

РОЗДІЛ «МЕТАЛУРГІЯ. ЗВАРЮВАННЯ»

УДК 669.162

КРЯЧКО Г.Ю., к.т.н., доцент
МАСТЕРОВЕНКО Е.Л., к.т.н., доцент
РАК М.Н.*, магистрДнепродзержинский государственный технический университет
ПАО «Интерпайп Сталь»*ИССЛЕДОВАНИЕ НЕСТАЦИОНАРНОСТИ ДОМЕННОГО ПРОЦЕССА,
ОБУСЛОВЛЕННОЙ ПЕРИОДИЧНОСТЬЮ ВЫПУСКОВ
ПРОДУКТОВ ПЛАВКИ

Введение. Известно [1], что периодичность выпусков расплавов из доменной печи вызывает нестационарность температурных полей по высоте рабочего пространства агрегата. Поскольку штатной ситуацией является осуществление выпуска чугуна поочередно через разные чугунные летки, ранее не возникало вопросов, связанных с необходимостью оценить нестационарность температурных полей по окружности печи. Современная практика эксплуатации печей и оборудования литейного двора, связанная с относительно низкой стойкостью желобных масс, предусматривает работу леток в режиме чередования через определенный промежуток времени, чаще всего через сутки. Такой режим отработки продуктов плавки, очевидно, должен сопровождаться значительной деформацией температурных полей по окружности печи, поскольку меняется характер накопления и дренажа расплавов.

Постановка задачи. Задачей настоящего исследования является изучение нестационарности доменного процесса, обусловленной вынужденным режимом отработки продуктов плавки, более конкретно, оценка деформации температурных полей и работы воздушных фурм по окружности печи. Задача является актуальной, так как неравномерность работы фурм и газораспределения по окружности печи оказывает влияние на конечные результаты плавки – производительность и удельный расход топлива.

Результаты работы. Объекты и методика исследования. Исследование проводили на доменных печах ОАО «ДМКД» полезным объемом 1500 м³ (ДП №1М) и 1754 м³ (ДП №8), отличием которых является наличие диаметрально расположенных двух чугунных леток. От типовых печей ДП № 1М отличается большими на 800 мм высотой горна и на 250 мм глубиной зумпфа, число воздушных фурм доведено до 20 против 18. На ДП №8 на 100 мм увеличен диаметр горна и на 400 мм его высота по сравнению с типовой печью объемом 1719 м³. На печи установлено 20 фурм.

Методика исследования состоит в изучении изменения температуры кладки секторов верхней части шахты, расположенных над отдельными чугунными летками при варьировании режима отработки продуктов плавки. В каждом секторе было установлено 3-4 термопары, измерения которых усреднялись. Усреднение за периоды исследований производили также по нагреву чугуна и основности шлака.

Оценку влияния уровня зеркала шлака на состояние фурменных очагов производили с помощью кинофотосъемки через гляделку подвижного колена устройств для ввода дутья в доменную печь.

На рис.1 приведены результаты исследования распределения температур кладки шахты в секторах, расположенных над чугунными летками ДП №1М. Первый период 02.02.-06.02.2011г. (рис.1, а) характеризуется чрезмерной окружной неравномерностью (перепад температур между «горячим» и «холодным» секторами шахты составил от 40 до 110°C).

Через летки №1 (ЧЛ1) и №2 (ЧЛ2) в указанный период было выпущено одинаковое количество шлака, однако через летку №1, расположенную под «горячим» сектором было выдано на 3,4% больше металла. Представляет интерес тот факт, что этот чугун имел меньшее содержание кремния (0,70%) и температуру $t_{ч}$ (1484°C), чем металл

из летки под «холодным» сектором Si – 0,78 t_ч = 1496°C (табл.1). Основность сопутствующего шлака (CaO + MgO/SiO₂), выпущенного из летки № 2, расположенной под «холодным» сектором, была выше: 1,38 против 1,36.

Таблица 1 – Усредненные данные о нагреве продуктов плавки при поочередной работе чугунных леток и различной неравномерности окружного газораспределения на доменной печи №1М ПАО «Днепропетровский металлургический комбинат»

Опытный период	Время работы летки	Номер летки	Температура чугуна, °С	Содержание Si в чугуне, %	(CaO+MgO)/SiO ₂ шлака
02.02.2011-06.02.2011	с 13 ⁰⁰ 02.02.11 по 15 ⁰⁰ 03.02.11	2	1508	0,95	1,42
	с 17 ¹⁰ 03.02.11 по 17 ⁰⁰ 04.02.11	1	1486	0,75	1,36
	с 19 ¹⁰ 04.02.11 по 17 ¹⁵ 05.02.11	2	1485	0,62	1,35
	с 19 ²⁵ 05.02.11 по 19 ¹⁵ 06.02.11	1	1483	0,64	1,36
	В среднем по леткам за период				
		1	1484	0,70	1,36
	2	1496	0,78	1,38	
01.04.2011-05.04.2011	с 12 ⁰⁰ 01.04.11 по 9 ⁰⁰ 02.04.11	2	1517	0,84	1,35
	с 12 ⁰⁰ 02.04.11 по 9 ⁰⁰ 03.04.11	1	1507	0,76	1,35
	с 12 ⁰⁰ 03.04.11 по 9 ⁰⁰ 04.04.11	2	1502	0,57	1,35
	с 12 ⁰⁰ 04.04.11 по 21 ⁰⁰ 05.04.11	1	1497	0,61	1,36
	В среднем по леткам за период				
		1	1502	0,68	1,36
	2	1509	0,70	1,35	

Второй период исследований на ДП №1М (01.04.-05.04.2011) отличается незначительной окружной неравномерностью распределения температур верха шахты (рис.1, б) – разница средних температур между «холодным» и «горячим» секторами не превышает 20°C. В таких условиях разница масс продуктов плавки, выданных через отдельные чугунные летки, увеличилась. Через летку №1 под «горячим» сектором было выпущено шлака на 5,7%, а чугуна на 18,2% больше, чем через летку №2, расположенную под «холодным» сектором. Вероятно, это произошло по причине лучшей дренажной способности коксовой насадки в центральной и промежуточной зонах «горячего» сектора. Как и в ранее рассмотренном периоде работы печи чугун, выпущенный под «горячим» сектором, содержит немного меньше кремния – 0,68% против 0,70% и имеет пониженную температуру 1502°C против 1509°C. Основность шлака из обеих леток отличается мало (~1,35-1,36).

На ДП №8 в период с 02.02. по 06.02.2011 г. также заметно отличается температура секторов шахты над чугунными летками (рис.2, а). В отличие от ДП №1М переход отработки продуктов плавки через очередную летку сопровождается характерным падением и возрастанием температуры, главным образом в «горячем» секторе. Неравномерность газораспределения по окружности верха шахты значительная – разница температур между опытными секторами достигает 170°C.

Нетрудно видеть, что переход отработки продуктов плавки на очередную летку сопровождается характерными изменениями в нагреве секторов верха шахты – темпе-

ратура в «горячем» секторе, расположенном над леткой №2, снижается и весьма значительно, особенно 2.02. и 3.02.2011. Обнаруженная нестационарность доменного процесса требует дальнейшего изучения.

Шлака из чугунной летки №2, расположенной под «горячим» сектором, выдано на 5% больше, а чугуна на 1% меньше, чем через летку №1. Если размах колебаний температуры ограждения шахты в «холодном» секторе составил примерно 100°C, то в «горячем» – 240°C.

Апрельский период работы ДП №8 характеризуется уменьшением окружной неравномерности газораспределения (рис.2, б). Несколько уменьшился размах колебаний в «горячем» секторе (до 215°C) и «холодном» (до 65°C). В условиях пониженной окружной неравномерности температурного поля через летку №2 выпущено шлака на 7,9% больше, а чугуна на 0,4% меньше, чем через летку №1 под «холодным» сектором.

В период работы с развитой окружной неравномерностью температурного поля (февраль 2011 г.) чугун из летки №2 химически и физически менее прогретый, чем из летки №1. Среднее содержание Si в нем составило 0,74% против 0,81, а средняя температура – 1465°C против 1472°C (табл.2). При этом шлак из второй летки имеет более высокую основность (CaO + MgO/SiO₂) – 1,40 против 1,37 для шлака первой летки.

При снижении окружной неравномерности распределения температур в шахте (апрель 2011 г.) шлак ЧЛ2 имеет меньшую основность(1,36 против 1,38), а чугун – большее содержание Si (0,67% против 0,62%). Температура металла, выпущенного через обе летки, практически одинаковая: 1474 и 1476°C.

Таблица 2 – Усредненные данные о нагреве продуктов плавки при поочередной работе чугунных леток и различной неравномерности окружного газораспределения на доменной печи № 8 ПАО «Днепропетровский металлургический комбинат»

Опытный период	Время работы летки	Номер летки	Температура чугуна, °C	Содержание Si в чугуне, %	(CaO+MgO)/SiO ₂ шлака
02.02.2011-06.02.2011	с 9 ⁴⁵ по 8 ³⁰ 02.02.11 03.02.11	1	1478	1,03	1,36
	с 13 ⁴⁵ по 8 ¹⁵ 03.02.11 04.02.11	2	1469	0,64	1,45
	с 10 ³⁰ по 9 ¹⁵ 04.02.11 05.02.11	1	1467	0,59	1,38
	с 12 ³⁰ по 8 ¹⁰ 05.02.11 06.02.11	2	1461	0,83	1,34
	В среднем по леткам за период				
			1	1472	0,81
		2	1465	0,74	1,40
01.04.2011-05.04.2011	с 8 ³⁰ по 7 ¹⁰ 01.04.11 02.04.11	1	1489	0,72	1,38
	с 10 ⁰⁰ по 11 ³⁰ 02.04.11 03.04.11	2	1496	0,91	1,37
	с 14 ²⁰ по 7 ²⁰ 03.04.11 04.04.11	1	1464	0,51	1,37
	с 10 ¹⁰ по 8 ⁵⁰ 04.04.11 05.04.11	2	1453	0,43	1,35
	В среднем по леткам за период				
			1	1476	0,62
		2	1474	0,67	1,36

Результаты наших исследований подтверждают ранее обнаруженное [2] явление вертикальной нестационарности доменного процесса, заключающееся в обратной зави-

симости между нагревом горна и температурой в шахте. Причина кажущегося противоречия объясняется особенностями протекания окислительно-восстановительных процессов в горне: температура в шахте повышается в результате окисления элементов чугуна на фурмах и выносе выделенного при окислении тепла с фурменным газом: в то же время горн охлаждается в результате прямого эндотермического восстановления продуктов окисления.

В настоящем исследовании активная работа воздушных фурм под «горячим» сектором шахты сопровождалась интенсивным окислением элементов чугуна, охлаждением горна и локальным разогревом материалов в шахте. В секторе горна, где фурмы принимают дутья больше, продуктов плавки образуется также больше, особенно на ДП №1М. Однако нагрев выпущенных расплавов ниже из-за эндотермического довосстановления оксидов. Под «холодным» сектором шахты, где вынос тепла вверх меньше из-за уменьшенного приема дутья фурмами, тепла на довосстановление оксидов элементов, требуется меньше, благодаря чему продукты плавки имеют повышенный нагрев.

Таким образом, установлено, что по выданному объёму расплавов «горячий» сектор доменной печи превалирует над «холодным», однако вид расплава, по которому доминирует «горячий сектор», на исследованных печах оказался разным. Так, если на ДП 1М этим расплавом является чугун, то на ДП 8 – шлак.

Для выяснения причин указанного различия проанализировали конструктивные элементы доменных печей, влияющие на состояние коксовой насадки и расплавов в горне (табл.3), откуда видно, что ДП1М, построенная по современному проекту, обладает конструктивными преимуществами по сравнению с ДП 8.

Таблица 3 – Характеристики профиля доменных печей №1М и №8 Днепровского металлургического комбината

Размер, показатель	Номера доменных печей	
	1М	8
Горн, м: диаметр d_r	8,6	9,2
высота h_r	4,0	3,6
Относительная высота горна $h_{гв}^*$, %	17	15
Количество воздушных фурм	20	20
Расстояние между осями воздушных фурм по окружности горна, м	1,35	1,44
Площадь горна, приходящаяся на одну воздушную фурму, m^2	2,91	3,32

* $h_{гв} = h_r / h_{пр} \cdot 100$, где $h_{пр}$ – высота противоточной области печи;

$h_{пр} = h_3 + h_{ш} + 1/2h_k$, где h_3 , $h_{ш}$, h_k –высоты заплечиков шахты и колошника.

Так, имея меньшее расстояние между осями фурм по окружности горна и удельную площадь горна, приходящуюся на одну фурму, ДП 1М обладает лучшими условиями для прогрева коксовой насадки и дренажа расплавов в ней. При одинаковых сырьевых условиях и основности шлака чугун на ДП 1М более прогрет, чем на ДП 8 (табл.1, 2). Более глубокий горн ДП 1М позволяет уменьшить влияние остаточного шлака на выпуск продуктов плавки.

Изучение состояния фурменных очагов в характерные периоды, связанные с циклом «накопление продуктов плавки – выпуск», проводили на ДП №1М. Для оценки влияния наполнения горна расплавами на развитие очагов горения кино- и фотосъемку проводили перед выпуском, в середине выпуска и после закрытия чугунной летки.

В качестве контрольных воздушных фурм (ВФ) выбрали «активные» ВФ №11 и 17, через которые вследствие конструктивных особенностей оборудования доменной печи поступало наибольшее количество дутья. Наименее активной работой в период

исследований отличалась «пассивная» фурма №3, которую также выбрали в качестве контрольной.

Для анализа выбрали характерные выпуски, отличавшиеся степенью наполнения горна расплавами. При выпуске по графику значительного ухудшения состояния фурменных очагов не наблюдалось, несмотря на повышенный уровень зеркала шлака, на что указывала особенность работы «пассивной» ВФ №3. Эта фурма работала достаточно активно, однако подпор мелочи кокса снизу расплавом шлака привел к активному «выметанию» мелочи из так называемого «птичьего гнезда».

В середине выпуска в фурменный очаг «пассивной» фурмы из неустойчивого свода прифурменной полости интенсивно поступал кокс. После закрытия летки работа ВФ №3 активизировалась, однако кокс, поступающий в прифурменную полость перед ней, был прогрет менее, чем перед «активной» ВФ №7, и был заметно мельче.

Выпуск чугуна с нарушением графика отличается от планового выпуска снижением активности всех воздушных фурм, обусловленным переполнением горна расплавами. Перед «пассивной» ВФ №3 перед открытием летки наблюдалось в основном слоевое горение кокса. В середине выпуска ВФ №3 работала достаточно активно, однако после закрытия летки в прифурменную полость поступил неподготовленный железорудный материал.

«Активная» ВФ №11 при всех режимах движения коксовой насадки работала с образованием прифурменной полости. Было обращено внимание на попадание в полость мелкого, хорошо прогретого кокса после закрытия летки. Также следует отметить то, что кроме этого случая, кокс, приходящий в фурменные очаги «активных» фурм, был более крупным. Возможно, это связано с более интенсивной газификацией коксовой мелочи в развитых зонах горения. Результаты наблюдений показали, что периодическое вертикальное перемещение продуктов плавки и коксовой насадки, вызванное накоплением и выпуском расплавов, оказывает большое влияние на работу «пассивных» воздушных фурм и, соответственно, создает предпосылки для увеличения окружной неравномерности движения материалов и газов.

Выводы. Подтверждено существование вертикальной нестационарности доменного процесса, заключающееся в обратной зависимости между нагревом горна и температурой в шихте – «горячему» сектору верха шахты соответствуют продукты плавки пониженного нагрева.

Обнаружена разновидность нестационарности доменного процесса, обусловленная вынужденным режимом поочередной работы диаметрально размещенных чугунных леток с интервалом перехода, равным суткам.

Показано, что увеличение числа воздушных фурм и углубление горна являются факторами, способствующими лучшему прогреву коксовой насадки и продуктов плавки.

Установлено, что периодическое движение продуктов плавки и коксовой насадки в горне, вызванное выпуском расплавов, оказывает большее влияние на работу малоактивных воздушных фурм, чем создает предпосылки для увеличения окружной неравномерности движения материалов и газов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Нестационарные процессы и повышение эффективности доменной плавки / [Овчинников Ю.Н., Мойкин В.Н., Спиринов Н.А., Боковиков Б.А.]. – Челябинск: Металлургия. Челябинское отделение, 1989. – С.120.
2. Исследование взаимосвязи между температурой в шахте доменной печи и параметрами процесса/ Б.П.Довгалюк, А.И.Парфенов, Н.М.Ярошенко, И.Л.Колесник // Сталь. – 1975. – №12. – С.1073-1075.

Поступила в редколлегию 05.06.2012.

Дніпродзержинський державний технічний університет

ПРОБЛЕМИ КЕРУВАННЯ ХОДОМ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ

Вступ. Проблеми керування ходом доменної печі остаточно не розв'язані, оскільки існуючі системи, методи та алгоритми охоплюють тільки окремі задачі. Керування ходом повинно комплексно забезпечити оптимальний розподіл шихтових матеріалів і газового потоку в печі, оптимізацію витрати дуття, паливної добавки, пари на зволоження дуття та теоретичної температури горіння.

Постановка задачі. Проаналізувати існуючі методи та алгоритми і розробити комплексний алгоритм керування ходом доменної печі.

Результати роботи. Одна із перших автоматизованих систем керування ходом доменної печі була розроблена в НМетАУ [1]. Основними показниками газодинамічного стану використовувались перепади статичного тиску газу в печі. Ці показники базуються на тому, що сила, яка спричиняє опускання шихти в доменній печі, – це її активна вага P_a . Вона визначається за формулою [2]

$$P_a = P_{ш} - P_c - P_k - P_z, \quad (1)$$

де $P_{ш}$ – вага шихти, що знаходиться в печі, m ; P_c – сила тертя шихти по стінках печі, m ; P_k – сила тертя коксу, що зсипається у зону горіння по менш рухливому коксу в центрі печі, m ; P_z – підйомна сила газів, m .

Із (1) випливає, що опускання шихти зупиниться тоді, коли $P_a \rightarrow 0$, тобто за умови

$$P_z = P_{ш} - (P_c + P_k). \quad (2)$$

Враховуючи, що

$$P_{ш} = H\gamma_{ш}F_{cp}, \quad aP_z = \Delta P \cdot F_{cp},$$

формулу (2) представили [1]

$$\Delta P \cdot F_{cp} = H\gamma_{ш}F_{cp} - (P_c + P_k),$$

де H – висота стовпа шихти, m ; $\gamma_{ш}$ – насипна вага шихти, $кг/м^3$; ΔP – опір шару шихти, $кг/м^2$; F_{cp} – середній переріз шару шихти, $м^2$.

Поділивши на F_{cp} , отримали

$$\Delta P = H\gamma_{ш} - (P_c + P_k) / F_{cp} \quad (3)$$

і потім, поділивши на $H\gamma_{ш}$, отримали [1]

$$\frac{\Delta P}{H\gamma_{ш}} = (1 - \beta), \quad (4)$$

де $\frac{P_c + P_k}{F_{cp} H\gamma_{ш}} = \beta$.

П.Н.Греков та інші [3], досліджуючи на моделі зміну сил тертя у шарі кускових матеріалів, виявили, що в момент переходу шару шихти у підвісний стан сили тертя стають рівними нулю ($\beta \rightarrow 0$). Тоді

$$\frac{\Delta P}{H\gamma_{ш}} = 1. \quad (5)$$

В.К.Дурнов [4] довів, що критерій газодинамічної сталості шару шихти P_y визначається як

$$P_y = \frac{\Delta P}{H\gamma_{ш}} \quad (6)$$

Фізична сутність цього критерію полягає в тому, що при досягненні рівності підірних сил газового потоку і сил тяжіння, коли $P_y = 1$, шар сипучих твердих матеріалів переходить в режим псевдозрідження.

Критерій газодинамічної сталості шару шихти P_y можна використати для розрахунку межі форсування ходу доменних печей. За результатами досліджень [4] для доменних печей величина P_y коливається в границях

$$0,4 \leq P_y \leq 0,6 \quad (7)$$

За результатами підвисянь шихти на доменній печі № 7 «Криворіжсталі» визначили значення P_y для кожного випадку порушення сходу шихти. Проаналізовано 21 випадок підвисянь, які відбулися на протязі 8 місяців. Результати розрахунків наведено у табл.1 [1].

Таблиця 1 – Визначення критерію P_y ДП 7, КМЗ (за даними [5])

Дата	P_y	Дата	P_y	Дата	P_y
04.02.66	0,5184	20.03.66	0,5113	12.07.66	0,5286
09.02.66	0,5286	20.03.66	0,4979	17.07.66	0,5286
13.02.66	0,5013	21.03.66	0,4979	26.07.66	0,5286
12.03.66	0,5013	06.07.66	0,5013	27.07.66	0,5354
17.03.66	0,4979	08.07.66	0,5047	05.09.66	0,5320
19.03.66	0,5013	11.07.66	0,5115	10.09.66	0,5456
19.03.66	0,5252	11.07.66	0,5286	14.09.66	0,5286

Аналіз цих результатів показує, що значення P_y мало змінюються і погоджуються з даними Дурнова В.К., а середнє його значення близьке до 0,5 [1]. Отже, якщо з урахуванням імовірної похибки окреме визначення значення P_y не менше 0,5, то в першому наближенні можна за формулою (6) розрахувати граничне значення перепаду статичного тиску:

$$\Delta P_{гран} = 0,5H_{ш}\gamma_{ш} \quad (8)$$

Граничне значення загального перепаду статичного тиску, що характеризує стан зависання шихтових матеріалів в доменній печі, визначається для конкретних сировинних умов.

Приклади [1].

Похідні дані ДП-1: $H_{ш} = 24,15 \text{ м}$; $\gamma_a = 1,828 \text{ т/м}^3$ – насипна вага агломерату; $\gamma_{конв.шл.} = 1,7 \text{ т/м}^3$ – насипна вага конвертерного шлаку; $\gamma_k = 0,475 \text{ т/м}^3$ – насипна вага коксу. В розрахунку на 1т коксу шихта включала: агломерату – 3,6939 т; конвертерного шлаку – 0,014т.

Похідні дані ДП-8: $H_{ш} = 26,3 \text{ м}$; $\gamma_{анкгок} = 1,721 \text{ т/м}^3$ – насипна вага агломерату (нкгок); $\gamma_{ок.} = 2,0 \text{ т/м}^3$ – насипна вага окотишів; $\gamma_k = 0,475 \text{ т/м}^3$ – насипна вага коксу. В розрахунку на 1т коксу шихта включала: агломерату – 2,2222 т; окотишів – 1,1111т.

Розраховуємо $\gamma_{ш}$ та $\Delta P_{гран}$:

$$\gamma_{ш,дп1} = (3,6939 + 0,014 + 1,0) / (3,6939 / 1,828 + 0,014 / 1,7 + 1,0 / 0,475) = 1,1389 \text{ т/м}^3;$$

$$\gamma_{u, \text{дн8}} = (2,2222 + 1,1111 + 1,0) / (2,2222/1,721 + 1,1111/2 + 1,0/0,475) = 1,0965 \text{ м/м}^3;$$

$$\Delta P_{\text{гран,дн1}} = 0,5 \cdot H_{\text{ш}} \cdot \gamma_{\text{ш}} = 0,5 \cdot 24,15 \cdot 1,1389 = 13,75 \text{ м/м}^2 = 1,375 \text{ ат};$$

$$\Delta P_{\text{гран,дн8}} = 0,5 \cdot 26,31 \cdot 1,0965 = 14,42 \text{ м/м}^2 = 1,442 \text{ ат}.$$

Результати розрахунку показують, що на цих печах є резерви форсування ходу, оскільки значення загального перепаду не перевищує 1,25-1,35 ат [1].

Отже, суть керування газодинамічним режимом за методикою НМетАУ, в основному, полягає в тому, що підвищують витрату дуття до тих пір, поки перепад тиску газу в печі не приблизиться до його граничного значення $\Delta P_{\text{гран}}$.

Недоліком цього методу є те, що під час пошуку оптимального режиму не враховуються зміни продуктивності печі, ефективності використання паливної добавки, зволоження дуття тощо. Граничне значення загального перепаду статичного тиску характеризує лише можливість зависання шихтових матеріалів в доменній печі, але це ще не свідчення того, що при такому значенні перепаду технологічний процес буде проходити за оптимального режиму. Вірогідно, що під час наближення перепаду тиску до граничного значення будуть змінюватися показники технологічного процесу. Тому алгоритм керування повинен контролювати і враховувати ці зміни.

Насипну вагу шихти краще визначати за формулою, що не вимагає розрахунку витрати компонентів шихти на тону коксу, а саме

$$\gamma_{\text{ш}} = (K + A + O_{\text{к}} + I + D) / (K/\gamma_{\text{к}} + A/\gamma_{\text{а}} + O_{\text{к}}/\gamma_{\text{ок}} + I/\gamma_{\text{и}} + D/\gamma_{\text{д}}), \quad (9)$$

де K – маса коксу в подачі, m ; A – маса агломерату в подачі, m ; $O_{\text{к}}$ – маса окатишів в подачі, m ; I – маса вапняку в подачі, m ; D – маса іншої добавки в подачі, m ; $\gamma_{\text{к}}$, $\gamma_{\text{а}}$, $\gamma_{\text{ок}}$, $\gamma_{\text{и}}$, $\gamma_{\text{д}}$ – відповідно насипна вага коксу, агломерату, окатишів, вапняку, добавки, m/m^3 .

За методом ІЧМ оцінка газодинамічного режиму здійснюється по виходу колошникового газу на $1m^2$ перерізу колошника при установленому тиску колошникового газу [6]. Метод реалізовано на ДП №9 „Криворіжсталі” і може бути реалізований на доменних печах в складі діючих АСК ТП, оснащених системами вимірювання профілю поверхні засипання шихти на колошнику.

Для конкретної доменної печі за параметрами газодинамічного режиму і профілю поверхні засипання шихти на колошнику визначають норму виходу колошникового газу на $1m^2$ перерізу колошника, при якій досягається найбільш стабільний схід шихти. Верхня межа діапазону зміни норми виходу колошникового газу характеризує межу регулювання ходу печі „знизу” витратою дуття. Для збереження коефіцієнта нестабільності і раціональної величини виходу колошникового газу можна змінювати програми завантаження.

Основним недоліком цього методу є те, що визначають норму виходу колошникового газу на $1m^2$ перерізу колошника, при якій досягається найбільш стабільний схід шихти. Але ця норма може змінюватися при коливанні гранулометричного складу шихти, розподілу шихтових матеріалів та газового потоку в печі. Це по суті мало відрізняється від визначення допустимого значення перепаду статичного тиску газу в печі $\Delta P_{\text{гран}}$. До того ж, під час досягнення норми виходу колошникового газу не враховуються можливі коливання параметрів технологічного процесу. Тому реалізація цього методу не забезпечить оптимізацію газодинамічного режиму доменної плавки, оскільки стабільний схід шихти ще не показник оптимального використання паливної добавки і зволоження дуття, максимально можливої продуктивності печі.

Для досягнення раціонального газодинамічного режиму пропонується підтримувати на оптимальному рівні комплексні показники дуттьового режиму: повну енергію дуття ($E_{\text{пмкд}}$) і горнового газу ($E_{\text{пмгг}}$) та термодинамічну роботу розширення газового потоку (L) [7].

Ці показники можна підтримувати на оптимальному рівні зміною витрати дуття, його температури та теоретичної температури горіння. Але такі оптимальні рівні не відповідають оптимальному ходу печі – максимально можливій продуктивності печі, ефективності використання паливної добавки та зволоження дуття. Краще теоретичну температуру горіння і витрату дуття підтримувати на оптимальних рівнях, а температуру дуття – на максимально можливому.

Можливий варіант використання цих показників – досягають їх оптимального значення, а потім визначають оптимальну витрату дуття, що відповідає максимально можливій продуктивності печі, паливної добавки, пари на зволоження дуття та оптимальну теоретичну температуру горіння.

Пропонується об'єднання системи керування розподілом дуття і природного газу по фурмах з системою керування розподілом газового потоку по перерізу печі і створення АСК ходом печі [8]. В алгоритмі керування ходом використовується показник А.Н.Похвіснева q з урахуванням зволоження дуття та вдування природного газу. Його значення підтримується на оптимальному рівні зміною горизонтального та вертикального розподілу матеріалів і газу, але не передбачено оптимізації витрати дуття, паливної добавки, пари на зволоження дуття, теоретичної температури горіння.

Пропонується також об'єднання АСК ходом печі з АСК тепловим станом та шихтовкою плавки і створення комплексної АСК ТП. Найбільш слабкою ланкою в комплексній АСК ТП є недостатня надійність алгоритмів керування розподілом газу по колу і радіусу печі [8].

Отже, розглянуті методи не розв'язують в комплексі проблему керування ходом доменної печі, що повинно забезпечувати максимально можливу продуктивність печі, ефективність використання паливної добавки і зволоження дуття, оптимальну теоретичну температуру горіння.

Комплексний алгоритм функціонування автоматизованої системи керування ходом доменної печі повинен включати виконання наступних функцій: контроль та керування завантаженням шихтових матеріалів з оптимальним їх розподілом по перерізу печі; оптимізацію витрати дуття на рівні максимально можливої продуктивності печі; оптимізацію витрати паливних добавок та пари на зволоження дуття; стабілізацію теоретичної температури горіння; контроль достовірності інформації про параметри технологічного процесу. Отже алгоритм керування ходом доменної полягає в наступному [9].

1. Контролюють і забезпечують оптимальний розподіл шихти на колошнику печі під час її завантаження та розподіл газового потоку і матеріалів в печі [10-12].

2. За інформацією про кількість і склад шихтові матеріали, що завантажуються у піч, витрату та склад дуття, перепад тиску газу в печі ΔP визначають граничне значення загального перепаду статичного тиску $\Delta P_{\Sigma \text{гран}}$.

3. Визначають різницю $\chi = \Delta P_{\Sigma \text{гран}} - \Delta P$. Якщо $\chi > 0$, то починається пошук оптимального рівня витрати дуття [13].

4. При оптимальному рівні витрати дуття забезпечують оптимізацію витрати паливної добавки [9].

5. При оптимальному рівні витрати паливної добавки забезпечують оптимізацію витрати пари на зволоження дуття [9].

6. При оптимальному рівні витрати дуття, паливної добавки і пари на зволоження дуття забезпечують стабілізацію теоретичної температури горіння.

7. Контролюють достовірність інформації про параметри технологічного процесу [14]. При недостовірній інформації операції 1-6 не виконуються.

Висновки. Проблеми керування ходом доменної печі існуючими системами, методами та алгоритмами остаточно не розв'язані, оскільки вони охоплюють розв'язання тільки окремих задач.

Розроблено комплексний алгоритм функціонування АСК ходом доменної печі, що включає: керування розподілом шихти на колошнику під час її завантаження; контроль та регулювання розподілу газового потоку і матеріалів в печі; оптимізацію витрати дугтя на рівні максимально можливої продуктивності печі; контроль ефективності паливної добавки та оптимізацію її витрати; контроль ефективності зволоження дугтя та оптимізацію витрати пари на зволоження; стабілізацію теоретичної температури горіння; контроль достовірності інформації про параметри технологічного процесу.

На основі цих алгоритмів планується створення АСК ходом доменної печі для ДМК та інших заводів України.

ЛІТЕРАТУРА

1. Разработка, испытание и внедрение автоматизированной системы управления ходом доменной печи № 8 КМЗ с последующим внедрением результатов на доменной печи 5000м³: Отчет о НИР (заключительный) / Днепропетр. металлург. ин-т. – Инв. № Б 615075. – М.: ВНИИЦ.
2. Леонидов Р.К. Сооружения и оборудование доменных цехов / Леонидов Р.К. – М.: Металлургиздат, 1955. – 320с.
3. Греков П.Н. Изменение сил трения в слое кусковых материалов в зависимости от скорости движущегося через него газа / П.Н.Греков, В.К.Грузинов, Н.Г.Маханек // Известия вузов. Черная металлургия. – 1963. – № 6. – С.32-34.
4. Дурнов В.К. Изучение газодинамики и механики движения сыпучего материала применительно к условиям доменного процесса.(Сообщение 1) Тепло- и массообмен в слое и каналах / В.К.Дурнов // Теплотехника доменных и теплообменных аппаратов: сборник научных трудов ВНИИМТ. – М.: Металлургия. – 1970. – № 20. – С.23-40.
5. Федоровский Н.В. Спутник металлурга / Федоровский Н.В., Рутковский Г.Я., Астахов А.Г. – К.: Техніка, 1969. – 228с.
6. Муравьева И.Г. Развитие научных основ совершенствования технологии доменной плавки с использованием стационарных систем контроля поверхности засыпи шихты: автореф. дисс. на соискание уч. степени доктора техн. наук / И.Г.Муравьева. – Днепропетровск, 2010. – 39с.
7. Тараканов А.К. Выбор на доменных печах рациональных значений параметров дугтя на основе расчетного контроля обобщающих показателей дугтьевого режима плавки / А.К.Тараканов, В.П.Лялюк, Д.А.Касим // Новини науки Придніпров'я: зб. наук. доп. наук.-практ. конф., присвяченої 100-річчю відомого вченого Г.А.Воловіка, травень 2010. – Дніпропетровськ, 2010. – С.57-65.
8. Комплексная автоматизация управления доменной плавкой / В.П.Тарасов, С.В.Кривенко, П.В.Тарасов, Л.В.Быков // Сталь. – 2010. – № 7. – С.14-17.
9. Довгалюк Б.П. Автоматизована система керування ходом доменної печі // Збірник наукових праць ДДТУ (технічні науки). – Дніпродзержинськ. – 2012. – Вип. №2(17). – С.6-12.
10. Тараканов А.К. Исследование приоритетов в развитии автоматизированных систем управления доменным процессом / А.К.Тараканов, В.П.Иващенко, В.П.Лялюк // Новини науки Придніпров'я: зб. наук. доп. наук.-практ. конф., присвяченої 100-річчю відомого вченого Г.А.Воловіка, травень 2010. – Дніпропетровськ, 2010. – С.15-22.

11. Рельеф поверхности засыпи шихтовых материалов на колошнике доменной печи / В.П.Радченко, О.Н.Кукушкин, В.И.Головки [и др.] // Теория и практика металлургии. – 2008. – №3. – С.5-8.
12. Исследование работы доменной печи с усовершенствованной винтовой загрузкой шихтовых материалов / А.П.Фоменко, Н.В.Крутас, А.В.Кузьмин [и др.] // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2011. – № 1. – С.10-12.
13. Довгалюк Б.П. Алгоритм управления тепловым режимом и ходом доменной печи / Б.П.Довгалюк // Проблемы автоматизированного управления доменным производством: материалы Всесоюзного семинара. – К.: Наукова думка. – 1974. – С.45-57.
14. Довгалюк Б.П. Інформаційне забезпечення АСУ ТП доменної печі / Б.П.Довгалюк // Вісник Технологічного університету Поділля: науковий журнал. – Хмельницький. – 2002. – Том 1. – С.91-95.

Надійшла до редколегії 29.03.2012.

УДК 669.184.244

ЧЕРНЯТЕВИЧ А.Г, д.т.н., профессор
МАСТЕРОВЕНКО Е.Л., к.т.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

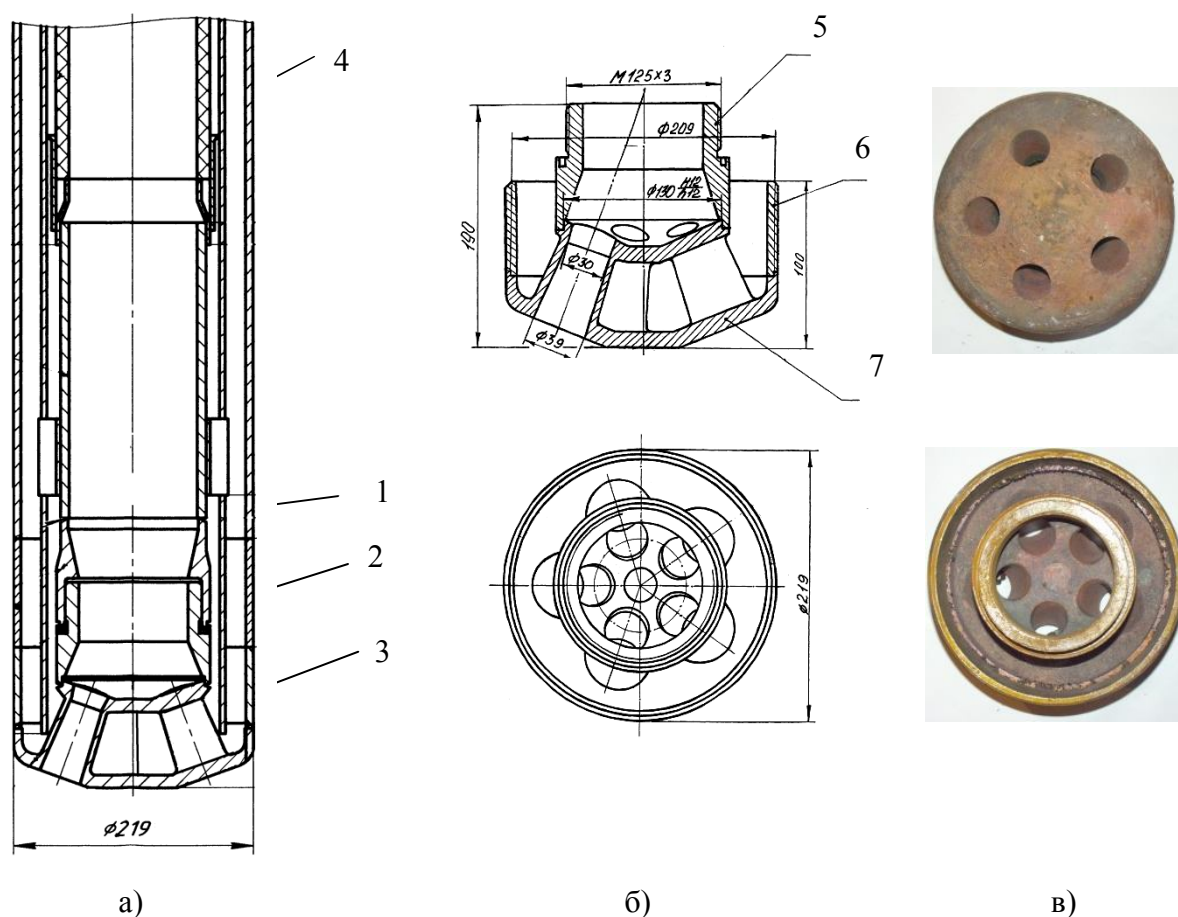
НАПРАВЛЕНИЯ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ КОНСТРУКЦИИ КИСЛОРОДНОЙ ФУРМЫ НА ОСНОВЕ МЕТОДОВ УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ

Введение. Эффективность работы конвертерного цеха определяется, прежде всего, высокой производительностью и низкими удельными расходами материальных и энергетических ресурсов, что в значительной степени зависит от конструктивных особенностей продувочного оборудования, дутьевого и шлакового режимов плавки.

Одним из факторов, обеспечивающих повышение ресурсо- и энергосберегающей эффективности кислородно-конвертерного процесса, является конструкция и стойкость ствола кислородной фурмы и ее наконечника. Известно, что наконечники фурм верхнего дутья работают в условиях высоких термонапряжений и постоянного контакта с высокотемпературными газами, шлаком и частицами металла. Большое влияние на надежность работы дутьевого устройства также оказывает процесс ее эксплуатации, особенно в случае двойного использования фурмы, а именно для продувки конвертерной ванны кислородом и нанесения шлакового гарнисажа на футеровку агрегата посредством раздува подготовленного конечного шлака азотными струями.

Постановка задачи. В условиях работы конвертерного цеха ПАО «Арселор-Миттал Кривой Рог», имеющем в своем составе шесть 160-т агрегатов, выплавка стали предусматривает максимальное удаление серы и фосфора непосредственно при продувке ванны. В качестве штатной конструкции наконечника кислородной фурмы используется литой 5-ти сопловый (рис.1) производства ООО «Константиновский завод металлургического оборудования». При этом обеспечивается продувка конвертерной ванны кислородом с расходом (Q_{O_2}) 380-390 м³/мин через сопла Лавалья критического диаметра ($d_{кр}$) 32 мм, расположенные в литом сопловом блоке под углом (α) 20 град. к вертикальной оси фурмы. При диаметре ($d_{нар}$) наружной трубы фурмы 219 мм реализован периферийный подвод охлаждающей воды к наконечнику с расходом (Q_{H_2O}) порядка 80-95 м³/час.

Конструкция фурмы и наконечника (рис.1) не отвечают современным требованиям [1,2] с точки зрения повышения стойкости, поскольку имеют:



- 1, 2, 3 – внутренняя, промежуточная и наружная трубы фурмы соответственно;
 4 – металлошланговый компенсатор; 5 –штуцер;
 6 – соединительная вставка; 7 – литой сопловой блок

Рисунок 1 – Ствол(а) и наконечник (б, в) штатной кислородной фурмы
 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

- устаревшую систему компенсации термических напряжений в фурме в виде установленного на внутренней кислородподводящей трубе металлошлангового рукава, а также резьбового соединения наконечника с кислородподводящей трубой посредством штуцера и муфты с уплотнителем из шнурового асбеста;

- неэффективную конструкцию распределителя подводимой в наконечник охлаждающей воды, способствующего снижению скорости движения потоков вдоль торцевой части, возникновению застойных зон в межсопловом пространстве и, как следствие, недостаточному охлаждению наконечника в целом;

- литой медный сопловой блок, который отличается от цельноточенного или штампованного более низкой теплопроводностью, крупнозернистой структурой, пониженной чистотой внутренней поверхности, что ведет к снижению механической прочности и ухудшению условий охлаждения.

Для продления рабочей кампании 160-т конвертеров горячий ремонт футеровки первоначально осуществлялся путем нанесения шлакового гарнисажа с использованием штатной кислородной фурмы, а также факельного торкретирования с подачей торкрет-массы на основе магнезита через вращающуюся торкрет-фурму.

Следует особо отметить, что в результате внедрения технологии нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертеров путем раздува азотными струями подготовленного конечного шлака условия эксплуатации кислородной фурмы и создания надлежащего шлакового режима плавки существенно осложнились. Работа конвертеров с частичным промежуточным скачиванием первичного низкоосновного шлака, присадка доломитизированной извести при малом количестве добавок плавикового шпата и формирование в процессе продувки шлака с повышенным содержанием оксида магния (8-12%), оптимального для образования шлакового гарнисажа, сопровождались «сворачиванием» шлака, ухудшением удаления вредных примесей, усилением выноса капель металла и шлака с образованием металлошлаковой настывки на стволе кислородной фурмы и горловине конвертера.

Поэтому для условий работы ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог», характеризующихся нестабильными параметрами шихтовых материалов, для улучшения технологии продувки с ликвидацией отмеченных выше недостатков актуальным является вопрос совершенствования существующей и разработки новой верхней кислородной фурмы, лишенной указанных недостатков как в конструктивном оформлении, так и в технологической реализации выплавки в конвертере конечного железоуглеродистого полупродукта.

Результаты работы. *Объекты и методика исследования.* Усовершенствование конструкции верхней кислородной фурмы ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог», направленное на эффективное проведение продувки конвертерной ванны по современной технологии, а также повышение стойкости и устранение причин преждевременной замены наконечников является объектом настоящего исследования.

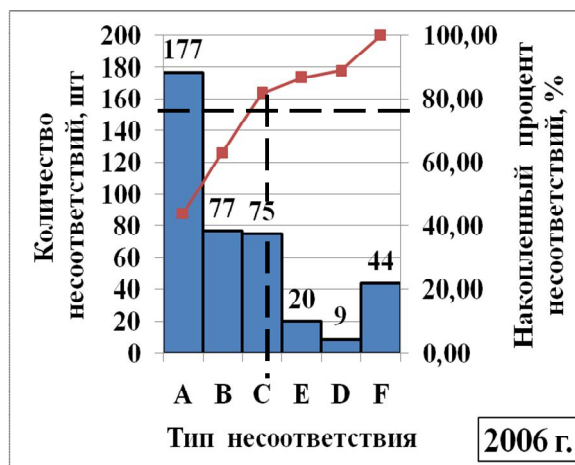
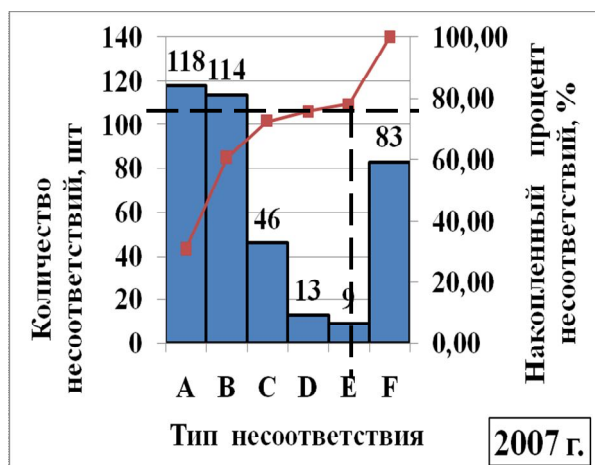
В последнее время роль производственных процессов для обеспечения качества продукции является одной из главных при одновременном снижении издержек производства. Обеспечение качества продукции согласно философии TotalQualityManagement (TQM) представляет собой совокупность планируемых и систематически проводимых мероприятий, создающих необходимые условия для выполнения каждого этапа петли качества (требования к оборудованию, сырью, материалам, средствам контроля и измерения, производственному персоналу и т.д.) для соответствия требованиям потребителя. Особое место среди систематически проводимых мероприятий обеспечения качества относятся мероприятия, связанные с предупреждением различных отклонений. К мероприятиям по предупреждению несоответствий можно отнести принудительную замену технологического оборудования или его элементов, планово-предупредительные ремонты, техническое обслуживание, обеспечение необходимой документацией всех рабочих мест и т.д.

Управление качеством представляет собой методы и деятельность оперативного характера. К ним относятся: управление процессами на основе системного и процессного подхода, выявление различного рода несоответствий в продукции или технологии с последующим устранением причин, их вызвавших.

Поэтому в данном исследовании особое внимание было уделено методам управления качеством из группы семи простых инструментов, что дало возможность получить надежные факторы разброса в процессе и регламентировать рациональные пределы вмешательства, так называемое статистическое регулирование процесса.

На начальном этапе исследований выполнен анализ стойкости и причин замены 5-ти сопловых наконечников фурм (рис.1) с использованием диаграмм Парето (рис.2).

На основании построенных диаграмм по данным эксплуатации кислородных фурм в 2002-2007 г.г. проведено ранжирование группы несоответствий по их значимости и построено два вида графиков: столбчатая диаграмма и кумулятивная кривая. За-

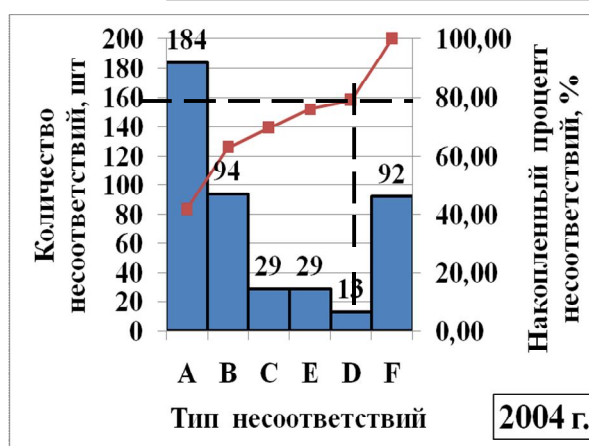
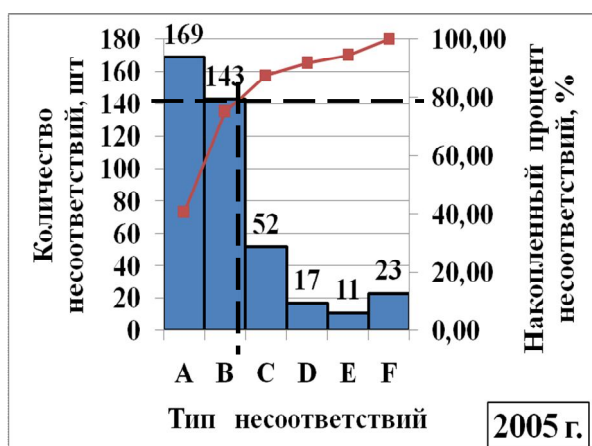


а)

Средняя стойкость 87,5 плавков

б)

Средняя стойкость 95,6 плавков

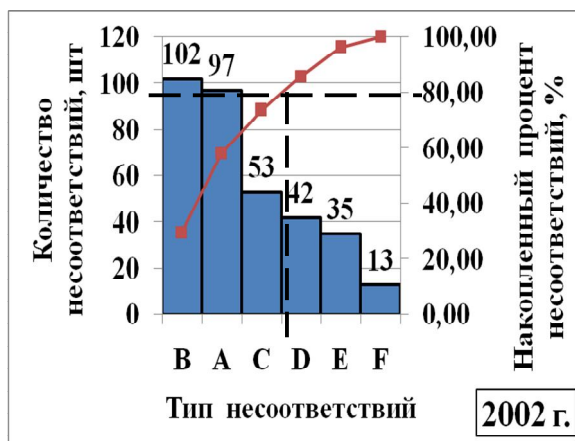
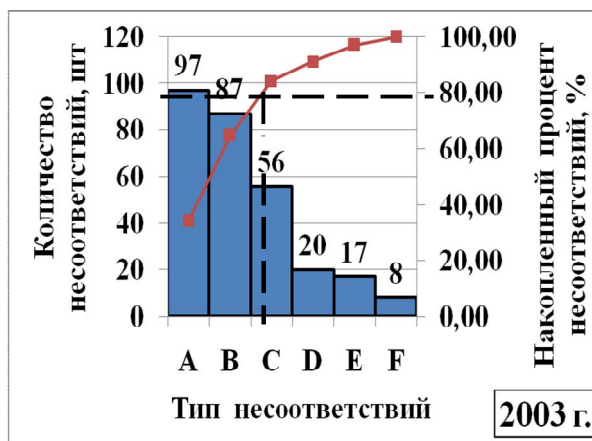


в)

Средняя стойкость 85,4 плавков

г)

Средняя стойкость 80,6 плавков



д)

Средняя стойкость 82,8 плавков

е)

Средняя стойкость 86,9 плавков

A – замена наконечника из-за обрезки настыли; B – прогар наконечника;
C – разгар сопел; D – течь по сварному шву; E – течь компенсатора; F – прочие

Рисунок 2 – Анализ несоответствий на основе диаграммы Парето, влияющих на стойкость наконечников кислородных фурм по конвертерному цеху ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» в 2002-2007 г.г.

тем на основании правила Парето (80:20) выделена область принятия первоочередных мер по устранению несоответствий.

Из диаграмм видно, что в 2007 и 2004 годах предупреждающие мероприятия направлены на все типы несоответствий при средней стойкости наконечников 87,5 и 80,6. Причем, если в 2007 г. при общем количестве несоответствий 383 (табл.1) наибольший и почти одинаковый вес имели причины замены наконечников из-за обрезки настыли (30,81%) и прогара наконечника (29,77%), то в 2004 г. при общем количестве несоответствий 441 распределение влияния этих факторов было (41,72 и 21,32%) с явным лидерством причины – выход из строя наконечника из-за обрезки настыли.

Таблица 1 – Процент несоответствий по каждому признаку выхода из строя наконечников кислородных фурм, применяемых в конвертерном цехе ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

Год	Процент несоответствий по каждому признаку (расшифровка – рис.2), %						Общее количество несоответствий за год, шт
	A	B	C	D	E	F	
2007	29,77	30,81	2,35	3,39	12,01	21,67	383
2006	19,15	44,03	4,98	2,24	18,66	10,94	402
2005	34,46	40,72	2,65	4,1	12,53	5,54	415
2004	21,32	41,72	6,58	2,95	6,58	20,86	441
2003	30,53	34,04	5,96	7,02	19,65	2,81	285
2002	29,82	28,36	10,23	12,28	15,50	3,80	342

В 2006 и 2002 годах приоритет причины замены наконечников находился между повреждением наконечника из-за обрезки настыли (44,03%) и прогаром наконечника (29,83%). Однако главный упор по устранению несоответствий согласно правилу Парето был брошен на три причины: повреждение наконечника из-за обрезки настыли, прогар наконечника и разгар сопел (18,66% в 2006 г. и 15,50% в 2002 г.).

Анализ работы фурм в 2005 и 2003 годах показал наименьшее количество признаков несоответствий, глобально влияющих на выход наконечника из строя, с явным лидерством повреждений наконечника из-за обрезки настыли (34,46% в 2005 г. и 30,53% в 2003 г.) и прогаром наконечника (40,72% в 2005 г. и 34,04% в 2003 г.). Был также существенно снижен процент прочих несоответствий по сравнению с другими годами (5,54% в 2005 г. и 2,81% в 2003 г.), что говорит о компетентности человеческих ресурсов по проведению процесса производства стали в конвертере.

Что касается максимального влияния каждого типа несоответствия по годам, то цифры такие: повреждение наконечника из-за обрезки настыли – 44,03% (2007 г.); прогар наконечника – 34,46% (2005 г.); разгар сопел – 19,65% (2003 г.); течь по сварному шву – 12,28% (2002 г.); течь компенсатора – 10,23% (2002 г.); прочие – 21,67% (2007 г.).

Дополнительно следует отметить, что эксплуатация штатной кислородной фурмы с 5-ти сопловой головкой (рис. 1) характеризовалась:

- низкой средней стойкостью головок (80,6-95,6 плавов) по сравнению со стойкостью 400-450 плавов современных штампованных цельных головок [1];

- высокими расходами наружной трубы фурмы Ø219×7 мм (примерно 2600 м/год) из-за повреждения при обрезке металлошлаковых настылей. В результате обрезки настылей на фурменном стенде кислородной трубкой (3-5 обрезок настылей за смену) часто происходит повреждение наружной трубы фурмы и самого наконечника с возникновением интенсивной течи воды. Удалять настыль на фурменном участке не

представляется возможным, поэтому приходится полностью разрезать ствол фурмы с заменой значительных по протяженности участков наружной трубы;

- значительными расходами дорогостоящих металлошланговых компенсаторов (около 170 шт/год) из-за несовершенства системы компенсации;

- высокими среднемесячными простоями на ремонт и замену фурм, удаление металлошлаковых настывлей со ствола фурмы и горловины конвертера. Удаление настывлей с горловины конвертера с помощью совка, закрепленного на завалочном кране, зачастую сопровождается повреждением футеровки верхней конической части рабочего пространства агрегата.

С учетом вышеизложенного анализа были намечены и последовательно реализуются в условиях конвертерного цеха ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» следующие направления и разработки по совершенствованию конструкции кислородной фурмы и применяемых наконечников с точки зрения повышения их стойкости, обеспечения надлежащего режима продувки конвертерной ванны с предотвращением интенсивного заматалливания ствола фурмы и горловины конвертера:

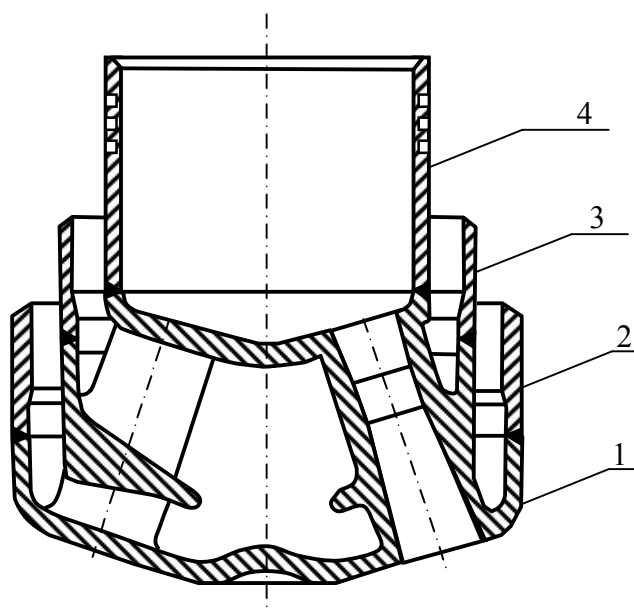
1. С целью повышения стойкости разработаны и опробованы в продолжительной эксплуатации 4-х и 12-ти сопловые цельноточенные наконечники (патент Украины № 12678) для верхней фурмы (рис.1), работающей с расходом кислорода 380-390 м³/мин при улучшенной системе охлаждения межсоплового пространства с периферийным подводом воды с расходом 70-100 м³/час [3]. Разработка 4-х соплового наконечника (сопла Лавалья критического диаметра 36 мм, расположенные под углом 15 град. к вертикали) была направлена на преимущественное использование последнего в начальной кампании конвертера, когда профиль рабочего пространства агрегата не претерпевает значительных изменений вследствие износа футеровки, а также в случае использования в составе металлозавалки повышенной доли скрапа, извлекаемого при переработке шлаковых отвалов. Это связано с необходимостью повышения «жесткости» кислородного дутья в ходе продувки во избежание чрезмерного вспенивания шлака и образования выбросов. В то же время разработка конструкции 12-ти соплового наконечника (двухрядное размещение под углом 15 град. к вертикали 4-х сопел Лавалья критического диаметра 34 мм и 8-ми цилиндрических сопел диаметром 8 мм) преследовала своей целью организацию продувки конвертерной ванны со снижением интенсивности заматалливания ствола фурмы и горловины конвертера, характерного при использовании штатной конструкции литого 5-ти соплового наконечника (рис.1).

Достигнутая средняя стойкость 4-х и 12-ти сопловых цельноточенных наконечников составила 162 и 137 плавов соответственно, что почти в 2 и 1,6 раза выше средней стойкости (85 плавов) 5-ти сопловых литых наконечников. Использование 4-х соплового наконечника обеспечивает более «жесткий» режим продувки, что дает возможность в условиях изменяемых параметров металлозавалки (соотношение скрапа, лома и чугуна) более эффективно предотвращать выбросы из конвертера и проводить плавки без промежуточного скачивания шлака. Применение 12-ти соплового наконечника обеспечивает ускоренное растворение присаживаемой обычной и доломитизированной извести, наведение жидкоподвижного основного шлака, содержащего 5-7% оксида магния, что способствует существенному снижению интенсивности заматалливания ствола фурмы и передачи последней под обрезку настывлей.

Внедрение в постоянную промышленную эксплуатацию предложенных конструкций 6-ти и 12-ти цельноточенных наконечников фурм, к сожалению, не состоялось из-за невозможности изготовления последних в механических цехах ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог», а также в условиях ООО «Константиновский завод металлургического оборудования».

2. С целью повышения стойкости литых наконечников предложено ООО «Константиновский завод металлургического оборудования» реализовать изготовление и поставку известной оптимизированной конструкции (рис.3), предусматривающей отливку медного соплового блока с распределителем, обеспечивающим ликвидацию застойных зон в межсопловом пространстве наконечника и скорость прохождения охлаждающей воды вдоль торцевой части последнего не ниже 5 м/с. Это решение обеспечит снижение количества вышедших из строя наконечников по причине прогара торцевой части и усиленного разгара выходных кромок сопел.

3. Для повышения стойкости фурм и снижения трудозатрат на их ремонт в настоящее время изменяется система компенсации расширения наружной трубы фурмы. При этом вместо металлошлангового компенсатора фурма оборудуется современной подвижной конструкцией [1, 2] с резиновыми кольцами, расположенными на соединительной вставке наконечника (рис.3) с внутренней трубой подвода кислорода.



1 – литой сопловой блок; 2 – соединительная вставка с наружной трубой отвода воды; 3 – соединительная вставка с промежуточной трубой подвода воды; 4 – соединительная вставка с внутренней трубой подвода кислорода

Рисунок 3 – Оптимизированный вариант литого наконечника

4. Отработана и внедрена новая ресурсо- и энергосберегающая технология горячего ремонта футеровки 160-т конвертеров ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» [4], обеспечивающая с использованием разработанной конструкции гарнисажной торкрет-фурмы совместное либо раздельное нанесение шлакового гарнисажа и факельное тор-

кретирование футеровки с использованием дешевых торкрет-масс на основе необожженного доломита (патент Украины № 25475). Это, помимо повышения стойкости футеровки конвертеров и снижения затрат на торкрет-массу, привело к прекращению использования кислородной фурмы для нанесения шлакового гарнисажа, что повлекло за собой снижение в 2,1 раза количества фурм, выведенных из строя из-за повреждения наружной трубы при обрезке настылей.

5. Для улучшения технологии продувки с ликвидацией отмеченных выше недостатков в наилучшем варианте планируется оснастить 160-т конвертера двухъярусными верхними фурмами повышенной стойкости [3]. Это позволит:

- обеспечить оптимальное перераспределение вдуваемого кислорода на реакции с металлической, шлаковой и газовой фазами, чтобы при надлежащем шлакообразовании избежать возникновения выбросов и обеспечить частичное дожигание отходящих газов с увеличением приходной части теплового баланса плавки без повышенного локального износа верхней части футеровки конвертера;

- предотвратить образование шлакометаллических настылей на стволе фурмы, конической части футеровки и горловине конвертера как в ходе продувки, так и при дополнительном использовании верхней фурмы для раздувки азотными струями конечного шлака с повышенным содержанием оксида магния с целью нанесения шлакового гарнисажа на футеровку агрегата;

- избежать чрезмерного переокисления металла и шлака, снижения остаточной концентрации марганца в случае вынужденного передувания ванны для повышения температуры металла или снижения в нем серы и фосфора.

При этом основными соплами Лавала нижнего яруса формируются сверхзвуковые кислородные струи, предназначенные для продувки конвертерной ванны с глубоким проникновением в металлический расплав, обеспечением интенсивного его обезуглероживания и перемешивания. Дополнительными цилиндрическими соплами верхнего яруса формируется обширная низкоскоростная область кислородных потоков, т.е. своеобразная завеса над зоной продувки, которая определяет в зависимости от высоты фурмы над ванной режимы дожигания монооксида углерода в полости конвертера без агрессивного воздействия факелов дожигания непосредственно на футеровку, а также препятствует выносу капель металла и шлака с развитием заметалливания технологического оборудования.

Выводы. На основании анализа выявленных недостатков эксплуатации штатной конструкции кислородной фурмы на 160-т конвертерах ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» с применением методов управления качеством обоснованы основные направления по совершенствованию конструкции кислородной фурмы и применяемых наконечников с точки зрения повышения их стойкости, обеспечения надлежащего режима продувки конвертерной ванны с предотвращением интенсивного заметалливания ствола фурмы и горловины конвертера. Отражены достигнутые результаты в разработке и внедрении ряда предложенных мероприятий.

ЛИТЕРАТУРА

1. Современные разработки многосопловых головок фурм для конвертеров ЛД и взаимосвязь между конструкцией головки фурмы и металлургическими результатами / Д.П.Коттедж, Г.Л.Эколс, Д.Шуп, К.Энлер // Бюллетень НТИ «Черная металлургия». – 1993. – Вып. 1. – С.21-25.
2. Усовершенствование конструкции кислородной фурмы для конвертерного производства / А.Г.Величко, В.С.Гришин, В.А.Грядун[и др.] // Металл и литье Украины. – 2005. – №3-4. – С.32-33.
3. Чернятевич А.Г. Новые разработки конструкций кислородных фурм и способов продувки ванны 160-т конвертеров ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» / А.Г.Чернятевич,

Е.Н.Сигарев, И.В.Чернятевич // Теория и практика металлургии. – 2010. – № 1-2. – С.31-38.

4. Разработка и внедрение технологии горячего ремонта футеровки 160-т конвертеров с использованием вращающейся гарнисажной фурмы / А.Г.Чернятевич, В.А.Шеремет, Е.Н.Сигарев[и др.] // Бюллетень «Черная металлургия».– ОАО «Черметинформация». – 2008. – №11. – С.88-90.

Поступила в редколлегию 07.06.2012.

УДК 669.162.267

СИГАРЕВ Е.Н., к.т.н, доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

ОПТИМИЗАЦИЯ СОСТАВА ШЛАКА ДЛЯ КОМПЛЕКСНОГО РАФИНИРОВАНИЯ ЖЕЛЕЗОУГЛЕРОДИСТОГО РАСПЛАВА

Введение. Наряду с неоспоримыми преимуществами (одностадийность и атермичность процесса) в сравнении с известными [1-3] отработанные в лабораторных условиях [4, 5] способы одновременного удаления серы и кремния из чугуна вдуванием топливно-кислородных и кислородно-известковых струй через погружные фурмы имеют ряд недостатков при реализации в промышленных условиях:

- изготовление и применение шлакоразделительных перегородок, сложность обслуживания двухкамерных заливочных ковшей;

- использование дорогостоящих порошкообразного алюминия в составе десульфураторной смеси на основе извести и природного газа для создания кольцевой защитной оболочки вокруг кислородно-известковой струи, что снижает экономическую эффективность операции;

- расслоение и изменение состава предварительно подготовленной десульфураторной смеси ($90\%CaO+10\%Al$) в процессе хранения и транспортировки, что осложняет получение стабильных показателей рафинирования чугуна;

- пожаро- и взрывоопасный режим работы инжекционного оборудования, особенно погружной фурмы из-за вдувания порошкообразной смеси, содержащей алюминий, в потоке кислорода.

С учетом возможной модернизации приобретенных рядом металлургических предприятий Украины коинжекционных установок десульфурации чугуна [6] и предложенной заменой порошкообразного алюминия на более дешевый и безопасный чушковый, а защитного природного газа на азот одновременное удаление кремния и серы в обычном заливочном ковше предлагается осуществлять по схеме (рис.1) [7]:

- производится первоначальная обработка железоуглеродистого расплава в заливочном ковше присадкой чушкового алюминия во время наполнения ковша расплавом;

- последующее вдувание порошкообразных десульфураторов вглубь расплава через две погружные фурмы, которые связаны с двумя работающими независимо одна от другой моно- или коинжекционными системами подачи порошков;

- через одну погружную фурму (типа «труба в трубе») производится вдувание в расплав порошкообразной извести в потоке кислорода, окруженного защитной кольцевой оболочкой азота, с удалением кремния в пределах первичной реакционной зоны воздействия кислородно-известковых струй на расплав, а серы – во вторичной барботажной реакционной зоне посредством взаимодействия с всплывающими к поверхности ванны каплями жидкоподвижного шлака системы ($CaO-SiO_2-Al_2O_3-MgO$);

- путем подачи диспергированного магния или смеси последнего с известью в

потоке азота через вторую погружную фурму обеспечивается формирование обособленной реакционной зоны преимущественного удаления серы из расплава;

- с целью поддержания необходимой концентрации оксида алюминия в шлаке системы ($\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$) в зону нисходящих потоков расплава по ходу обработки производится ввод алюминиевой катанки с помощью трайб-аппарата;

- на окончательной стадии обработки, когда содержание серы становится ниже критических значений (0,01%), осуществляется вдувание только извести, а подача диспергированного магнезия прекращается с целью сокращения его потерь на растворение в расплаве.

Постановка задачи. Оптимизация химического состава и свойств шлака, формируемого в пределах обособленной реакционной зоны обескремнивания и десульфурации (рис.1), с обеспечением его жидкоподвижности, повышенной сульфидной емкости, высокого поверхностного и пониженного межфазного натяжения является одним из условий достижения высоких показателей предложенного способа [7].

В системе $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ имеются два соединения в виде квазимолекул $5\text{CaO}\cdot 3\text{Al}_2\text{O}_3$ и $\text{CaO}\cdot \text{Al}_2\text{O}_3$ [8], плавящихся конгруэнтно при небольшом перегреве по отношению к температуре плавления шлака. В то же время, при повышенном содержании [S] образующийся $\text{CaS}_{\text{ТВ}}$ способен обволакивать включения Al_2O_3 , препятствуя их дальнейшему взаимодействию с CaO , что свидетельствует в пользу обоснованности предложенного ввода алюминия в расплав по ходу рафинирования.

Мнения о влиянии SiO_2 на величину поверхностного натяжения и вязкость шлаков неоднозначны. Так, согласно [9] поверхностное натяжение шлаков в системе ($\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$) в пределах содержания CaO (35-50%) и SiO_2 (15-35%) практически не изменяется и составляет более 500 МДж/м^2 , что обеспечивает хорошее отделение королек металла от шлака и снижение потерь расплава со скачиваемым шлаком. В соответствии с [10] повышение (SiO_2) (от 10 до 30 вес.%) в шлаках системы ($\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$) приводит к снижению поверхностного натяжения.

Сложное влияние добавок (SiO_2) на вязкость известково-глиноземистых шлаков отмечено в работе [11]. Вязкость шлаков в системах ($\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$) с содержанием SiO_2 в пределах 35-45% по мере повышения концентрации остальных компонентов может снижаться до 0,2 Па·с [8]. В соответствии с расчетами при увеличении поверхностного натяжения от 300 до 500 мДж/м^2 средний радиус шлаковых капель (r) в расплаве уменьшается с $1,4 \cdot 10^{-4}$ до $0,85 \cdot 10^{-4}$ м (в 1,65 раза), а при повышении вязкости шлака от 0,05 до 0,15 Па·с увеличение r составляет 14%. Поддержание SiO_2 в системе ($\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$) в пределах (30-35%), по-видимому, должно способствовать как повышению поверхностного натяжения шлака, так и полноте удаления серы из расплава.

Эффективность процессов в обособленной реакционной зоне (рис.1) одновременного обескремнивания и десульфурации расплава [7] может быть обеспечена:

- согласованием скорости процессов окисления кремния расплава и растворенного алюминия, восстановления (FeO) и удаления серы в пределах $I_{\text{р.з.}}$ и $II_{\text{р.з.}}$ с максимальной степенью усвоения вдуваемого кислорода и извести;

- диспергированием формирующихся в пределах реакционных зон и всплывающих к поверхности ванны капель десульфурующего шлака с уменьшением их радиуса и повышением площади межфазного взаимодействия;

- формированием слоя покровного шлака системы ($\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$) с высокой сульфидной емкостью, пониженным межфазным и высоким поверхностным натяжением.

Результаты работы. На основании результатов анализа химического состава покровных шлаков, отобранных в серии экспериментов (табл.1) по отработке различных способов отдельного и совместного обескремнивания и десульфурации железоуг-

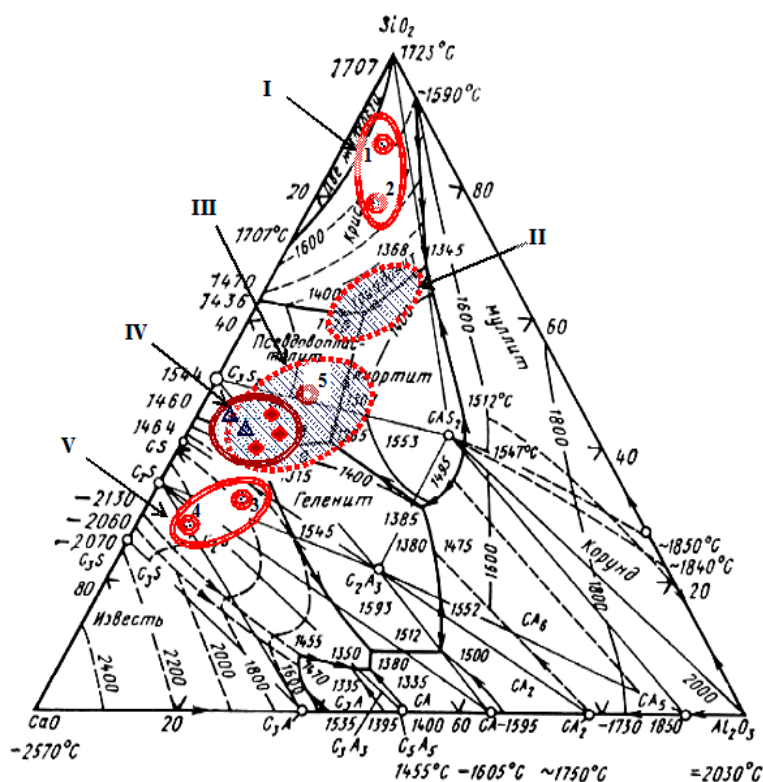
леродистого расплава (табл.2) [5, 7 и др.] с отображением средних значений содержания компонентов шлака в виде точек на диаграмме состояния системы (CaO-SiO₂-Al₂O₃) (рис.2) можно отметить следующее.

Таблица 2 – Изменение химического состава неметаллической части покровных шлаков

№ вар	Общая характеристика способа рафинирования, количество погружных фурм	Компоненты шлака, % (диапазон/среднее значение)						
		CaO	SiO ₂	MgO	FeO	Al ₂ O ₃	MnO	S
1.	Продувка расплава кислородными струями в оболочке природного газа, 1	$\frac{6,8-13,4}{10,1}$	$\frac{65,5-73,3}{69,4}$	$\frac{7,8-20,1}{13,9}$	$\frac{5,0-8,7}{6,9}$	$\frac{2,1-8,6}{5,4}$	$\frac{2,32-3,31}{2,8}$	$\frac{0,01-0,015}{0,013}$
2.	Вдувание диспергированного Mg в потоке азота, 1	$\frac{11,0-15,6}{13,3}$	$\frac{58,0-63,2}{60,6}$	$\frac{6,3-24,5}{15,4}$	$\frac{1,0-5,4}{3,2}$	$\frac{2,3-9,5}{5,9}$	$\frac{0,41-0,84}{0,63}$	$\frac{2,11-5,73}{3,92}$
3.	Вдувание порошкообразной смеси (9:1) CaO _{дол} и Al в потоке кислорода в оболочке природного газа, 1	$\frac{43,3-46,8}{45,1}$	$\frac{20,4-28,2}{24,3}$	$\frac{8,8-9,9}{9,4}$	$\frac{5,0-10,7}{7,9}$	$\frac{8,8-12,6}{10,7}$	$\frac{0,42-0,63}{0,53}$	$\frac{0,71-0,94}{0,83}$
4.	Вдувание порошкообразной смеси (8,5:1,5) CaO и Al в потоке азота, 1	$\frac{45,0-53,2}{49,1}$	$\frac{10,3-30,2}{20,3}$	$\frac{4,3-10,4}{7,3}$	$\frac{0,6-3,6}{2,4}$	$\frac{6,7-12,4}{9,6}$	$\frac{0,22-0,51}{0,37}$	$\frac{0,71-1,42}{1,10}$
5.	* Вдувание смеси (9:1) CaO и Al в потоке кислорода в оболочке азота, 1	$\frac{32,5-47,9}{40,2}$	$\frac{38,7-53,1}{45,9}$	$\frac{5,3-7,2}{6,3}$	$\frac{4,3-5,8}{5,1}$	$\frac{6,4-12,3}{9,4}$	$\frac{0,15-0,23}{0,19}$	$\frac{1,22-1,91}{1,57}$
6.	* Вдувание CaO в потоке кислорода и Mg в потоке азота, 2	$\frac{35,4-47,8}{41,6}$	$\frac{24,1-35,8}{29,9}$	$\frac{3,1-4,9}{4,0}$	$\frac{0,7-1,2}{0,9}$	$\frac{10,5-12,3}{11,4}$	$\frac{0,12-0,15}{0,14}$	$\frac{1,86-2,17}{2,02}$
7.	* Вдувание CaO _{дол} в потоке кислорода в оболочке азота, 1	$\frac{38,3-42,8}{40,6}$	$\frac{28,4-38,2}{33,3}$	$\frac{6,5-8,9}{7,7}$	$\frac{1,8-2,6}{2,2}$	$\frac{6,8-9,6}{8,2}$	$\frac{0,35-0,48}{0,42}$	$\frac{0,69-1,16}{0,93}$
8.	* Вдувание CaO _{дол} в потоке кислорода в оболочке азота и Mg в потоке азота, 2	$\frac{38,4-42,6}{40,5}$	$\frac{31,4-33,6}{32,5}$	$\frac{8,2-10,0}{9,6}$	$\frac{0,9-1,3}{1,1}$	$\frac{9,4-10,2}{9,8}$	$\frac{0,18-0,20}{0,19}$	$\frac{1,22-1,42}{1,32}$
9.	* Вдувание CaO _{дол} в потоке кислорода в оболочке азота и смеси (3,5:1) CaO _{дол} с Mg в потоке азота с вводом алюминия по ходу обработки, 2	$\frac{42,0-46,2}{44,1}$	$\frac{31,4-35,0}{33,2}$	$\frac{9,6-10,6}{10,2}$	$\frac{0,6-1,0}{0,8}$	$\frac{12,0-13,6}{12,8}$	$\frac{0,18-0,21}{0,20}$	$\frac{1,36-1,60}{1,48}$
10.	* Вдувание CaO _{дол} в потоке кислорода в оболочке азота с вводом алюминия по ходу обработки, 1	$\frac{42,9-45,0}{43,9}$	$\frac{29,4-35,4}{32,4}$	$\frac{6,7-7,4}{7,1}$	$\frac{0,8-1,12}{0,96}$	$\frac{10,5-13,2}{11,9}$	$\frac{0,14-0,21}{0,18}$	$\frac{1,21-1,40}{1,30}$

* - расплав, предварительно раскисленный присадкой чушкового алюминия

В соответствии с предложенной физико-химической моделью процессов (рис.1) и согласно [8] при вдувании извести вглубь расплава в потоке кислорода на границе первичной реакционной зоны (I р.з.) массообмен CaO между вдуваемой известью и высокоокисленным силикатным шлаком протекает пропорционально определенной концентрации CaO^* . В нижних горизонтах ванны на границе с I р.з. первоначально формируются капли шлака, содержащие более 20% ($\text{FeO}+\text{MnO}$) с пониженным межфазным натяжением на границе с металлом, обеспечивающие высокую интенсивность массообменных процессов. В области нарастания концентрации CaO^* с переходом от $\text{CaO}\cdot\text{SiO}_2$ (1544°C) к $2\text{CaO}\cdot\text{SiO}_2$ (2130°C) (рис.2) и повышением основности шлака до 1,0-1,5, в средних по высоте ванны горизонтах II р.з. максимизируется γ_{FeO} , что при наличии во всплывающих каплях шлака $\text{CaO}_{\text{шф}}$ и $a_{\text{FeO}}=0,3-0,4$ минимизирует (FeO). Освободившийся кислород расходуется на окисление примесей расплава (Si , Mn , C , P) и растворенного алюминия. С повышением вязкости шлака по мере насыщения его вдуваемой CaO скорость растворения извести уменьшается, пока основность не достигнет 1,87 и шлак не войдет в область $3\text{CaO}\cdot\text{SiO}_2$ (область V, рис.2).



Номера у точек в соответствии с вариантом рафинирования расплава (табл.2).
 В области IV состав шлаков соответствует вариантам №№ 6-10

Рисунок 2 – Состав шлаков, сформированных в пределах вторичной реакционной зоны при отработке различных вариантов удаления кремния и серы из железоуглеродистого расплава (табл.2).

Несмотря на то, что в шлаковых расплавах системы ($\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$) наиболее легкоплавкие составы шлаков расположены в области II [12] (рис.1), при таких составах относительно небольшие изменения концентрации компонентов в шлаке сопровождаются резким повышением температуры ликвидуса. Кроме того, при температурах ковшевой обработки чугуна шлаковые расплавы этой области имеют относительно высокую вязкость ($>2,5 \text{ Па}\cdot\text{с}$).

При повышенной, в сравнении с областью II, температуре плавления шлаков области III (рис.2), здесь изменения концентрации компонентов не приводят к резким колебаниям температуры кристаллизации. Расплавы этой области отличаются пониженной вязкостью (0,3-0,5 Па·с) при величине поверхностного натяжения 450-500 МДж/м² [13], что соответствует предъявляемым требованиям к свойствам шлака для реализации одновременного обескремнивания и десульфурации расплава в пределах объединенной реакционной зоны [4, 5, 7].

Состав шлаков, формирующихся как при обескремнивании расплава вдуванием газообразного кислорода (вар.№1, табл.2), так и при десульфурации диспергированным магнием в кварцитовом тигле (вар.№2, табл.2) отвечает области I (рис.2) состава шлаков с высокой вязкостью и повышенной температурой плавления.

Вдувание вглубь железоуглеродистого расплава смеси CaO+Al в потоке кислорода в защитной оболочке природного газа (вар.№3, табл.2) и в потоке азота (вар.№4, табл.2) привело к смещению состава формируемых шлаков системы (CaO-SiO₂-Al₂O₃) в зону нарастания концентрации 2CaO·SiO₂ (область V, рис.2) с высокой температурой конгруэнтного плавления и вязкостью. Показатели обескремнивания и десульфурации расплава в сравнении с вар. №№1, 2 в таком случае ухудшились (табл.1).

Необходимо отметить, что с началом отработки технологии рафинирования с вдуванием вглубь расплава смеси извести с алюминием в потоке кислорода [4, 5] состав формируемых шлаков (вар.№5, табл.2) переместился в область III (рис.2), что положительно отразилось на повышении показателей как обескремнивания, так и десульфурации расплава (табл.1).

Точки, отвечающие составам шлаков, полученных при рафинировании расплава по вариантам №6 и №8 (табл.2), также располагаются в области III (рис.2) с пониженной температурой плавления (1265-1400⁰С) и вязкостью.

В полном соответствии с теоретическими предпосылками при вводе в расплав алюминия по ходу вдувания доломитизированной извести и диспергированного магния с созданием как обособленных (вар. №8, №10, табл.2), так и объединенной (вар.№9, табл.2) реакционных зон совместного удаления кремния и серы состав шлаков удалось сместить ближе к границе области III (рис.2) с пониженной температурой плавления (1140-1265⁰С) и вязкостью в область IV (рис.2), что обеспечило дальнейшее повышение показателей рафинирования (табл.1) при сокращении продолжительности операции.

Выводы. Таким образом, предложенные соотношения интенсивности вдувания газов и удельного расхода порошкообразных реагентов (вар. №№8-10, табл.1) обеспечивают формирование в обособленной реакционной зоне шлака с надлежащими физико-химическими свойствами при организации одновременного рафинирования расплава по кремнию и сере [7].

Обосновано соотношение интенсивности вдувания газообразных и удельного расхода порошкообразных реагентов для формирования рафинирующего шлака с надлежащими свойствами при организации одновременного рафинирования железоуглеродистого расплава по кремнию и сере в обычном заливочном ковше.

ЛИТЕРАТУРА

1. Туркдоган Е.Т. Технологические усовершенствования в инъекционной металлургии и в процессах рафинирования металла в ковше в 80-х годах / Е.Т.Туркдоган // Инжекционная металлургия'86: труды конференции. – М.: Металлургия, 1990. – С.10-44.
2. Жак Р.М. Обескремнивание чугуна на литейном дворе доменных печей за рубежом / Жак Р.М., Савелов Н.И., Кондрыкинская И.Д.// Черная металлургия. Бюл. НТИ. – 1992. – №1. – С.15-22.

3. Дефосфорация и десульфурация при предварительной обработке чугуна / Кавасаки Ш., Аоки М., Камимори А. [и др.] // Инжекционная металлургия '86: труды Междунар. конф. – М.: Металлургия, 1990. – С.220-229.
4. Патент № 6699 Україна, С21С1/02. Спосіб попереднього рафінування чавуну /Чернятевич А.Г., Сігарьов Є.М., Кравець А.М., Селищев В.М.; заявник та патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № 20041108939; заявл. 01.11.2004; опубл. 16.05.05, Бюл.№5.
5. Сигарев Е.Н. Комплексная ковшевая обработка чугуна перед кислородно-конвертерной плавкой /Сигарев Е.Н. // Теория и практика производства чугуна: труды Междунар. научно-технической конф. – Кривой Рог: КГГМК «Криворожсталь», 2004. – С.442-446.
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. Разработка комплексной технологии ковшевого рафинирования чугуна с вдуванием десульфураторов через две фурмы / Е.Н.Сигарев, А.Г.Чернятевич, К.И.Чубин, А.В.Березина // Теория и практика металлургии. – 2008. – №2. – С.3-8.
8. Охотский В.Б. Химико-термический механизм растворения извести в шлаке / Охотский В.Б. // Новости науки Приднепровья. Инженерные науки. – 2008. – №1. – С.33-34.
9. Магидсон И.А. Поверхностное натяжение и адсорбция высокоизвестковых расплавов $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ / Магидсон И.А., Басов А.В., Смирнов Н.А. // Строение и свойства металлических и шлаковых расплавов: тр. XIII конф, Екатеринбург, 2011. – Т.3. – С.95-98.
10. Оценка серопоглотительной способности металлургических шлаков / Тогобицкая Д.Н., Пиптюк В.П., Ходотова Н.Е. [и др.] // Строение и свойства металлических и шлаковых расплавов:тр. XIII конф, Екатеринбург, 2011. – Т.4. –С.106-109.
11. Волосников М.И. Исследование взаимодействия металла с синтетическими шлаками с повышенным содержанием двуокиси кремния: дисс. ... канд.техн.наук / М.И.Волосников. – Свердловск, 1974. – 179с.
12. Эллиот Д.Ф. Термохимия сталеплавиельных процессов / Эллиот Д.Ф., Глейзер М., Рамакришна Р. – М.: Металлургия, 1969. – 252с.
13. Свойства жидких доменных шлаков / В.Г.Воскобойников, Н.Е.Дунаев, А.Г.Михалевич [и др.]. – М.: Металлургия, 1975. – 184с.

Поступила в редакцию 25.05.2012.

УДК 612.791

НОСОВ Д.Г., к.т.н., доцент
ПЕРЕМІТЬКО В.В., к.т.н., доцент
ГУСЯТИНСЬКА В.С., магістр

Дніпродзержинський державний технічний університет

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ МАГНІТНИХ ПОЛІВ НА КОЕФІЦІЄНТ РОЗПЛАВЛЕННЯ ДРОТУ ПРИ ЕЛЕКТРОДУГОВОМУ НАПЛАВЛЕННІ ПІД ФЛЮСОМ (ЧАСТИНА II)

Вступ. Встановлення оптимальних режимів дугового наплавлення під флюсом з використанням зовнішнього електромагнітного впливу для вирішення проблеми підвищення продуктивності розплавлення електродного дроту є актуальною задачею.

Постановка задачі. В роботі [1] нами визначено математичні залежності впливу

індукції магнітного поля на коефіцієнт розплавлення електродного дроту сумісно з такими параметрами наплавлення як струм наплавлення I_n , діаметр d_e та виліт електрода l_e для випадку наплавлення феромагнітним дротом на феромагнітну основу та феромагнітним дротом на немагнітну основу. Метою даної роботи є дослідження впливу зазначених параметрів електродугового наплавлення на коефіцієнт розплавлення для випадку наплавлення немагнітним дротом на феромагнітну основу та немагнітним дротом на немагнітну основу.

Результати роботи. При проведенні експериментів використовували повний факторний експеримент 2^4 . Наплавлення виконували на установці УД-209 від джерела живлення ВДУ-506 на сталеві пластини товщиною 10 мм дротами 3 та 5 мм наступних складів: сталь Ст3сп (ГОСТ 380), Сталь 08Х18Н10 (ГОСТ 7350) дротом Св-04Х19Н9 (ГОСТ 2246) під флюсом АН-26С (ГОСТ 9087).

Магнітне поле утворювали спеціальною насадкою – соленоїдом [2], навантаження на якому встановлювали у необхідних межах за допомогою лабораторного трансформатора ЛАТР-4.

Умови наплавлення, за виключенням режимів, що варіювали згідно з планом експерименту, залишали постійними та незмінними. Наплавлення виконували групами в наступній послідовності:

- 1) наплавлення феромагнітним дротом на немагнітну основу;
- 2) наплавлення немагнітним дротом на немагнітну основу.

Для зручності виконання аналізу умовне позначення коефіцієнта розплавлення α_p приймаємо з індексами, прийнятими в роботі [1]. Обробку експериментальних даних виконували за допомогою математичного пакета STATISTIKA 6.0.

Розглянемо вплив індукції магнітного поля на коефіцієнт розплавлення електродного дроту та інших параметрів режиму наплавлення при поєднанні вказаних основного та присадного матеріалів.

1. Наплавлення немагнітним дротом на феромагнітну основу. При наплавленні немагнітним дротом на феромагнітну основу спостерігали лінійне збільшення коефіцієнта розплавлення у всьому діапазоні індукції магнітного поля B (рис.1, а, в, д). Однак ефект приросту коефіцієнта розплавлення менш значний, ніж був отриманий при наплавленні феромагнітними дротами на феромагнітну основу [1]. Відносний приріст α_p склав 17%. Можна зробити припущення, що при електродуговому наплавленні з впливом стороннього магнітного поля важливим, з точки зору збільшення інтенсивності розплавлення та підвищення ефективності використання теплової потужності дуги, є наявність в осередку магнітного поля, яке утворює соленоїд (електромагніт), тіла (стрижня, електрода), яке має виражені феромагнітні властивості. Причому, чим більша феромааса зосереджується у центральній частині соленоїду, тим більший ефект можна отримати від додаткового спрямованого магнітного поля.

Нахил ліній залежності коефіцієнта розплавлення електродного дроту від його діаметра при наплавленні немагнітним дротом на феромагнітну основу (рис.1, а) вказує на зворотну залежність. Тобто, збільшення діаметра електродного дроту не покращує умови розплавлення присадного феромагнітного металу, а, навпаки, незначно, але зменшує показник α_p на 0,8...2,8%. Тому наплавлення немагнітним дротом на феромагнітну основу з дією стороннього магнітного поля для отримання кращого результату бажано виконувати електродами меншого діаметру.

Математично залежність коефіцієнта розплавлення від індукції магнітного поля та діаметра електрода при наплавленні немагнітним дротом на феромагнітну основу можна виразити через наступне рівняння:

$$\alpha_{p3} = 15 + 0,0452 \cdot B - 0,0563 \cdot d_e. \quad (1)$$

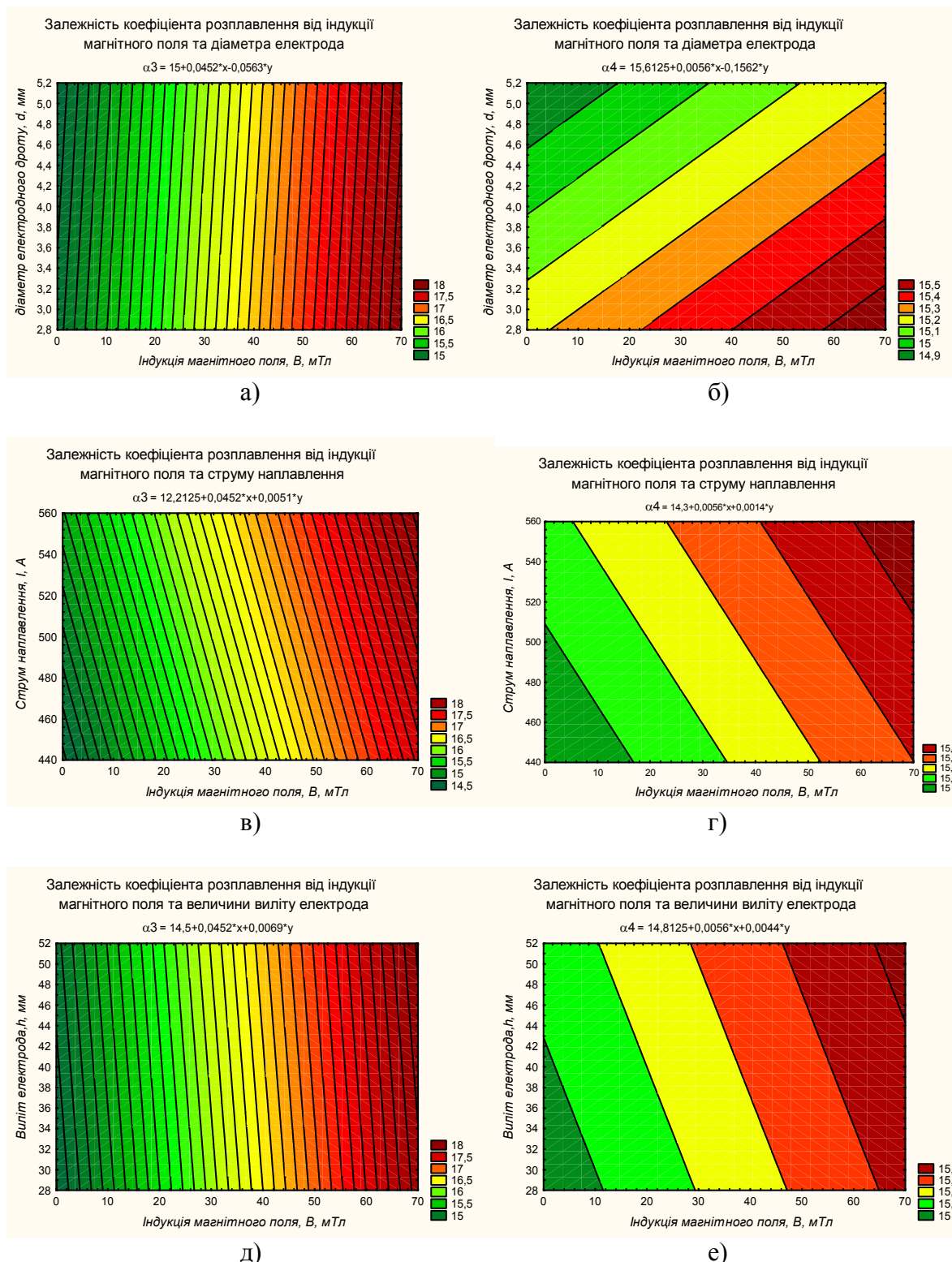


Рисунок 1 – Вплив зовнішніх магнітних полів та режимів наплавлення на коефіцієнт розплавлення при напавленні немагнітним дротом на феромагнітну основу (а, в, д) та немагнітним дротом на немагнітну основу (б, г, е)

Аналіз графіків (рис.1, в) залежності коефіцієнта розплавлення від індукції магнітного поля та струму наплавлення також вказує на лінійність цієї моделі. Вплив струму наплавлення у випадку електродугового наплавлення немагнітними дротами на феромагнітну основу більш значний, ніж вплив діаметра електродного дроту, тому збіль-

шення величини струму призводить до збільшення коефіцієнта розплавлення α_p . Однак, за інших рівних умов при наплавленні феромагнітним дротом на феромагнітну основу величини коефіцієнта розплавлення α_p залишають за собою перші місця. Тобто, якщо привести абсолютні значення коефіцієнтів розплавлення α_p при наплавленні феромагнітними та немагнітним дротами на феромагнітну основу, то отримаємо наступні показники: в першому випадку коефіцієнт розплавлення $\alpha_p = 22,8$ г/(А·год), в другому – 18,3 г/(А·год) [1].

Тобто, наявність немагнітного дроту зменшує величину приросту коефіцієнта розплавлення на 16...20%. Це може бути пов'язано із зменшенням впливу стороннього магнітного поля як на електричну дугу, так і на магнітні сили (сила Лоренца), що її рухають навколо осі електрода.

Наплавлення з дією стороннього магнітного поля немагнітним дротом на феромагнітну основу для отримання кращого результату бажано виконувати на більших з рекомендованих (або розрахованих) значеннях струму наплавлення.

Математично залежність коефіцієнта розплавлення від індукції магнітного поля та струму наплавлення при наплавленні немагнітним дротом на феромагнітну основу можна виразити через наступне рівняння:

$$\alpha_{pz} = 12,2125 + 0,0452 \cdot B + 0,0051 \cdot I_n. \quad (2)$$

Аналіз графіків (рис.1, д) залежності коефіцієнта розплавлення від індукції магнітного поля та величини вильоту електрода при наплавленні немагнітним дротом на феромагнітну основу дає підстави стверджувати, що при збільшенні індукції МП та вильоту електрода коефіцієнт розплавлення α_p збільшується. Тобто, в цьому випадку для отримання кращого результату бажано призначати режими наплавлення, в яких враховано збільшений виліт електродного дроту.

Математично залежність коефіцієнта розплавлення від індукції магнітного поля та вильоту електродного дроту при наплавленні немагнітним дротом на феромагнітну основу можна виразити через наступне рівняння:

$$\alpha_{pz} = 14,5 + 0,0452 \cdot B + 0,0069 \cdot l_e. \quad (3)$$

Таким чином, при наплавленні немагнітним дротом на феромагнітну основу спостерігали збільшення коефіцієнта розплавлення у всьому діапазоні індукції магнітного поля B . Відносний приріст α_p при цьому склав 17%. Для отримання кращого результату наплавлення бажано виконувати на максимальному струмі, який забезпечує якісне формування валика, при збільшеному вильоті електродного дроту меншого діаметра.

Оптимальними за таких умов режимами наплавлення можна вважати наступні: струм наплавлення $I_n = 450...550$ А, діаметр електрода $d_e = 3$ мм, виліт електрода $l_e = 45...55$ мм при індукції магнітного поля $B = 50...75$ мТл.

2. Наплавлення немагнітним дротом на немагнітну основу. Найменше на коефіцієнт наплавлення впливає магнітне поле при наплавленні немагнітним дротом на немагнітну основу. При цьому також відслідковується лінійне збільшення коефіцієнта розплавлення у всьому діапазоні індукції магнітного поля B . Ефект отриманого приросту коефіцієнта розплавлення α_p склав у середньому 6,6%. Можна зробити припущення, що при електродуговому наплавленні з впливом стороннього магнітного поля не є доцільним використовувати немагнітні матеріали. Або, перефразувавши висловлення, є недоцільним використання додаткових технологій створення зовнішнього магнітного поля при електродуговому наплавленні немагнітними матеріалами на немагнітну основу.

Однак, слід зазначити, що негативного впливу зовнішніх магнітних полів при наплавленні з використанням немагнітних матеріалів також не спостерігалось. А збільшення α_p з 14,8 до 15,8 г/(А·год) є позитивним.

Нахил ліній залежності коефіцієнта розплавлення електродного дроту від його діаметра при наплавленні немагнітним дротом на немагнітну основу (рис.1, б) вказує на зворотну залежність, як і у випадку наплавлення немагнітним дротом на феромагнітну основу. Тобто, збільшення діаметра електродного дроту не покращує умови розплавлення присадного металу, а, навпаки, зменшує показник α_p у середньому на 5%. Тому при наплавленні немагнітним дротом на немагнітну основу з дією стороннього магнітного поля для отримання кращого результату наплавлення бажано виконувати електродами меншого діаметра.

Враховуючи останнє, можна припустити, що зовнішнє магнітне поле в цьому випадку у більшому ступені впливає на електричну дугу, а збільшення коефіцієнта наплавлення можливе лише при наплавленні постійним струмом. Проте, визначення математичних залежностей фізичних процесів, які протікають при наплавленні немагнітним дротом на немагнітну основу, також є актуальним. Залежність коефіцієнта розплавлення від індукції магнітного поля та діаметра електрода в цьому випадку можна виразити через наступне рівняння:

$$\alpha_{p4} = 15,6125 + 0,0056 \cdot B - 0,1562 \cdot d_e. \quad (4)$$

Аналіз графіків (рис.1, г) залежності коефіцієнта розплавлення від індукції магнітного поля та струму наплавлення також вказує на лінійність цієї моделі. Вплив струму наплавлення у випадку електродугового наплавлення немагнітними дротами на немагнітну основу незначний.

Збільшення величини струму призводить до збільшення коефіцієнта розплавлення α_p з 15,0 до 15,4 г/(А·год), що підтверджує припущення про більший вплив магнітного поля на дугу, ніж на об'єкт наплавлення та дріт.

Математично залежність коефіцієнта розплавлення від індукції магнітного поля та струму наплавлення при наплавленні немагнітними матеріалами можна виразити через наступне рівняння:

$$\alpha_{p4} = 14,3 + 0,0056 \cdot B + 0,0014 \cdot I_n. \quad (5)$$

Аналіз графіків (рис.1, е) залежності коефіцієнта розплавлення від індукції магнітного поля та величини вильоту електрода при наплавленні немагнітним дротом на немагнітну основу дає підстави стверджувати, що при збільшенні вильоту електрода коефіцієнт розплавлення α_p майже не збільшується. Позитивні зміни α_p фіксуються лише при збільшенні індукції МП. Тобто, в цьому випадку для отримання кращого результату бажано призначати режими наплавлення, в яких враховано більше з допустимих значень індукції магнітного поля.

Математично залежність коефіцієнта розплавлення від індукції магнітного поля та вильоту електродного дроту при наплавленні немагнітним дротом на немагнітну основу можна виразити через наступне рівняння:

$$\alpha_{p4} = 14,8125 + 0,0056 \cdot B + 0,0044 \cdot l_e. \quad (6)$$

Таким чином, при наплавленні немагнітним дротом на немагнітну основу спостерігали збільшення коефіцієнта розплавлення у всьому діапазоні індукції магнітного поля B . Максимальний відносний приріст α_p при цьому склав 5%. Для отримання кращого результату наплавлення бажано виконувати електродами меншого діаметра (або порошковим дротом) на нормальному вильоті та струмі наплавлення, який забезпечує якісне формування валика.

Оптимальними за таких умов режимами наплавлення можна вважати наступні: струм наплавлення $I_n = 430 \dots 540$ А, діаметр електрода $d_e = 3$ мм, виліт електрода $l_e = 35 \dots 40$ мм при індукції магнітного поля $B = 50 \dots 75$ мТл.

Висновки. Наплавлення з дією стороннього магнітного поля немагнітним дротом на феромагнітну основу для підвищення ефективності розплавлення електродного дроту бажано виконувати:

- електродами меншого діаметра;
- на більших з рекомендованих (або розрахованих) значеннях струму наплавлення;
- при збільшеному вильоті електродного дроту.

Наплавлення немагнітним дротом на немагнітну основу з дією стороннього магнітного поля для отримання кращого результату бажано виконувати:

- електродами меншого діаметра;
- на нормальному вильоті та струмі наплавлення, який забезпечує якісне формування валика.

Встановлено, що при наплавленні немагнітним дротом на немагнітну основу при збільшенні вильоту електрода коефіцієнт розплавлення α_p майже не збільшується.

Отримані нами експериментальним шляхом дані не суперечать науково-теоретичним здобуткам видатних дослідників магнітних полів в галузі зварювання професорів А.Д.Размишляєва, Р.М.Рижова, В.Д.Кузнецова.

ЛІТЕРАТУРА

1. Носов Д.Г. Дослідження впливу магнітних полів на коефіцієнт розплавлення дроту при електродуговому наплавленні під флюсом (частина I) / Д.Г.Носов, В.В.Перемітько // Збірник наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету: (технічні науки). – Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2012. – С.40-45.
2. Носов Д.Г. Про використання магнітних полів для керування формоутворенням валиків при дуговому зварюванні та наплавленні / Д.Г.Носов, В.В.Перемітько // Збірник наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету: (технічні науки). – Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2006. – С.60-63.
3. Размышляев А.Д. Магнитное управление валиков и швов при дуговой наплавке и сврке / Размышляев А.Д. – Мариуполь: Изд-во ПГТУ, 2009. – 242с.
4. Рыжов Р.М. Выбор оптимальных параметров внешнего электромагнитного воздействия при дуговых способах сварки / Р.М.Рыжов, В.Д.Кузнецов // Автоматическая сварка. – 2005. – №6. – С.59-61.

Надійшла до редколегії 04.06.2012.