и ДП № 5 Северстали по данным [9]

Работа в первой кампании ДП № 5 Череповецкого комбината объемом 5500 м³ с дутьевым режимом, обеспечивающим скорость истечения дутья из фурм диаметром 150 мм на уровне 225-230 м/с с развитым осевым газовым потоком, способствовала уменьшению объема и высоты тотермана (рис.4, б). Возможность создания развитого осевого газопотока была реализована с помощью бесконусного засыпного аппарата системы П.Вюрт.

Во вторую кампанию ДП № 5 была снижена форсировка по дутью, возросла температура периферийного газа до 200-350°C против 100-180°C в первую кампанию, понизилась зона когезии, что, в конечном счете, привело к увеличению размеров тотермана (рис.4, в).

Таким образом, недопущение критических явлений в горне мощных доменных печей, а именно, образование центрального тотермана, возможно только при образовании коксовой зоны цилиндроконического типа с конической частью, находящейся выше горизонта воздушных фурм. Такая коксовая зона может быть образована при Δ либо Λ -образном очертаниях области пластичного состояния проплавленной шихты. Необходимо отметить, что неизбежной платой за создание свободной коксовой зоны цилиндроконического типа будет некоторое ухудшение использования энергии газового потока.

Выводы. Показано, что объем доменной печи не определяет форму коксового массива в нижней части печи, как и не определяет форму зоны когезии. Кроме объема, важным фактором образования характера зон в столбе материалов являются сырьевые и эксплуатационные условия, а также технология плавки.

Λ -образная зона когезии и цилиндроконическая коксовая зона не являются особенностями столба шихты доменных печей объемом 4000-5000 м³.

Цилиндроконический коксовый массив может быть образован в печах среднего объема, а при наличии бесконусных засыпных аппаратов и мощных дутьевых устройств – в печах малого объема.

Низкое качество шихты, высокий расход топлива и форсирование процесса дутьем способствуют увеличению объема коксовой зоны и подъему зоны когезии вверх. С улучшением условий плавки и снижением расхода топлива наблюдаются смещение зоны когезии вниз и уменьшение объема коксовой зоны.

Минимальный объем коксовой зоны допустим на печах малого и среднего объема, работающих с повышенной рудной нагрузкой на шихте высокого качества. Близость диаметрально расположенных фурменных очагов и, соответственно, зон высоких температур позволяет избежать критических явлений в осевой зоне горна, обусловленных опусканием неподготовленных материалов.

Стабильная эксплуатация мощных доменных печей объемом 3000-5750 м³ возможна только при образовании Δ -образной коксовой зоны цилиндрического типа с конической частью, находящейся выше горизонта фурм. Разумеется, что такая коксовая зона может быть образована только при Δ либо Λ -образном очертаниях области пластичного состояния железорудных материалов.

Зоны когезии типов Δ и Λ , а также коксовые массивы цилиндроконического типа позволяют достичь высоких температур в центральной части печи, обеспечить активный дренаж расплавов по сечению, однако достигаются за счет усиления неравномерности распределения газового потока и ухудшения его использования. Цилиндроконический массив кокса уменьшает также объем печи, занятый железорудными материалами, и соответственно зону косвенного восстановления.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дружков В.Г. Особенности схода материалов и очертание зоны когезии в доменных печах различного объема / Дружков В.Г., Сысоев Н.П., Павлов А.В. // Международный конгресс доменщиков, 7-12 июня 1999, Днепропетровск - Кривой Рог: сб. тр. – Днепропетровск: «Пороги», 1999. – С.266-269.
2. Сибгатуллин С.К. Критерий соответствия зоны размягчения и плавления и режима выпусков чугуна и шлака / Сибгатуллин С.К., Прохоров И.Э., Павлов А.В. // Международный конгресс доменщиков, 7-12 июня 1999, Днепропетровск - Кривой Рог: сб. тр. – Днепропетровск: «Пороги», 1999. – С.236-238.

3. Фазовые превращения материалов при доменной плавке / Балон И.Д., Буклан И.З., Муравьев В.Н., Никулин Ю.Ф. – М: Металлургия, 1984. – 152с.
4. Гуденау Г.-В. Исследования на охлажденных доменных печах в Японии / Гуденау Г.-В., Сасабе М., Крайбих К. // Черные металлы. – 1977. – № 6-7. – С.13-17.
5. Грабе К. Поведение шихтовых материалов при размягчении в «замороженной» азотом доменной печи и его влияние на расход кокса / Грабе К., Де Хаас Г. // Черные металлы. – 1986. – № 5. – С.25-32.
6. Доклад о разработке содержимого доменной печи № 1 завода Амагасаки / К.Нарита, Т.Сато, М.Маекава [и др.] // Тецу то хагане. – 1980. – № 13. – С.1975-1984.
7. Оценка протяженности и формы полостей фурменных очагов доменной печи / Г.Ю.Крячко, Р.В.Авдеев, Ю.В.Беляев, Ю.К.Лебедь // Черные металлы. – 2009. – № 9. – С.17-22.
8. Крячко Г.Ю. Оценка качества дутья и технической работы газа в доменном процессе / Крячко Г.Ю. // Черные металлы. – 2002. – № 10. – С.11-15.
9. Влияние распределения шихты на разгар металлоприемника доменной печи / В.И.Большаков, С.Т.Шулико, В.В.Канаев, Ф.М.Шутылев // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2001. – № 4. – С.4-9.

Поступила в редколлегию 16.02.2015.

УДК 669.162

КРЯЧКО Г.Ю., к.т.н., доцент
БАРСУКОВ Е.Е., инженер
МАСТЕРОВЕНКО Е.Л., к.т.н., доцент
СЕДЫХ А.А., инженер

Днепродзержинский государственный технический университет

КОЛИЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА ОБРАЗОВАНИЙ В СТОЛБЕ ШИХТЫ ДОМЕННЫХ ПЕЧЕЙ

Введение. Результаты исследований столба шихты замороженных на ходу доменных печей [1-4] обратили внимание специалистов на ранее нереализованные возможности организации доменного процесса. Это касается, прежде всего, рациональной организации зон когезии и кокса, обеспечивающей достижение заданных технико-экономических показателей. При расстройках хода доменной плавки в коксовой зоне горна на лещади могут возникать устойчивые монолитные образования, состоящие из коксового массива, связанного застывшими расплавами [5]. В технической литературе такие образования получили название «тотерман».

Рациональная организация высокотемпературных зон в рабочем пространстве печи возможна при наличии количественной информации о размерах этих зон. Не менее важной является также количественная оценка новообразований в зонах высоких температур. Это касается гарнисажа, настылей и тотермана в частности, как долгоживущей настыли в металлоприёмнике. И если качественная информация о размерах характерных зон благодаря разборке содержимого охлажденных доменных печей имеется, то количественная – практически отсутствует, за исключением отдельных попыток [6], основанных не на экспериментальных, а на расчетных данных.

Постановка задачи. Задачей настоящего исследования является количественная оценка абсолютных и относительных объемов коксовых зон и тотермана, замороженных на ходу [1-4], остановленных на ремонт [5] и одной работающей доменной печи [6].

Результаты работы. Методика исследования. Поскольку и коксовая зона и тотерман представляют собой массивы геометрически неправильной формы, то для нахождения объемов этих массивов использовали методику Симпсона [7], согласно ко-

торой тело с переменным поперечным сечением разбивается на отдельные отрезки, разделенные одинаковым интервалом шириной d , причем отдельные части исследуемого тела разбиваются необходимым количеством параллельных плоскостей (рис.1).

Если известны площади поперечных сечений $A_1 + A_2 + A_3 \dots$, разделенные интервалом шириной d , то объем тела неправильной формы будет определен по формуле

$$V = (d/3) [(A_1 + A_7) + 4(A_2 + A_4 + A_6) + 2(A_3 + A_5)].$$

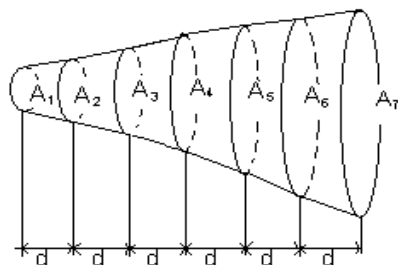
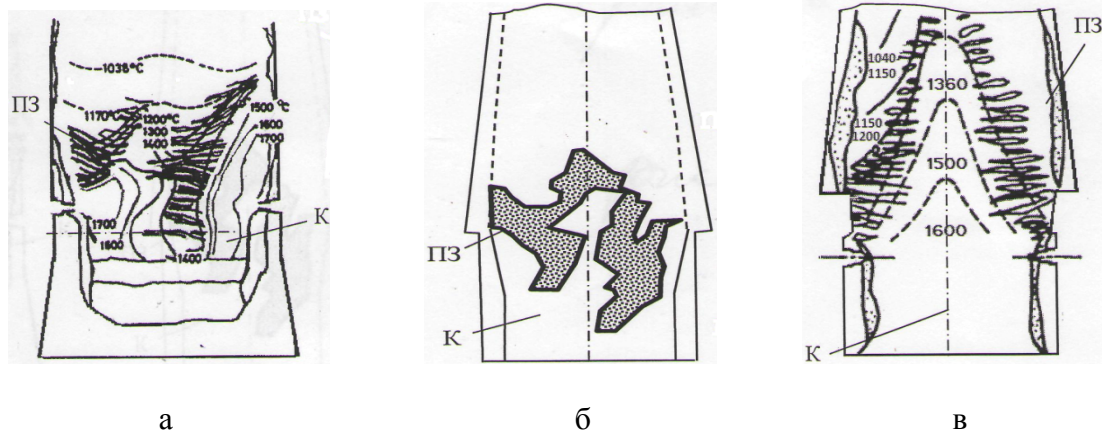


Рисунок 1 – Схема определения объема тела с переменным поперечным сечением

При определении объема коксовой насадки ДП № 1 Амагасаки [4] вначале для упрощения расчетов находили объем массива коксовой насадки вместе с частью зоны пластичности, просевшей в насадку (рис.2, а). Затем, предварительно определив объем просевшей части зоны пластичности, рассчитали объем коксовой зоны за вычетом объема пластичной. Результаты расчета приведены в табл.1, откуда видно, что зона свободного кокса в исследуемом случае занимает 1/5 полезного объема печи.



а) Амагасаки, ДП № 1; б) Хукинген, ДП № 5; в) Хирохата, ДП № 1;
ПЗ – пластичная зона; К – коксовая зона

Рисунок 2 – Использованная в расчетах конфигурация зон когезии и кокса в замороженных доменных печах разных заводов

Для определения объема зоны когезии, просевшей в насадку, разделили пластичную зону по высоте на 35 элементарных сечений с интервалом разбиения 0,15 м. Установленный объем этой зоны составил 11 м³ или 7,8% общего объема коксовой насадки, что составляет 1,5% полезного объема печи.

Для доменной печи № 5 завода Хукинген [3] (рис.2, б) объемы коксовой насадки и зоны пластичности, находящейся в массиве насадки, определили по другой методике. Профили сечения зон по высоте разделили на простейшие геометрические фигуры, с учетом масштаба нашли их площади, а затем определили объемы тел вращения, исходя из предположения о симметрии зон относительно центра печи. Согласно расчету объем части зоны когезии, просевшей в коксовый массив ниже горизонта воздушных фурм, составил 17 м³, а части зоны когезии, находящейся выше фурм, – 80 м³. Объемы коксовой насадки по частям профиля доменной печи № 5 распределились следующим образом:

Элемент профиля	Абсолютный объем, м ³	Относительный объем
-----------------	----------------------------------	---------------------

		% объема печи
горн	127	12,7
запечки	80	8,0
распар	16	1,6
шахта	2	0,2
рабочее пространство от горна до шахты	225	22,5

Таблица 1 – Результаты расчета объема коксовой насадки охлажденных на ходу доменных печей

Показатели	Страна, завод, № печи	
	Япония, Амагасаки, № 1	Япония, Хирохата, № 1
Полезный объем печи, м ³	721	1407
Диаметр горна, м	6,0	7,8
Интервал разбиения сечений, м:		
в горне и запечках	0,15	2,2
в распаре и шахте	-	1,25
Количество сечений:		
в горне и запечках	23	6
в распаре и шахте	-	5
Радиус сечения массива коксовой насадки, м:		
в горне и запечках, min/max	0,3/3,0	0,3/3,9
в распаре и шахте, min/max	-	0,3/1,7
Площадь сечения коксовой насадки горизонтальной плоскостью, м ²		
в горне и запечках, min/max	0,2/28,2	0,3 / 47,7
в распаре и шахте, min/max	-	0,28 / 9,0
Объем коксовой насадки, м ³ / % объема печи		
в горне	100/13,9	235 / 16,7
в запечках	40/5,5	133 / 9,5
в распаре	-	133 / 9,5
в шахте	-	23 / 1,6
общий	140/19,4	391 / 27,8

Таким образом, объем зоны когезии, находившийся в исследуемой доменной печи ниже горизонта фурм, составил 5,9% от общего объема коксовой насадки или 1,7% полезного объема печи.

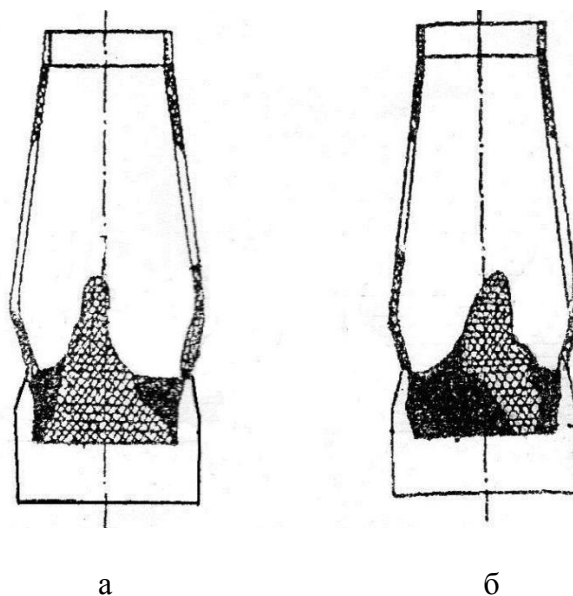
Как видно из приведенных расчетов, с увеличением полезного объема печей с 721 до 1000 м³ величина объема зоны когезии, просевшей в коксовую насадку без последствий для ровного хода печей, отнесенная к объему свободной коксовой насадки, снизилась с 7,8 до 5,9%. Полученные данные подтверждают известное мнение о том, что с увеличением полезного объема печей роль величины объема и чистоты коксовой насадки должны возрастать.

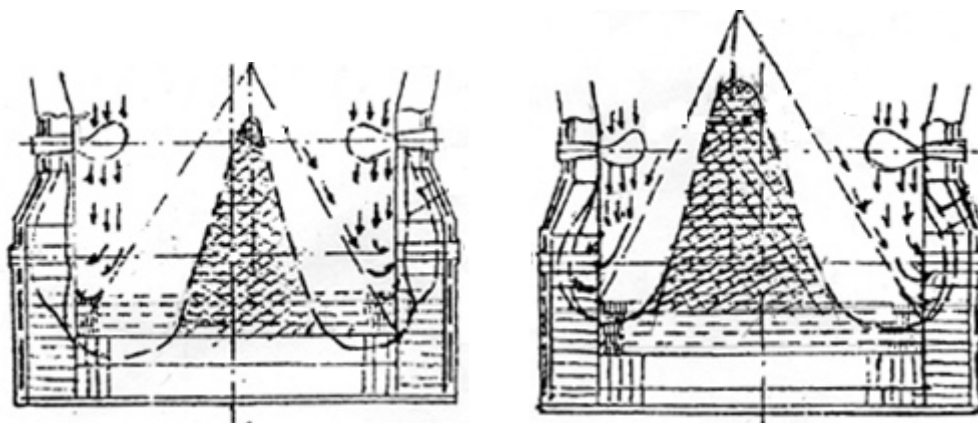
Определение размеров коксовой насадки доменной печи № 1 завода Хирохата [2] (рис.2, в) по методике Симпсона трудностей не вызвало ввиду отсутствия проникновения пластичной зоны в коксовую (табл.1). Расчетом установлено существенное превышение относительного объема коксовой насадки по сравнению с рассмотренными печами меньшего объема.

Сравнивая показатели исследованных печей (табл.2), можно видеть, что относительный объем коксовой насадки возрастал не только с увеличением объема печей, но и с повышением интенсивности плавки и, разумеется, с возрастанием расхода топлива. Таблица 2 – Показатели интенсивности хода исследуемых доменных печей

Показатели	Завод, номер печи		
	Амагасаки, №1	Хукинген, №5	Хирохата, №1
Удельная производительность, т/м ² сут	48,8	47,6	53,2
Расход топлива, кг/т чугуна	451	516	542
Интенсивность плавки по сожженному топливу, кг/м ³ сут	863	944	1003

Количественная оценка массивов тотермана произведена по данным замеров, выполненных ИЧМ [5]. Результаты расчета объема этих образований (рис.3), вызванных нарушениями технологии плавки, обусловленных как конструктивными факторами,





в

г

а – 1977 г.; б – 1989 г.; в – 1995 г.; г – 1997 г.

Рисунок 3 – Используемые в расчетах схемы размещения тотермана в доменных печах № 9 комбината «Криворожсталь» (а, б) и № 5 комбината «Северсталь» (в, г) так и сырьевыми, приведены в табл.3. При наличии осевого потока газов и формирования Λ -образной зоны когезии в ДП № 9 по типу ДП №1 завода Хирохата объем активной коксовой насадки должен составлять 1390 м^3 (27,8% полезного объема печи). Эксплуатация печи с конусным засыпным аппаратом и недостаточной мощностью дутьевой струи привела к образованию тотермана объемом 642 м^3 . Это составляет 46%, почти половину коксовой насадки, приемлемой для мощной печи.

Таблица 3 – Результаты расчета объема тотермана, обнаруженного в доменных печах, остановленных на ремонт

Показатели	Страна, завод, печь, год остановки на ремонт			
	Украина, Криворожсталь ДП № 9		Россия, Северсталь, ДП № 5	
	1977	1989	1995	1997
Полезный объем печи, м^3	5000		5500	
Диаметр горна, м	14,7		15,1	
Засыпной аппарат	клапанно-конусный ВНИМЕТ МАШ-УЗТМ	Пауль Вюрт	Пауль Вюрт	
Воздушные фурмы: количество диаметр в свету, мм	36 190	42 150	40 150	
Скорость истечения дутья, м/с	150-175	190-215	225-230	195-210
Линейные размеры тотермана, м:				
ширина у основания	12,6	1,8	7,0	8,2
наибольшая ширина по высоте	12,6	6,8	7,0	8,2
высота	16,6	4,4	9,3	10,7
Абсолютный (числитель) и относительный (знаменатель) объемы тотермана в элементах профиля печи, $\text{м}^3/\%$:				

шахте	7 / 0,25	17 / 0,5	-	-
распаре	13 / 3,7	15 / 4,3	-	-
заплечиках	116 / 16,8	94 / 13,6	-	7 / 1,0
горне	386 / 51,7	75 / 10,0	40 / 5,4	138 / 13,5
зумпфе	120 / 64,5	4 / 2,1	104 / 55,1	107 / 49,8
общий	642	205	144	252

Переход ДП № 9 Криворожстали на загрузку лотковым распределителем шихты и воздушные фурмы меньшего выходного сечения способствовал снижению высоты тотермана почти в 4 раза и уменьшению его объема в 3 раза. Отсутствие возможности усиления газового потока в центре при использовании клапанно-конусного загрузочно-го устройства привело к загромождению горна тотерманом более чем на 50% и зумпфа на 64% (рис.3, а). Раскрытие центра с помощью лоткового распределителя шихты и повышение мощности дутьевой струи во второй кампании печи существенно увеличило ёмкость горна и зумпфа – потеря ёмкости составила только 10 и 2% соответственно (рис.3, б).

На ДП № 5 Череповецкого комбината, работавшей в более благоприятных сырьевых условиях, но с нестабильным обеспечением, объём тотермана (рис.3, в, г) составил 144-252 м³, при этом был значительно загромождён зумпф – примерно на 50% полезной проектной емкости.

Оценку влияния условий доменной плавки на параметры пластичной и коксовой зон произвели с использованием данных НПО «Черметавтоматика», МИСиС и Магнитогорского металлургического комбината, полученных на доменной печи объёмом 2000 м³ [6]. Геометрические размеры и место размещения (горизонт нахождения) пластичной зоны в работе [6] определяли с помощью трех, логически связанных между собой математических моделей, исходными данными для которых служили измерения параметров газового потока по диаметру верхней части шахты и измерения фактических перепадов давления в рабочем пространстве печи.

Исследуемая печь работала на шихте, состоящей из 52-56% агломерата и 44-48% окатышей. Печь была оборудована типовым двуконусным засыпным аппаратом. В марте 1986 г. на печи на протяжении двух суток было проведено 16 полных зондирований по диаметру верха шахты с определением состава газа, на основе которых была рассчитана конфигурация зоны пластичности за 8 периодов, приуроченных к последовательным выпускам чугуна (рис.4).

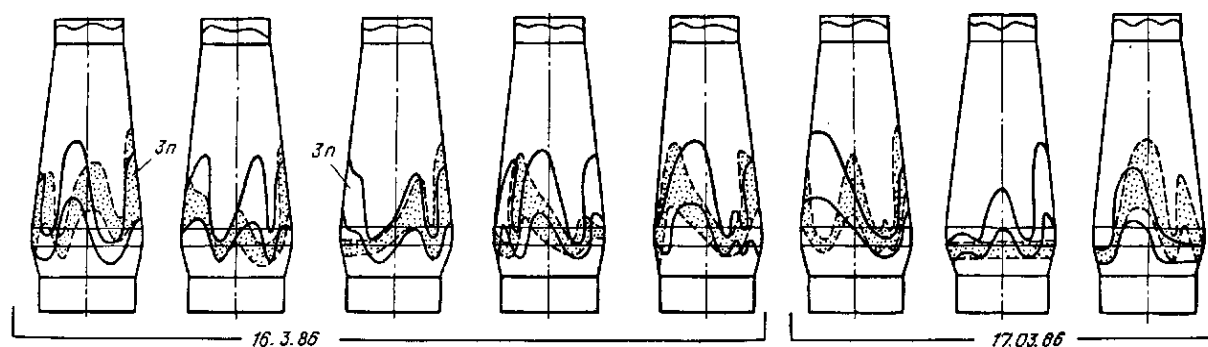


Рисунок 4 – Колеблемость очертаний пластичной и коксовой зон в доменной печи объёмом 2000м³, обусловленная нестационарностью доменного процесса

Нами, на основе выше указанных данных о параметрах зоны пластичности в этих периодах, были рассчитаны параметры коксовой зоны, исходя из допущения, что коксовая зона ограничивается сверху нижней границей когезивной зоны, а снизу – го-

ризонтом размещения чугунных леток. При расчетах объемом прифурменных полостей пренебрегли, поскольку кокс, затопленный в чугун, находится и ниже оси чугунных леток, что с избытком компенсирует неучтенный объем прифурменных полостей.

Результаты определения объема коксовой зоны и соотношение объемов зон пластичности и кокса приведены в табл.4. Установлено, что в начале выпуска объем зоны когезии был больше, чем в конце выпуска, а зона свободного кокса, наоборот, при открытии летки была меньше. Так относительный объем пластичной зоны до выпуска составлял 57% объема зоны кокса, а после выпуска – 48%. Отсюда следует важный для технологии вывод: нижний перепад давлений газа перед выпуском может возрастать не только в результате подпора фурменных очагов продуктами плавки, но и в результате увеличения объема пластичной зоны – увеличения количества материалов, находящихся в труднопроницаемом размягченном состоянии.

Было установлено, что объем коксовой зоны, рассчитанный с использованием данных моделирования [6], изменялся в пределах 14-35% полезного объема печи и в среднем составил 29%. Эти значения отвечают данным, полученным нами расчетом для замороженных доменных печей (19-29%).

Для выявления воздействия технологии доменной плавки на характерные высокотемпературные зоны, усреднили данные о структуре столба шихты в отдельные су-

точные периоды, отличающиеся, прежде всего, расходом природного газа (табл.5). В результате изменений тепломассообмена, при увеличении расхода природного газа, средняя глубина образования зоны пластичности от уровня засыпи снизилась больше, чем на 1 м, объёмы зон пластичности и кокса уменьшились. Полученные данные вполне соответствуют воззрениям о влиянии природного газа на распределение температур по высоте печи.

Таблица 5 – Показатели работы доменной печи ММК объемом 2000 м³ в разные периоды исследований (1, 2)

Показатель	Периоды	
	1	2
Производительность, т/сут	3761	4596
Состав подачи, т:		
кокс	11,2	11,0
агломерат	21,3	19,9
окатыши	17,1	18,5
Доля окатышей в шихте, %	44,5	48,2
Рудная нагрузка	3,45	3,49
Содержание Fe (агломерат/окатыши), %	53,48 / 62,50	53,62 / 62,50
Порядок загрузки	РККР	РККР
Дутье:		
расход, м ³ /мин	4040	4100
температура, °С	1070	1070
концентрация кислорода, %	26,5	26,0
Расход природного газа:		
% к дутью	4,8	5,8
м ³ /мин	195,9	239,4
Структура столба шихты:		
объем зоны когезии (ЗК), м ³	341,6	255,8
средняя глубина ЗК от уровня засыпи, м	16,8	17,9
средняя толщина ЗК, м	3,52	3,0
объем коксовой зоны (КЗ), м ³	611,2	550,2
средняя глубина верха КЗ от уровня засыпи, м	20,32	20,9

Анализ изменения очертаний зоны когезии в динамике работы печи (рис.4) свидетельствует о том, что при оснащении печи типовым конусным засыпным устройством и форсированном ее ходе единым возможным вариантом является образование W-образной когезивной зоны.

Выводы. Впервые осуществлена попытка определения геометрических объемов коксовых насадок замороженных на ходу доменных печей. Минимальный объем коксовой зоны (19,4% полезного объема печи) зафиксирован на ДП № 1 завода Амагасаки (Япония), работавшей с низким расходом топлива и с наименьшей для исследованных печей интенсивностью плавки. Максимальный объем коксовой насадки (27,8% полезного объема печи) определен для ДП № 1 завода Хирохата (Япония), работавшей с наивысшей интенсивностью плавки и повышенным расходом топлива. Кроме того, для работавшей доменной печи объемом 2000 м³ по данным моделирования был определен объем коксовой зоны, составивший в среднем 29% полезного объема печи.

Определен также геометрический объем тотермана, образованного в мощных доменных печах СНГ объемом 5000 и 5500 м³ при нарушениях хода, обусловленного конструктивными и эксплуатационными факторами. Минимальный объем тотермана наблюдался на ДП № 5 Череповецкого комбината – 144 м³ (2,6% полезного объема пе-

чи), максимальний – 642 м³ (12,8% полезного об'єму печі) на ДП № 9 «Криворозстали». Образование столь большого застывшего массива на ДП № 9 было обусловлено несоответствием засыпного аппарата и дутьевого режима требованиям эксплуатации печей большого объема.

Анализ изменения соотношения объемов зон пластичности и кокса в работавшей ДП объемом 2000 м³ показал, что относительный объем пластичной зоны до выпуска составлял 57% объема зоны кокса, а после выпуска – 48%. Отсюда следует важный для ведения печи вывод: нижний и общий перепады давления газа в печи перед выпуском могут возрастать не только в результате усиления подпора фурменных очагов продуктами плавки, но и в результате относительного увеличения объема пластичной зоны – зоны железорудных материалов, находящихся в труднопроницаемом для газов размягченном состоянии.

ЛИТЕРАТУРА

1. Фазовые превращения материалов при доменной плавке / Балон И.Д., Буклан И.З., Муравьев В.Н., Никулин Ю.Ф. – М.: Металлургия, 1984. – 152с.
2. Гуденау Г-В. Исследования на охлажденных доменных печах в Японии / Гуденау Г-В., Сасабе М., Крайбих К. // Черные металлы. – 1977. – № 6-7. – С.13-17.
3. Грабе К. Поведение шихтовых материалов при размягчении в «замороженной» азотом доменной печи и его влияние на расход кокса / Грабе К., Де Хаас Г. // Черные металлы. – 1986. – № 5. – С.25-32.
4. Доклад о разборке содержимого доменной печи № 1 завода Амагасаки / К.Нарита, Т.Сато, М.Маекава [и др.] // Тецу то Хагане. – 1980. – № 13. – С.1975-1984.
5. Влияние распределения шихты на разгар металлоприемника доменной печи / В.И.Большаков, С.Т.Шулико, В.В.Канаев, Ф.М.Шутылев // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2001. – № 4. – С.4-9.
6. Работа доменной печи в форсированном режиме / Гришкова А.А., Клемперт В.М., Федулов Ю.В., Быльева Л.П. // Сталь. – 1987. – № 9. – С.17-22.

Поступила в редколлегию 07.09.2015.

УДК 622.7:622.785

РУДЕНКО М.Р., к.т.н., доцент
ЗЮЗЬ В.Г.*, директор
РУДЕНКО Р.М., аспирант

Дніпродзержинський державний технічний університет
*ПП «Зевс Еліт», м. Кривий Ріг

УПРАВЛІННЯ ГРАНУЛОМЕТРИЧНИМ СКЛАДОМ І МІЦНІСТЮ ГРАНУЛ ОГРУДКОВАНОЇ АГЛОШИХТИ ЗА РАХУНОК ВИКОРИСТАННЯ ВОДНИХ РОЗЧИНІВ ПОВЕРХНЕВО-АКТИВНИХ РЕЧОВИН

Вступ. Однією з переваг агломераційного виробництва є можливість залучення в переділ залізовмісних матеріалів, що відрізняються як за хімічним, гранулометричним складом, так і за різними поверхневими властивостями. Але при використанні тонкодисперсних залізорудних концентратів, залізовмісних шламів, пилу погіршуються якість огрудкованої шихти, газодинамічні властивості шару шихти. Спікання таких шихт проходить в надто низьких шарах.

Постановка задачі. Метою роботи є встановлення закономірностей раціонального використання шихтових матеріалів зі значною кількістю тонкоподрібнених мате-

ріалів, регулювання процесом грануляції шихти з формуванням шару шихти заданої крупності та покращення газопроникності і якості огрудкування в цілому.

В процесі огрудкування шихти відбувається фізико-хімічна взаємодія різнорідних компонентів і зволожуючої рідини (води). Впливати на процес можливо тільки за рахунок часу змішування і огрудкування. Однією з перешкод є можливість шихтових матеріалів по-різному змочуватись водою. А деякі практично не змочуються (наприклад, тверде паливо). Це призводить до формування гранул шихти, що значно відрізняються за гранулометричним і хімічним складом (надлишок або недолік вуглецю твердого палива, різній основності).

Результати досліджень. Основа досягнення високої газопроникності шару в процесі спікання – це формування шару шихти на палеті з визначеним гранулометричним складом, що зберігає міцність при ваговому навантаженні, перезволоженні, сушці і нагріві.

При визначенні залежності впливу підготовки процесу огрудкування, газопроникності й спікання агломераційної шихти з високою часткою тонкоподрібнених матеріалів використовувалася шихта агломераційного цеху ПАТ «ДМКД», підготовлена до огрудкування. Агломераційна шихта складалась на 78% із класу крупності менше 5 мм (рис.1).



Рисунок 1 – Гранулометричний склад вихідної шихти, підготовленої для огрудкування

Залізородна частина шихти складалася з 80% концентрату й 20% аглоруди. Кількість звороту в шихті у всіх дослідях була постійною і становила 25%. Розрахункова основність у дослідях була рівна 1,4. Оптимальна вологість шихти становила 8,7% і підтримувалася на даному рівні у всіх серіях дослідів.

Змішування й огрудкування шихти здійснювали в циліндричному гладкому барабані з регульованою швидкістю обертання, довжиною 1,250 м і діаметром 0,320 м. Ступінь заповнення барабана шихтою – 12%. Змішування шихти здійснювали у водоспадному режимі при кутовій швидкості обертання 34 об./хв., а огрудкування – у режимі перекату з кутовою швидкістю 16 об./хв. Час змішування для всіх дослідів становив 3 хвилини, а час огрудкування – 5 хвилин.

Після огрудкування із усієї маси гранульованої шихти відбирали пробу для визначення вологості [1], частину шихти підсушували й потім розсівали для визначення середньозваженого діаметра гранул, частину огрудкованої шихти, що залишилася, за-

вантажували в лабораторну агломераційну чашу діаметром 0,12 м і піддавали спіканню за стандартною методикою. Перед завантаженням шихти в аглочашу на колосникові грати поміщали 0,4 кг постелі з готового агломерату класу 10-15 мм.

У якості зволожуючої рідини використовувався розчин вода + «Речовина поверхнево-активна для коксування». Для визначення технічних показників параметрів процесу огрудкування й газопроникності із використанням поверхнево-активної речовини було підготовлено розчини:

- 1) зі співвідношенням 65:35 відповідно;
- 2) зі співвідношенням 50:50.,

причому з останньою рідиною час огрудкування знижено до 1,5 хв.

«Речовина поверхнево-активна для коксування» – це рідина з високою проникаючою здатністю, змочує будь-які поверхні, має стабільно високу активність при нормальній температурі навколишнього середовища, не горить, не вибухає в з'єднаннях.

Речовина не токсична, не отруйна, при температурі більш 100°C – кипить, при температурі більш 150°C – коксується. Крім цього, речовина не містить шкідливі хімічні елементи P, S, Si, Cu, Pb, As і їх з'єднання. При змішуванні з водою добре розчиняється.

Огрудкування в умовах ПАТ «ДМКД» і лабораторії кафедри металургії чорних металів Дніпродзержинського державного технічного університету (м. Дніпродзержинськ) показало, що шихтові матеріали практично не відрізнялися за якістю. Різниця насипних мас цих проб становила 2,2%.

Розсівом шихти (рис.2), огрудкованої в умовах агломераційного цеху, встановлено, що близько 12% – дрібна фракція (0-5 мм), що формує клас 5-10, і 4% – клас більше 15 мм (тобто некондиція).

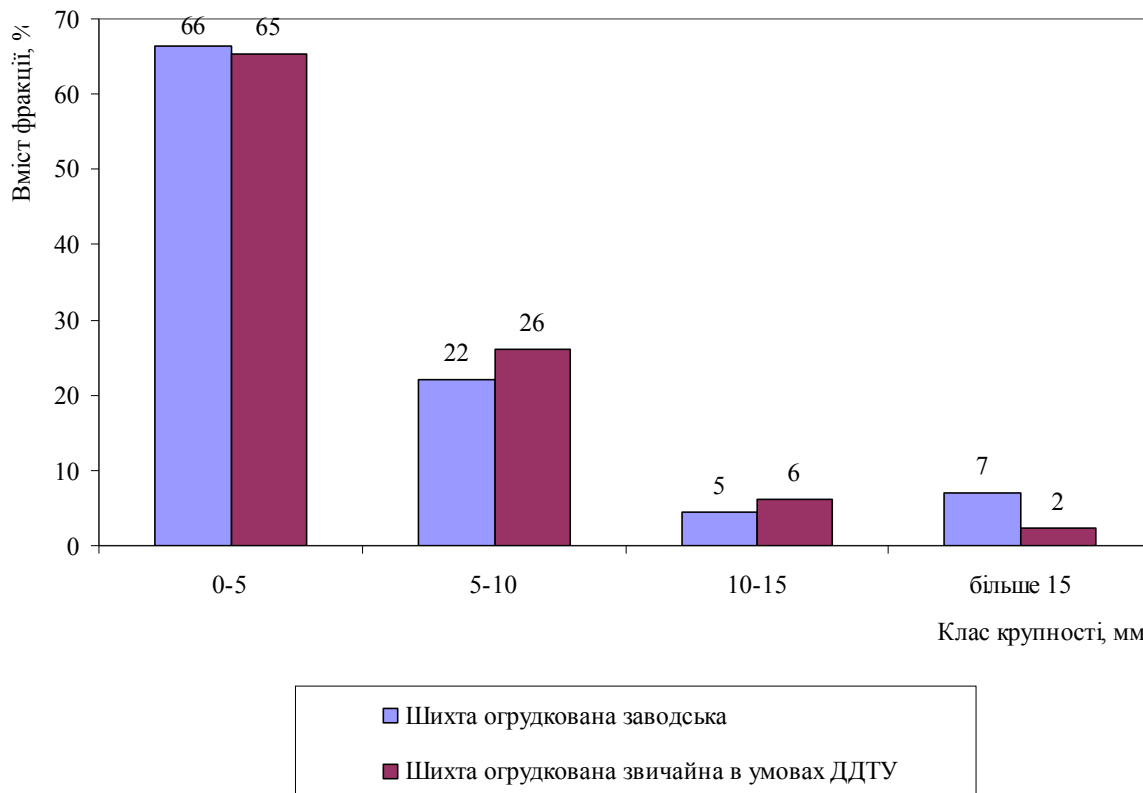


Рисунок 2 – Гранулометричний склад шихти, огрудкованої в умовах ПАТ «ДМКД» і лабораторії ДДТУ

Встановлено також, що зі збільшенням витрати поверхнево-активної речовини (ПАР) в шихту значно знижується насипна маса досліджуваних шихт. Так при витраті 3% поверхнево-активної речовини насипна маса знизилася на 11,7%, а при 6% ПАР – на 14,3% від базової, огрудкованої у лабораторії (рис.3) [2].

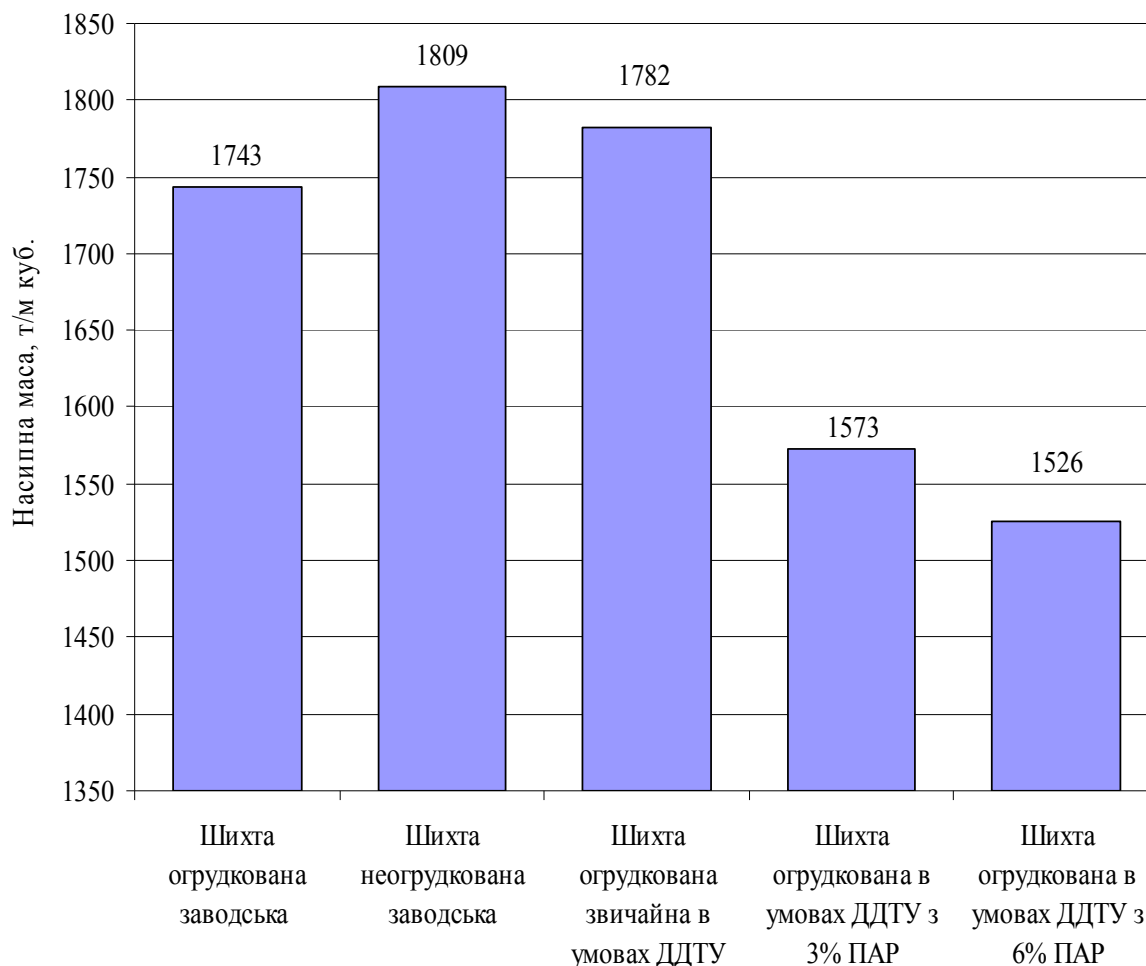


Рисунок 3 – Зміна насипної маси аглошихт від способу підготовки

Дослідження гранулометричного складу шихт показало зниження частки дрібної фракції (0-5 мм) і підвищення вмісту фракції 5-15 мм (рис.4) [3]. Встановлено, що середньозважений діаметр зростає зі збільшенням витрати поверхнево-активної речовини. Залежності наведено на рис.5. Розрахунками середньозваженого діаметра огрудкованої шихти визначено крупність $5,4 \times 10^{-3}$ м при витраті ПАР 3% і $8,3 \times 10^{-3}$ м – при витраті ПАР 6%.

Підготовлена у такий спосіб шихта має рівний гранулометричний склад, міцну структуру. Причому, міцність сирих гранул підвищується з 0,2 до 0,45 кг/гранулу. Це пояснюється збільшенням сил міжмолекулярного зчеплення між частками.

Для визначення газопроникності досліджувані шихти завантажували в агломерційну чашу (діаметр чаші – 120 мм, висота 340 мм) на постіль висотою 30 мм.

Розрідження під колосниковими ґратами вимірювали U-образним манометром, швидкість фільтрації повітря – крильчатим анемометром¹. Температура повітря на вході в шар становила 18,4°C. Дані досліджень наведено на рис.6.

¹Крильчатий анемометр testo-417, зав. №02219762 св. повірки №22-00/2494988 від 04.08.2015

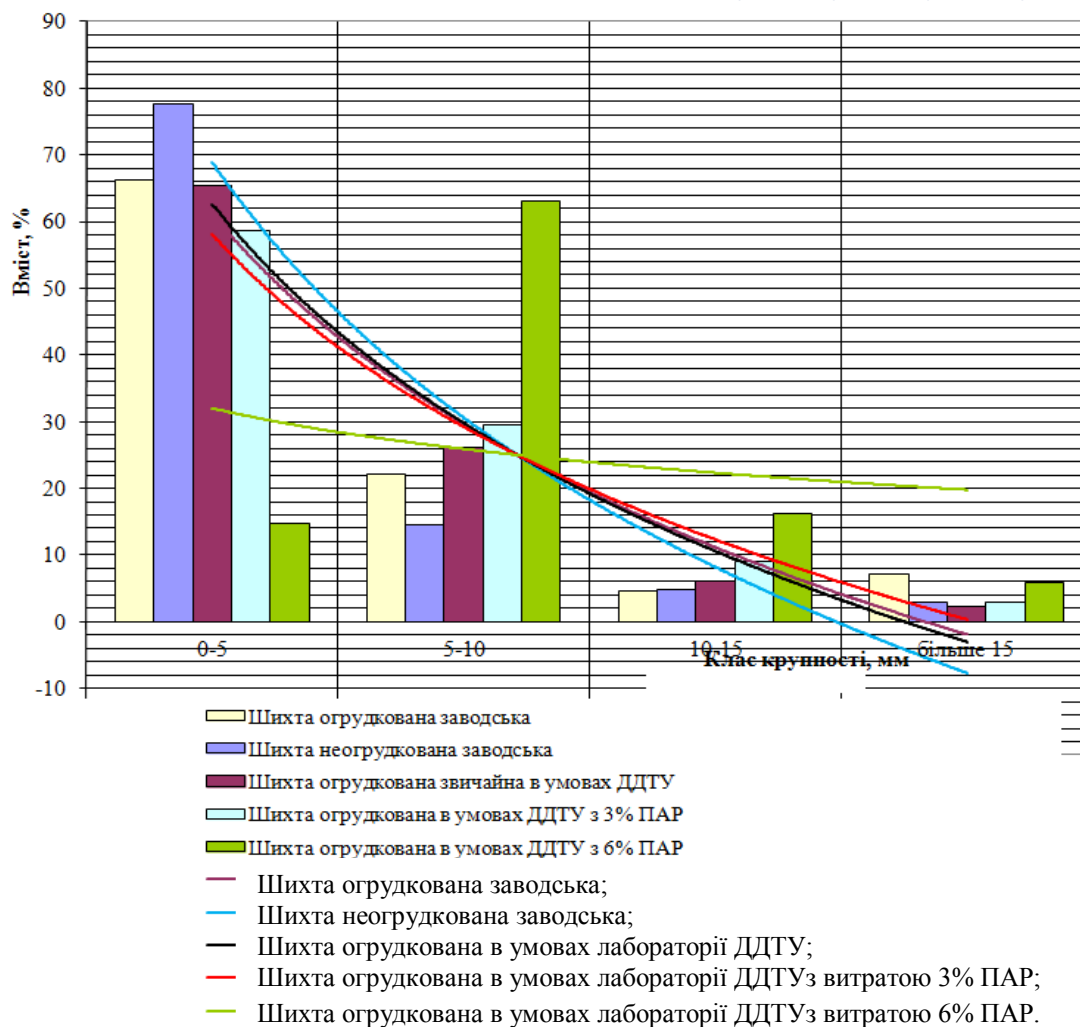


Рисунок 4 – Гранулометричний склад агломераційних шихт, підготовлених різними способами

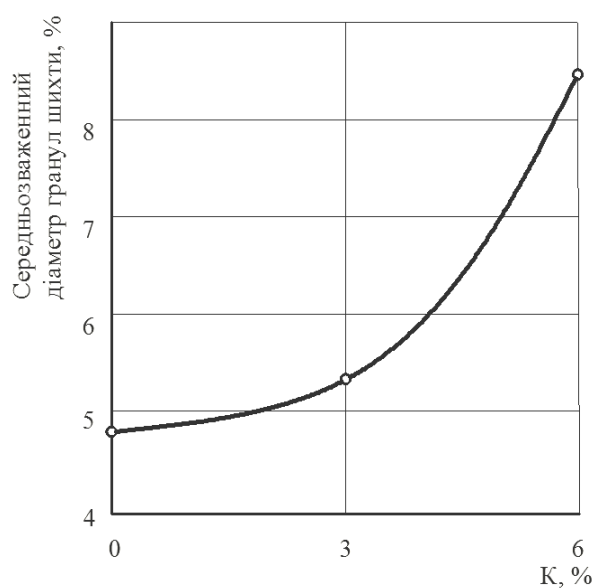


Рисунок 5 – Залежність середньозваженого діаметра огрудкованої шихти від вмісту поверхнево-активної речовини (K) у зволожуючому розчині

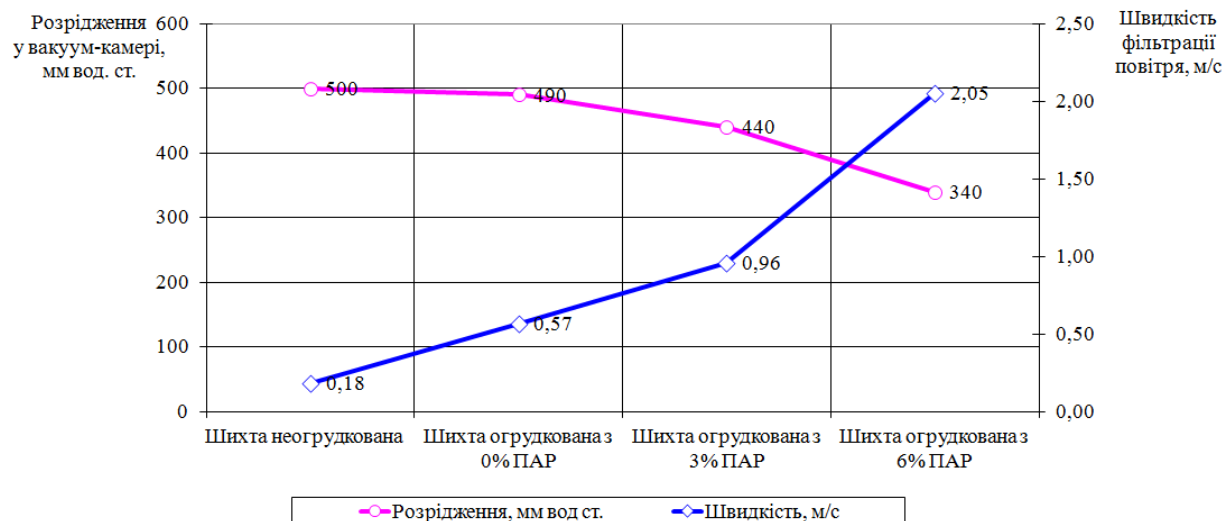


Рисунок 6 – Залежність розрідження під колосниковими ґратами й швидкості фільтрації повітря через шар агломераційних шихт, підготовлених різними способами

Установлено, що зі збільшенням витрати поверхнево-активної речовини від 0% до 3% і 6% у водному розчині знижується розрідження під колосниковими ґратами з 4,9 кПа до 4,4 кПа й 3,4 кПа відповідно. При цьому збільшується швидкість фільтрації повітря в шар з 0,57 м/с (базова шихта) до 0,96 м/с (витрата поверхнево-активної речовини 3%) і 2,05 м/с (витрата поверхнево-активної речовини 6%), тобто на 40,6-72,2%. Це дозволило підвищити швидкість спікання на 19% і 26% відповідно частці поверхнево-активної речовини у зволожуючому розчині.

Збільшення частки поверхнево-активної речовини у водному розчині призвело до збільшення діапазону крупності огрудкованої шихти між великими й дрібними гранулами. При агломерації це негативно вплине на газопроникність, температурно-тепловий стан шару агломерації й вихід придатного агломерату.

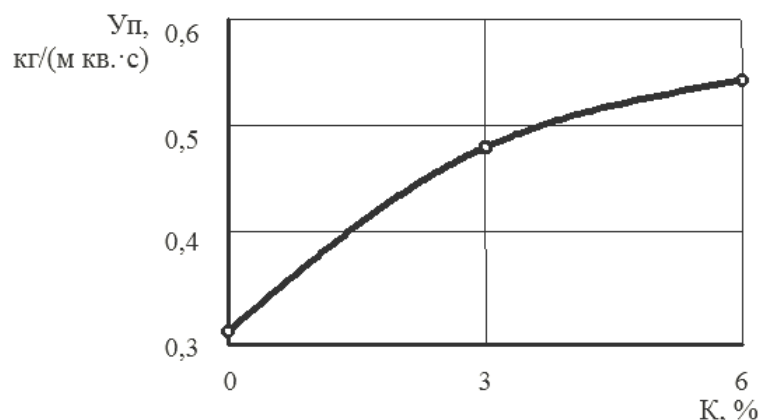


Рисунок 7 – Залежність приведеної питомої продуктивності агломераційної установки (Уп) від вмісту поверхнево-активної речовини у водному розчині (К)

речовини у зволожуючій рідині до 3% і 6% питома продуктивність підвищувалась до 0,42 і 0,49 кг/(м³·с).

Результати дослідів, наведені на рис.7, показують, що питома продуктивність агломераційної установки збільшується прямо пропорційно збільшенню вмісту поверхнево-активної речовини у водному розчині зволожуючої рідини. Так при звичайному зволоженні без поверхнево-активної речовини (вміст 0% поверхнево-активної речовини) питома продуктивність становила 0,31 кг/(м³·с). При збільшенні поверхнево-активної

За інших рівних умов можливі підвищення висоти шару шихти, що спікається, на 100-150 мм і зниження витрати твердого палива на 10-12% відн.

Висновки.

1. Основою підвищення виробництва чавуну є якісний агломерат з високим вмістом заліза, що забезпечується залученням у переділ тонкоподрібнених концентратів. Зі збільшенням частки тонкодисперсних матеріалів (концентратів, пилу, окалини, шлаків), залізо-, вуглець- утримуючих добавок і зменшенням рудних компонентів у шихті погіршується якість огрудкованої шихти. Збільшується неоднорідність крупності огрудкованої шихти. Збільшення як дрібної, так і великої фракції призводить до більш щільного впакування шихти. Це негативно впливає на процеси тепло- і масообміну при пошаровому спіканні агломераційної шихти.

2. На багатьох агломераційних фабриках уживають спроби поліпшити якість огрудкування агломераційних шихт шляхом роздільного огрудкування, уведення в процесі сполучних добавок. Однак жоден із запропонованих способів з різних причин не одержали широкого поширення в промисловості. При виробництві вапна як основного сполучного виділяється значна кількість парникових газів. Крім того раціонально використання дрібнодисперсного вапна, що не завжди технологічно і фінансово можливо.

3. Запропоновано технологію і виконано дослідні огрудкування й спікання шихти, підготовленої з використанням поверхнево-активних речовин. За рахунок високої проникаючої здатності відбувається глибоке проникнення зволожуючої рідини в шар тонкодисперсних матеріалів. Це особливо важливо для таких матеріалів (шлам, пил електрофільтрів та ін.), які погано змочуються водою. При цьому підвищуються капілярні сили зчеплення, і покращується процес грануляції неоднорідних шихтових матеріалів.

4. Результати проведених досліджень показують, що при використанні поверхнево-активних речовин збільшується швидкість фільтрації повітря в шар з 0,57 м/с (базова шихта) до 0,96 м/с (витрата поверхнево-активної речовини 3%) і 2,05 м/с (витрата поверхнево-активної речовини 6%), тобто на 40,6-72,2 %. При цьому знижується розрідження під колосниковими ґратами з 4,9 кПа до 4,4 кПа й 3,4 кПа відповідно, що сприяє збільшенню швидкості спікання й продуктивності з 0,31 кг/(м³×с) (звичайний режим огрудкування) до 0,42 кг/(м³×с) (витрата поверхнево-активної речовини 3%) і 0,49 кг/(м³×с) (витрата поверхнево-активної речовини 6%).

ЛІТЕРАТУРА

1. Руди залізні і марганцеві, концентрати, агломерати і окатки. Метод визначення масової частки вологи: ДСТУ 3201-95. – [Чинний від 2000-01-01]. – К.: Держстандарт України, 1999. – 22с.
2. Руди залізні і марганцеві, концентрати, агломерати і окатки. Метод визначення дійсної, об'ємної, насипної щільності і пористості: ДСТУ 3207-95. – [Чинний від 2000-01-01]. – К.: Держстандарт України, 1999. – 26с.
3. Руди залізні і марганцеві, концентрати, агломерати і окатки. Визначення гранулометричного складу методом ситового аналізу. ДСТУ 3210-95. – [Чинний від 2000-01-01]. – К.: Держстандарт України, 1999. – 26с.

Надійшла до редколегії 23.12.2015.

Дніпродзержинський державний технічний університет

**ПРОЕКТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЇ ВІДНОВЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ГУСЕНИЧНОГО РУШІЯ
З УРАХУВАННЯМ УМОВ НАСТУПНОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ**

Вступ. Переважаюча більшість випадків зношування деталей гусеничного рушія (опорні котки, ланки гусеничного полотна, напрямні та натяжні колеса) має абразивний характер. Для згаданих деталей одним з визначальних факторів процесу зношення виступає зносна здатність ґрунтів. Згаданий показник визначається твердістю та формою абразиву, ступенем закріплення його частинок. Твердість та форма останніх визначають характер руйнування поверхневого шару деталей – мікрорізання або втома [1, 2].

Характер та інтенсивність зношення змінюються також у залежності від типових режимів експлуатації дорожніх машин (транспортувальний, бульдозерування, з гори, на гору, на похилій поверхні тощо). Слід, однак, підкреслити, що дотепер відсутні рекомендації відносно врахування абразивного складу ґрунтів та переважаючого режиму роботи машин для збільшення ресурсу роботи їх деталей [3-5].

Виходячи з викладеного, актуальним виглядає створення адаптаційного підходу до розробки технології відновлення, вибору хімічного та фазового складів металу, що наноситься з урахуванням конкретних умов наступної експлуатації гусеничних машин.

Постановка задачі. Задачею дослідження є розробка рекомендацій щодо адаптаційного підходу до створення зносостійких шарів та визначення оптимального складу металу, що наноситься дуговим наплавленням.

Для серійного виготовлення опорних котків використовується сталь на рівні марки 40Г, твердість виробів з якої складає НВ220...230. Ланки гусеничного полотна виготовляються переважно зі сталі 45, якій відповідає твердість НВ225...235. Виходячи з цього, підбирався матеріал зразків, на яких відпрацьовувалася технологія дугового наплавлення.

У дослідженнях використовували дріт сталевий зварювальний Св-8Г2С (ГОСТ 2246-70) та наплавлювальний Нп-65 (ГОСТ 10543-75). Вибір цих матеріалів ґрунтувався на їх призначенні для зварювання та наплавлення подібних за умовами роботи деталей типу підтримувальних та опорних котків, шпинделів та валів, кранових коліс.

Обрані дроти використовувалися для нанесення шарів під флюсами АН-348А, АНК-18, а також їх сумішшю на режимах, зведених до табл.1.

Таблиця 1 – Режими наплавлення під шаром флюсів

Марка дроту	Діаметр електродного дроту, мм	Зварювальний струм, А	Напруга на дузі, В	Частота обертання заготовки, хв ⁻¹ (швидкість наплавлення, м/год)	Крок наплавлення, мм
Св-08Г2С, Нп-65	1,2	160...180	27...28	3,5 (24...33)	3,0
				4,0 (27...38)	
	3,0	400...410	32...34	5,0 (34...47)	7,0

Зразки для випробувань на зношення виготовляли наплавленням циліндричної заготовки зовнішнім діаметром 36мм, внутрішнім діаметром 16мм та довжиною 200мм.

Зміщення електродного дроту з zenіту у протилежний обертанню заготовки бік склало 8...10мм. Наплавлення виконували за гвинтовою лінією зі зміщенням кроку наплавлення на 3...4мм кожного наступного шару. Після кожного наплавленого шару зразки охолоджували. Нанесення металу вели у 3...4 шари до досягнення заготовкою зовнішнього діаметра 50мм. Після наплавлення заготовки шліфували на токарному верстаті під охолоджувальною рідиною.

Зношення визначали за відношенням до зразку зі сталі 45, прийнятого за еталон. Твердість вимірювали на твердомірі ТК-2. Випробування проводили на машині МІ-1М з наближенням лабораторних умов до реальних. Абразивом слугував кварцовий пісок, який по фракціях різного гранулометричного складу подавався через лійку, з можливістю регулювання витрати. Використовували зразки діаметром 45мм та товщиною 10мм, які зважували до та після випробувань, що тривали 2 год., на точних лабораторних вагах з похибкою 0,0001 г.

Результати роботи. Залежність питомого зношення шарів, наплавлених дротами Нп-65 та Св-08Г2С, наведено на рис.1.

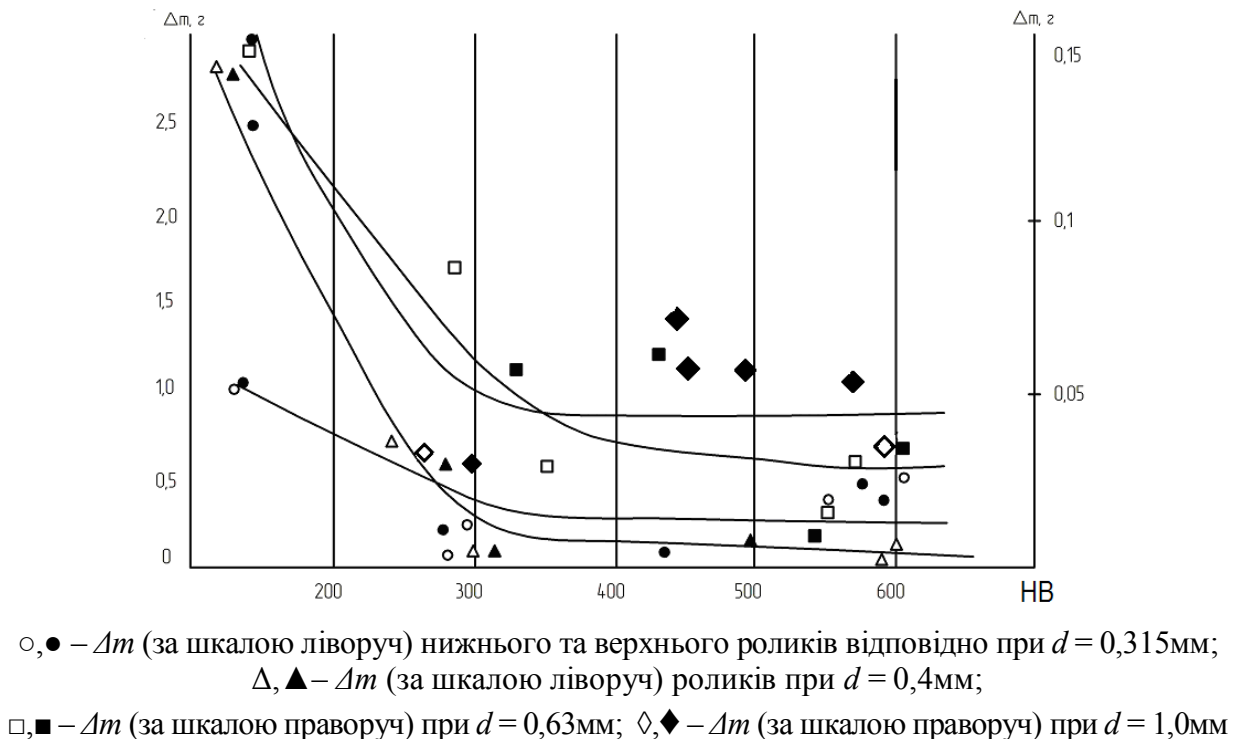


Рисунок 1 – Залежність втрати маси Δm при зношуванні наплавлених зразків у присутності абразиву різних фракцій d

Установлено, що верхній та нижній ролики, наплавлені дротом НП-65, в залежності від складу суміші флюсів зношуються якісно однаково. Зі збільшенням вмісту флюсу АН-348А (та зменшенням ступеня легування) зношення обох роликів зростає й досягає максимуму при його частці у суміші 50% (склад наплавленого металу – 0,29%С; 1,87%Mn; 0,37%Si; 1,19%Cr; 0,07%Ni).

За більшої частки флюсу АН-348А у суміші зношення роликів суттєво знижується та досягає мінімуму при наплавленні під флюсом АНК-18 (максимум легування, 0,63%С; 1,20%Mn; 0,29%Si; 2,57%Cr; 0,8%Ni). Зниження зношення в екстремальних точках для верхнього та нижнього роликів відповідно 4-х та 26-ти разове. Відношення значень максимального зношення нижнього та верхнього роликів при 50%АНК-18 складає 1,45. При використанні виключно флюсу АНК-18 спостерігається інверсія зношування: верхній ролик має зношення у 4, 3 рази більше, ніж нижній.

Зношення роликів, наплавлених дротом Св-08Г2С, якісно не погоджується. Нижній ролик, який має найбільше зношення при наплавленні під флюсом АН-348А (склад металу 0,06%С; 2,11%Mn; 0,93%Si; 0,04%Cr; 0,07%Ni), зі збільшенням частки флюсу АНК-18 від 25 до 100% стрімко зменшується майже усемеро. Кінетика зношування верхнього ролика характеризується різким зростанням при частці флюсу в суміші понад 50%. Показово, що мінімальне зношення обох роликів відповідає наплавленню металу під сумішшю 50%АН-348А + 50%АНК-18 (наплавлений метал – 0,17%С; 2,35%Mn; 0,63%Si; 1,49%Cr; 0,09%Ni). Таким чином, найменше зношення кожного з роликів та пари тертя в цілому з прошарком абразивних частинок фракції 0,315мм досягається при різному співвідношенні флюсів. Для наплавлення дротом Нп-65 доцільно використовувати флюс АНК-18, а дротом Св-08Г2С – суміш 50%АН-348А + 50%АНК-18.

При випробуваннях з абразивом фракції 0,4мм найменше зношення роликів спостерігається при наплавленні під флюсом АНК-18 обома дротами. Суттєве або зростаюче зношення виявлено при наплавленні під флюсом АН-348А або під сумішшю з часткою флюсу АНК-18 у ній до половини.

Випробування з абразивом фракції 0,63мм показали, що всі пари роликів зношуються якісно однаково. Проте зношення металу, наплавленого дротом Нп-65, має два максимуми – при частці присутності у суміші флюсу АН-348А 25% та 100%. Мінімальній втраті маси відповідає наплавлення під чистим флюсом АНК-18 та максимальний ступінь легування нанесених шарів.

Використання дроту Св-08Г2С дає мінімальне зношення у разі застосування суміші 75%АН-348А + 25%АНК-18 (0,12%С; 2,37%Mn; 0,77%Si; 0,70%Cr; 0,13%Ni). Результати випробувань з абразивом фракції 1,0мм свідчать про ідентичність характеру зношування обох складів наплавленого металу. В цих умовах чітко відслідковується тенденція до зниження зносу по мірі збільшення присутності флюсу АНК-18 у суміші. Найменша втрата маси зразків встановлена при наплавленні під згаданим флюсом.

Узагальнюючи результати випробувань з абразивним прошарком, можна відмітити наступне.

1. Якісна схожість залежностей питомого зношення роликів та пар кочення від частки флюсів у суміші стає більш визначеною зі збільшенням фракції абразиву.

2. Непогодженість наведених кривих можна пояснити впливом дисперсності абразивних частинок на поверхневий шар, який має нерівномірну мікротопографію та мікротвердість. Конкретизацію зазначеного впливу можна реалізувати шляхом погодження зношення роликів з показниками шорсткості контактуючих поверхонь.

3. Нижні (привідні) ролики мають зношення більше, ніж верхні. Цей факт можна пояснити більшим проковзуванням привідного ролика. Оскільки опорні котки за кінематикою роботи схожі з відомими роликами, то механізм зношування останніх можна вважати наближеним до механізму зношування опорних котків.

4. Робоча поверхня роликів, наплавлених дротом Нп-65, в присутності абразивних частинок сколюється, при випробуваннях без абразиву сколи не спостерігаються. Причиною сколювання можна вважати низьку роботу розвитку тріщини. Абразивні кварцові частинки, що мають мікротвердість на рівні 10000МПа, впроваджуються у поверхневий шар роликів, спричиняючи зародження концентраторів напружень у вигляді лунок, рисок та подряпин. За тривалого силового навантаження розвиток тріщини, спричиненої зазначеними концентраторами, відбувається доволі швидко.

5. При використанні абразиву фракцією менше 0,315мм відбувалося забивання підвідних трубок та налипання абразивного пилу на поверхню роликів. Це знижувало їх зношення.

6. У разі збільшення зазору між деталями понад 5...7мм залежність інтенсивності зношення від розмірів абразивних частинок слабшає.

Виходячи з проведених досліджень, для зміцнення та відновлення деталей гусеничного рушія наведені склади металу можуть бути одержані механізованим напла-

ленням дротами Св-08Г2С або Нп-65 під сумішню плавеного та агломерованого флюсів, що забезпечує твердість наплавленого металу на рівні *HB297...552*.

В рамках поставленої задачі розроблено способи наплавлення, які дозволяють значно знизити собівартість процесу шляхом зменшення виробничих та матеріальних витрат при їх реалізації. Системний підхід до розв'язання проблеми дозволив зменшити частку основного металу в наплавленому на 30...60%, підвищити продуктивність нанесення металу в 1,3...1,8 рази; зменшити витрати на механічну обробку на 35...40% та підвищити службові характеристики виробів за рахунок керування конфігурацією та геометричними параметрами наплавлених валиків [6-9]. Реалізувати процес наплавлення валиків з керованою їх конфігурацією запропоновано в рамках додаткової дії зовнішнього магнітного поля (КМП, рис.2).

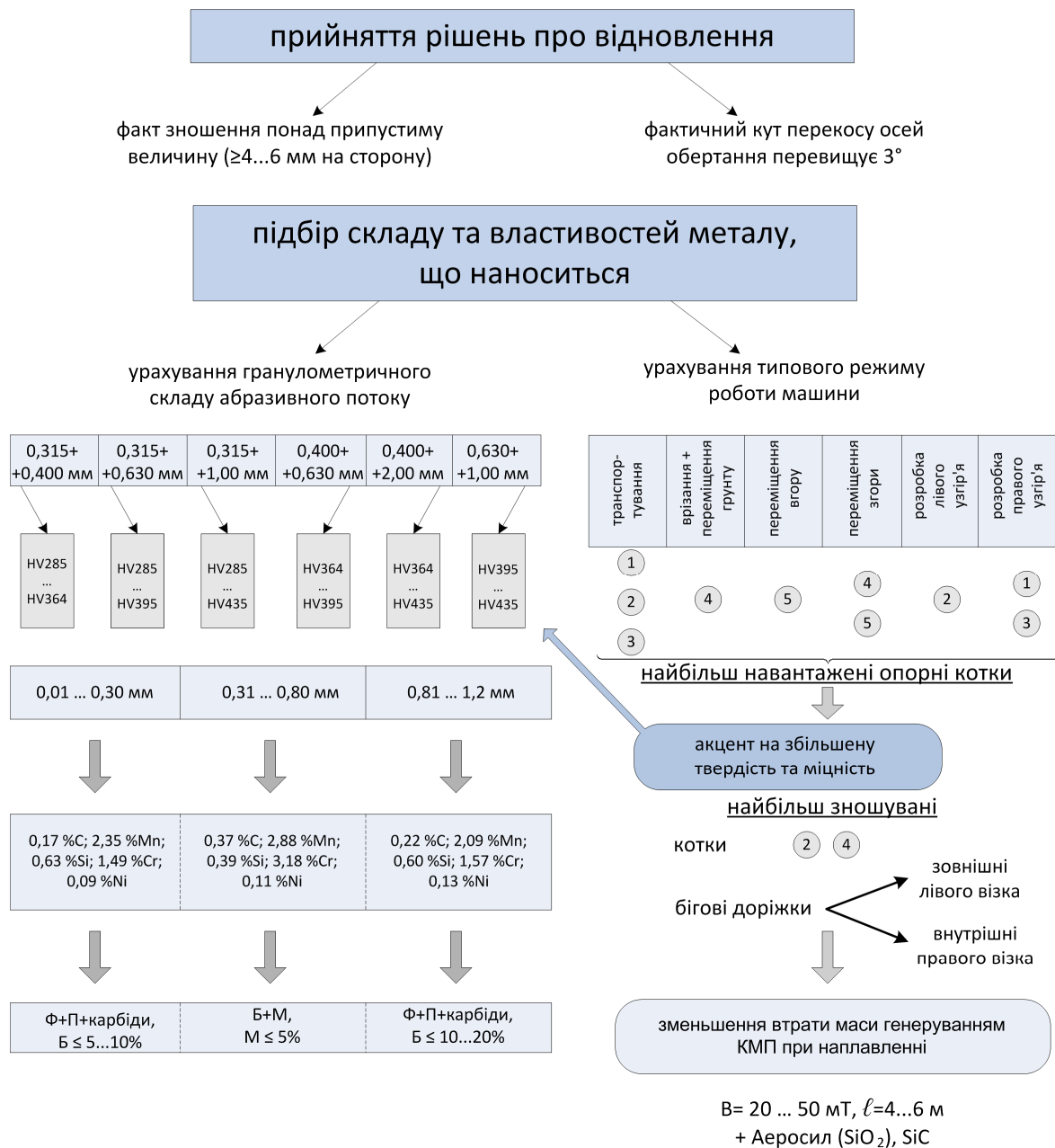


Рисунок 2 – Урахування умов експлуатації деталей ходової частини при визначенні складу та властивостей шарів металу, що наноситься при їх відновленні

Висновки. Визначено зв'язок інтенсивності зношення від дії абразиву різного фракційного складу з твердістю та хімічним складом шарів, що наносяться дуговим наплавленням.

Запропоновано до реалізації принцип адаптивності при розробці технології відновлення деталей ходової частини. Виходячи з результатів проведених досліджень, для зміцнення та відновлення деталей гусеничного рушія наведені склади металу можуть бути отримані механізованим наплавленням дротами Св-08Г2С або Нп-65 під сумішню флюсів АН-348А та АНК-18, що забезпечує твердість наплавленого металу на рівні *HB297...552*.

ЛІТЕРАТУРА

1. Виноградов В.Н. Абразивное изнашивание/ В.Н.Виноградов, Г.М.Сорокин, М.Г.Колокольников. – М.: Машиностроение, 1990. – 224с.
2. Львов П.Н. Основы абразивной износостойкости деталей дорожных машин / Львов П.Н. – М.: Стройиздат, 1970. – 71с.
3. Мазель Ю.А. Классификация сплавов на основе железа для восстановительной и упрочняющей наплавки/ Мазель Ю.А., Кусков Ю.В., Полищук Г.Н. // Сварочное производство. – 1999. – №4. – С.35-38.
4. Васильев Б.С. Ремонт дорожных машин, автомобилей и тракторов: учебник / Васильев Б.С., Долгополов Б.П., Г.Н.Доценко Г.Н.; под ред. В.А.Зорина. – М.: Мастерство, 2001. – 512с.
5. Наплавочные материалы для упрочнения деталей, работающих в условиях ударно-абразивного изнашивания/ А.Н.Балин, А.В.Березовский, А.А.Вишневский [и др.] // Автоматическая сварка. – 2006. – №2. – С.46-47.
6. Перемитько В.В. Разработка и исследование технологии восстановительной наплавки катков ходовой части гусеничных машин / В.В.Перемитько // Технологии упрочнения, нанесения покрытий и ремонта: теория и практика: 15-ая Междунар. науч.-практ. конф.: сборник трудов в 2 ч. Часть 1. – СПб.: Изд-во Политехн.ун-та, 2013. – С.168-172.
7. Peremitko V.V. Influenza sag parti del telaio indossare macchine stradali / _V.V.Peremit'ko, V.D.Kuznetsov, I.O.Cherednyk // Italian Science Review. – 2014. – №8 (17). – P.93-96.
8. Peremit'ko V.V. Modifying charge input optimization in arc surfacing with the controlling magnetic influence / V.V.Peremit'ko, V.D.Kuznetsov, A.N.Sokol // Applied mechanics and materials. – 2014. – Vol.682. – P.298-303.
9. Перемитько В.В. Оптимизация режимов дуговой наплавки под флюсом по слою легирующей шихты деталей ходовой части гусеничных машин / В.В.Перемитько, Д.Г.Носов // Автоматическая сварка. – 2015. – №5-6. – С.49-51.

Надійшла до редколегії 21.09.2015.