

РОЗДІЛ «МЕТАЛУРГІЯ»

УДК 669.162

КРЯЧКО Г.Ю., к.т.н., доцент
ЗАПАНЕНОК С.Е.* , енергетик доменного цеха
САФИНА-ВАЛУЕВА Л.А., к.т.н., доцентДнепродзержинский государственный технический университет
*ОАО «Днепроровский металлургический комбинат»ВЫПЛАВКА ПЕРЕДЕЛЬНОГО ЧУГУНА НА ОСНОВНЫХ ШЛАКАХ
С ВВОДОМ В ШИХТУ КАЧКАНАРСКИХ ОКАТЫШЕЙ

Введение. Расширение сырьевой базы при дефиците железорудных материалов является характерной чертой современного доменного производства. В последнее время в шихту доменных печей ОАО «Днепроровский металлургический комбинат» (ДМК) поступают окатыши Качканарского горно-обогажительного комбината (КачГОК, Россия) частично заменяя окатыши Криворожских ГОКов. Особенностью окатышей КачГОК является значительное содержание TiO_2 (~ 2,6%) и присутствие оксидов ванадия ($V_2O_5 = 0,5-0,6\%$). Известно [1, с.310], что в восстановительных условиях горна доменной печи в массе жидкого титансодержащего шлака находятся мельчайшие твердые частицы ильменита ($FeO \cdot TiO_2$) и карбида титана TiC . Присутствие твердых частиц резко увеличивает вязкость шлака, делает его «коротким», что, в свою очередь, резко снижает дренажную способность коксовой насадки в горне. В то же время установлено положительное влияние титансодержащего железорудного сырья на состояние ограждения стен металлоприемника доменных печей.

Постановка задачи. Специфика шлакового режима доменных печей Украины, работающих на коксе с повышенным содержанием серы, состоит в необходимости введения основных шлаков ($CaO + MgO/SiO_2 = 1,3-1,4$) для обеспечения достаточной десульфуряющей способности шлака. Известно, что основные шлаки являются неустойчивыми по вязкости. Введение в железорудную шихту окатышей, изготовленных из концентратов титаномагнетитовых руд, может вызывать дополнительные осложнения в работе печей, работающих на основных шлаках. Задачей настоящего исследования является оценка влияния нового для региона металлургического сырья на работу доменных печей.

Результаты работы. Исследования проводили на доменной печи №9 ОАО «Днепроровский металлургический комбинат». ДП №9 объемом 1386 м^3 отличается от типового проекта углубленными горном (3400 против 3200 мм) и мертвым слоем (1100 против 450 мм), а также количеством воздушных фурм (18 против 16 штук). Печь оснащена двумя чугунными летками и типовым двухконусным загрузочным устройством.

Отличие в режимах эксплуатации было обусловлено применением железорудных окатышей с различными металлургическими свойствами. В качестве базового периода была выбрана первая декада апреля 2011г., в которой основной добавкой к местному агломерату служили окатыши СевГОКа (табл.1). Опытный период с увеличенной долей окатышей КачГОК в шихте отнесен ко второй декаде апреля. В этом периоде снизилось содержание железа в шихте (табл.2), но улучшилось качество кокса за счет увеличения доли кокса производства Баглейского коксохимического завода, имеющего лучшие характеристики по сравнению с продукцией других поставщиков.

Несмотря на более высокое давление в рабочем пространстве печи при работе с большей долей окатышей КачГОКа, ход доменной печи сопровождался ухудшением

приема дутья. Так, расход дутья в опытном периоде снизился более чем на 200 м³/мин. Это существенно отразилось на производительности печи (-8,2%).

Таблица 1 – Характеристики окатышей, использованных в исследованных периодах

Предприятие	Содержание, %							
	Fe	FeO	V ₂ O ₅	SiO ₂	TiO ₂	CaO	MgO	CaO/SiO ₂
СевГОК	62,0	1,40	-	7,58	-	1,24	0,98	0,16
КачГОК	60,9	3,35	0,58	4,0	2,6	-	-	-

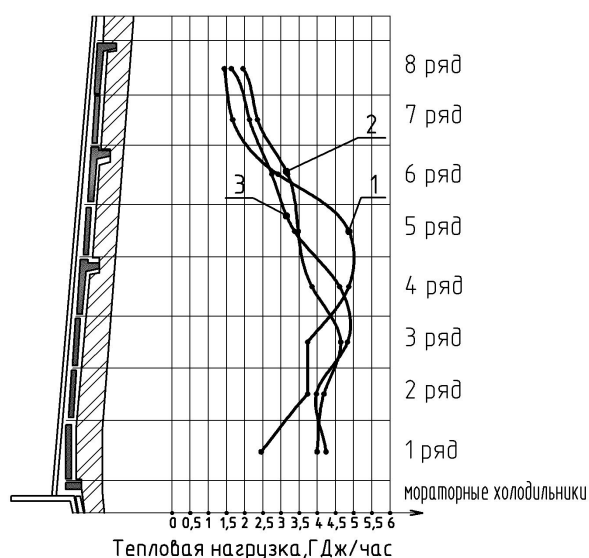
Таблица 2 – Показатели работы доменной печи №9 Днепровского металлургического комбината с использованием Качканарских окатышей

Показатели	Периоды	
	01.04-10.04.11	11.04-20.04.11
Производство, * т./сут	2392	2124/2197
Интенсивность плавки, кг/м ³ сут	930	892
Расход топлива, кг(м ³)/т чугуна:		
кокса*	538	578/566
природного газа	72	77
Доля в шихте, %:		
агломерата	81,4	81,4
окатышей КачГОК	4,6	10,8
окатышей СевГОК	12,5	4,9
Расход металлодобавки, кг/т чугуна	34	7
Содержание Fe в шихте, %	53,0	52,0
Горячая прочность кокса CSR, %	30	32
Дутье: расход, м ³ /мин	2612	2401
избыточное давление, кПа	230	230
температура, °С	1059	1057
концентрация кислорода, %	23,28	23,65
расход природного газа, % к дутью	4,6	4,7
Избыточное давление колошникового газа, кПа	109	115
Чугун: температура, °С	1475	1478
состав, %: Si	0,68	0,73
Mn	0,30	0,38
S	0,022	0,017
Шлак: содержание MgO %	4,94	6,45
CaO + MgO/SiO ₂	1,39	1,42
L _s	75	94

* числитель – фактическое значение, знаменатель – приведенное

Благодаря повышенным основности и содержанию магнезии, а также большей концентрации марганца в шлаке, коэффициент распределения серы возрос в опытном периоде с 75 до 94 единиц, что обусловило выплавку низкосернистого чугуна (S= 0,017%). Тепловой режим при работе с повышенным содержанием окатышей КачГОК был более устойчивым – размах колебаний концентрации кремния в чугуне снизился на 0,05%, а серы на 0,016%.

Для выявления влияния окатышей КачГОК на распределение температур в периферийной зоне печи выполнили замеры и усреднение значений теплосъема шахтных холодильников. Результаты измерений и расчетов представлены на рис.1, откуда видно, что фактическая тепловая нагрузка в 3-х нижних рядах холодильников была выше проектной, в большей степени (в 1,6-1,7 раза) в 1-м ряду, в частности, из-за потери футеровки. Наоборот, проектные значения теплосъема в холодильниках 4-го и 5-го рядов больше фактических, что можно объяснить активным гарнисажеобразованием вследствие замены вышедших из строя вертикальных чугунных холодильников медными малогабаритными. Фактическая тепловая нагрузка на 7-й и 8-й ряды охлаждения превышает проектную примерно на 30°C, по-видимому, вследствие неустойчивости гарнисажа. Увеличение доли окатышей КачГОК в шихте привело к усилению теплосъема в середине шахты (3-й и 4-й ряды холодильников) и уменьшению теплосъема в верхней ее части.



1 – проектные значения; 2, 3 – опытные значения в базовом (2) и исследуемом периодах

Рисунок 1 – Тепловая нагрузка на холодильники шахты ДП №9 ДМК

Режим работы печи с увеличенной долей Качканарских окатышей в шихте отличался повышенным теплосъемом холодильников 3-го и 4-го рядов, очевидно, вследствие разрушения окатышей и роста газодинамической напряженности на указанном горизонте шахты.

12.04.2011г. после проплавления 2255т окатышей КачГОК были проведены измерения тепловых нагрузок на холодильники металлоприемника. Для сравнения состояния металлоприемника в разных сырьевых условиях использовали данные измерений 14.03.2011г., когда основной добавкой к местному агломерату в шихте служили криворожские окатыши (табл.3). Из сравнения данных, приведенных в табл.3, видно, что проплавление окатышей КачГОКа привело к существенному снижению теплосъема горновых холодильников (-5,2%), тогда как теплосъем охлаждения верхней лещади снизился незначительно (-0,7%).

Таким образом, можно утверждать, что проплавление титаносодержащих окатышей КачГОКа приводит к наращиванию гарнисажа на стенах горна, чем способствует продлению кампании доменной печи.

Таблиця 3 – Средний теплосъем одного холодильника металлоприемника ДП №9 ОАО «ДМК» в различные периоды эксплуатации

Дата проведения замеров	Горновые холодильники			Холодильники верхней лещади		
	перепад температур охлаждающей воды, °С	расход воды, м ³ /час	теплосъем, кДж/час	перепад температур охлаждающей воды, °С	расход воды, м ³ /час	теплосъем, кДж/час
14.03.2011	1,8	5,03	37456	1,5	5,41	32274
12.04.2011	1,8	4,82	35514	1,5	5,2	32056

Выводы. Исследование результативности и эффективности проплавки железорудных окатышей КачГОК показало, что в условиях доменной плавки на сернистом коксе и повышенной основности шлака ввод указанного выше титансодержащего сырья должен быть ограничен 4-5% от массы шихты. Замеры тепловых нагрузок по высоте шахты доменной печи при повышении доли окатышей КачГОК в шихте до 11% свидетельствовали об ухудшении процесса гарнисажеобразования в районе 3-го - 4-го рядов холодильников. В то же время использование этих окатышей благодаря повышенному содержанию TiO₂, способствовало усилению гарнисажеобразования в горне, что положительно влияло на продление кампании доменной печи.

ЛИТЕРАТУРА

1. Металлургия чугуна: учебник для вузов / [Вегман Е.Ф., Жеребин Б.Н., Похвиснев А.Н. и др.]; под ред. Ю.С.Юсфина. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: ИКЦ «Академкнига», 2004. – 774с.

УДК 669.162.263:519.85

ДОВГАЛЮК Б.П., д.т.н., професор

Дніпродзержинський державний технічний університет

АВТОМАТИЗОВАНА СИСТЕМА УПРАВЛІННЯ ХОДОМ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ

Вступ. АСУ ходом доменної печі повинна виконувати наступні функції: 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; контроль достовірності інформації про параметри технологічного процесу.

Постановка задачі. Розробити або удосконалити локальні підсистеми у складі АСУ ходом доменної печі для автоматизованого виконання перелічених функцій.

Результати роботи. Підсистема завантаження шихтових матеріалів. Розподіл шихти на колошнику доменної печі під час її завантаження визначає розподіл газового потоку в печі і газопроникність стовпа шихти, що значно впливає на техніко-економічні показники плавки [1-3]. Особливо широкі можливості розподілу шихти в печі мають безконусні пристрої завантаження лоткового типу. Їх використання дозволяє зменшити питому витрату коксу та збільшити продуктивність доменної печі на 5-7% при наявності ефективною системи керування [2-3].

Для доменних печей, обладнаних конусним засипним апаратом, оптимізацію розподілу шихтових матеріалів і газового потоку по перерізу печі можна здійснювати ме-

тодом гвинтового завантаження шихтових матеріалів [1]. Він забезпечує рівномірний розподіл газового потоку по перерізу печі, збільшення ступеня використання теплової та хімічної енергії газу на 4,4%, зменшення витрати коксу на 2,1% і підвищення продуктивності на 4,3%.

У випадках використання безконусних пристроїв завантаження доцільно установлювати однокотловий БЗП компактного типу фірми "PAUL WURTH", які оснащені розташованими безпосередньо на шихтових бункерах приймальними воронками. Потік шихти через БЗП – центральний, він проходить через вісь БЗП та печі [2]. Розробка оптимальних схем завантаження для досягнення задовільного розподілу газу з високою ступінню його використання була спрощена внаслідок використання моделі завантаження "PAUL WURTH"-МИСиС. Математична модель розроблена державним технологічним університетом «Московським інститутом сталі і сплавів» за участю європейських спеціалістів-доменщиків і компанії "PAUL WURTH" та успішно протестована на адекватність на декількох заводах. При цьому використовували наступні вимірювальні прилади: радарний профільомір (розташований над поверхнею шихти), скануючий зонд (під рівнем шихти) та одноразовий випробувальний багатоточковий температурний зонд, який вводився у шихту у верхній частині печі і опускався разом з нею, посилюючи інформацію до виходу його із устрою.

Модель "PAUL WURTH"-МИСиС видає результати: пошарову структуру стовпа шихти в печі; розподіл відношення руда/кокс та порозність стовпа шихти по радіусу; оцінку форми та розташування зони плавлення.

Використання моделі в ОАО ММК дозволяє вибирати кращу систему завантаження, внаслідок чого значно підвищилась продуктивність печей.

Можна використовувати також систему, що установлена на доменній печі №9 комбінату «Криворіжсталь» [3], яка оснащена лотковим пристроєм завантаження фірми "PAUL WURTH" та транспортерною системою подачі шихти на колошник. На базі цієї системи була створена комплексна система автоматичного керування завантаженням, що має в контурі контролю і керування математичні моделі, які дозволяють прогнозувати, візуально відображати результати завантаження та розширяти можливості регулювання. Алгоритми функціонування системи розроблено НМетАУ. Система забезпечує:

формування порцій шихти і видачу їх в необхідному темпі на конвеєр, що подає шихту на колошник;

регулювання розподілу шихтових матеріалів по окружності колошника;

регулювання розподілу шихтових матеріалів по кільцевих зонах печі;

контроль роботи пристрою завантаження.

Під час використання однієї із цих систем доцільно використовувати вимірювальні прилади: радарний вимірювач профілю засипання, скануючий зонд та багатоточковий температурний зонд [2], а також контролювати температуру і профіль поверхні засипання шихти на колошнику [4]. За цією інформацією можна визначати реальний стан розподілу температур на поверхні засипання та діагностувати виникнення каналного ходу і вчасно приймати заходи для корегування роботи систем завантаження шихти.

У випадках неможливості отримання цієї інформації [2, 4] доцільно використовувати інформацію про перепади статичного тиску або температуру в печі на декількох горизонтах по висоті печі [5, 6].

Датчики статичного тиску розміщують на восьми горизонтах в шахті та на фурменних приладах з поділом їх на 8 секторів. Перший горизонт відповідає рівню засипання матеріалів на колошнику; восьмий – на нижньому рівні шахти; дев'ятий горизонт – це горизонт фурм. Кожний датчик тиску опитують один раз за 30 с і визначають його середнє значення за 10, 30 і 60 хвилин. За цей же час визначають середній тиск у кожному секторі на кожному горизонті. Визначають перепади тиску між секторами сусід-

ніх горизонтів, поміж горизонтами та загальний перепад тиску. За цією інформацією визначають керуючі діяння на перерозподіл матеріалів на колошнику під час їх завантаження та газового потоку шляхом зміни кількості та складу дуття на фурми відповідних секторів.

Метод оцінки стану технологічних процесів доменної плавки з використанням інформації про температуру в печі полягає в наступному.

Установлюють датчики температури по периферії шахти на восьми горизонтах та на фурмених приладах з поділом кожного горизонту на 8 секторів.

Всі датчики температури опитуються один раз за 30 с, потім цю інформацію усереднюють за 10, 30 і 60 хвилин.

З усередненої інформації за 10 хвилин вираховують: середнє значення температури кожного сектора на кожному горизонті; середнє значення температури на кожному горизонті; середнє значення температури кожного сектора на дев'ятому, фурменому горизонті; середню температуру фурменого горизонту. Вираховують відхилення температури кожного сектора від середньої температури горизонту. Визначають зміну параметрів між двома періодами усереднення, за якою контролюють газопроникність шихти, розподіл газового потоку та стан шару гарнісажу.

Для контролю та регулювання формуванням газового потоку на фурмах контролюють розподіл паливної добавки поміж фурмами. Для цього необхідно: контролювати температуру кожного фурменого вогнища $t_{\phi,i}$, витрату дуття та паливної добавки на кожну фурму; розраховувати теоретичну температуру горіння на кожній фурмі $t_{m,i}$; визначати різницю між теоретичною температурою і температурою фурменого вогнища.

З усередненої інформації за 10 хв визначають середню температуру кожного фурменого вогнища $t_{\phi,i}$, розраховують теоретичну температуру горіння на кожній фурмі $t_{m,i}$ і визначають різницю

$$\Delta t_i = t_{m,i} - t_{\phi,i} \quad (1)$$

Через 20 хв за кожні 10 хв визначають приріст усереднених за 10 хв значень Δt_i :

$$\Delta_i = \Delta t_i(t) - \Delta t_i(t-1) \quad (2)$$

Аналізують значення усереднених за 10 хв параметрів Δ_i :

якщо $\Delta_i < -30^\circ\text{C}$, то вважають, що збільшилось окиснення елементів чавуну на відповідній фурмі і необхідно збільшити витрату паливної добавки на цю фурму;

якщо $\Delta_i > 30^\circ\text{C}$, то вважають, що зменшилось окиснення елементів чавуну на відповідній фурмі і необхідно зменшити витрату паливної добавки на цю фурму.

Наведені операції алгоритму виконуються також за усередненою інформацією за кожні 20, 30, 60 хв та за час між випусками чавуну.

Виявлені коливання окиснення елементів чавуну на фурмах видають оператору печі для аналізу та прийняття заходів по їх компенсації та стабілізації якості чавуну.

Підсистема оптимізації витрати дуття. Основою алгоритму функціонування підсистеми є екстремальна залежність між продуктивністю печі P_m і витратою дуття V_d [7]. При збільшенні кількості дуття продуктивність зростає до визначеної межі, а потім починає зменшуватися. Зменшення продуктивності печі під час збільшення витрати дуття свідчить про те, що кількість дуття перевищує оптимальний рівень і знаходиться в області "передування". У цій області погіршується контакт між газовим потоком і шихтою, утворюються канали, можливі застої, зависання та обриви шихти, погіршується використання відновного газу, збільшується винос колошникового пилу, зростає питома витрата коксу. Управління ходом печі полягає у підтримуванні витрати дуття на оптимальному рівні, при якому продуктивність печі дорівнює максимально можливому значенню, а частинна похідна $\partial P_m / \partial V_d$ прагне до нуля. Зміна умов роботи печі спричиняє безперервний пошук опти-

мального рівня витрати дуття. При нормальному ході печі через 5...10 хвилин кроками по 20-50 м³/хв збільшують витрату дуття, вираховують приріст продуктивності ΔP_m , коефіцієнта заміни коксу паливною добавкою ΔK_3 , ступеня використання водню $\Delta \eta_{H_2}$ і оксиду вуглецю $\Delta \eta_{CO}$ та визначають частинні похідні: $\Delta P_m / \Delta V_\delta$; $\Delta K_3 / \Delta V_\delta$; $\Delta \eta_{H_2} / \Delta V_\delta$; $\Delta \eta_{CO} / \Delta V_\delta$. Витрату дуття збільшують, якщо $\Delta P_m / \Delta V_\delta > 0$; $\Delta K_3 / \Delta V_\delta \geq 0$; $\Delta \eta_{H_2} / \Delta V_\delta \geq 0$; $\Delta \eta_{CO} / \Delta V_\delta \geq 0$. Якщо при відповідному кроці збільшення витрати дуття продуктивність печі не зростає ($\Delta P_m / \Delta V_\delta < 0$), а ступінь використання відновного газу погіршується і зменшується коефіцієнт заміни коксу паливною добавкою, перепади тиску перевищують допустимі значення, то кількість дуття перевищує оптимальний рівень. Виявляються можливі причини порушення ходу: аналізують перепади тиску газу в печі і визначають розподілення газового потоку та шихтових матеріалів; аналізують ступінь використання відновного газу, оптимальні значення витрати паливних добавок та зволоження дуття, теоретичну температуру горіння тощо. Погіршення газопроникності шихти та розподілу газового потоку може спричинити зниження рівня оптимальної кількості дуття. В таких випадках пошук оптимального значення витрати дуття здійснюють зменшенням його витрати кроками по 20-50 м³/хв через 5...10 хв.

Підсистема оптимізації витрати паливних добавок. Алгоритм функціонування підсистеми полягає у наступному [8]. По усередненій за годину інформації про параметри процесу вираховують значення коефіцієнта заміни коксу паливною добавкою K_3 , кількість заміненого коксу паливною добавкою \mathcal{E}_k , суму заощаджених коштів від використання паливної добавки $ПО$, продуктивність печі P_m .

Сума заощаджених коштів від використання паливної добавки визначається:

$$ПО = \mathcal{E}_k C_k - V_{nd} C_{nd} - V_o C_o + (P_\phi - P_3) E, \text{ грн} / \text{г}, \quad (3)$$

де C_k , C_{nd} , C_o – ціна коксу, паливної добавки та технологічного кисню; E – умовно постійні витрати на чавун; P_ϕ , P_3 – фактична і задана продуктивність печі.

Пошук оптимальної кількості паливної добавки здійснюють зміною її витрати щогодини на $\pm 5...20\%$ від попереднього значення. Після кожної календарної години визначають приріст показників:

$$\begin{aligned} \Delta ПО &= ПО(t) - ПО(t-1); \\ \Delta V_{nd} &= V_{nd}(t) - V_{nd}(t-1); \\ \Delta P_m &= P_m(t) - P_m(t-1); \\ \Delta \mathcal{E}_k &= \mathcal{E}_k(t) - \mathcal{E}_k(t-1). \end{aligned}$$

Якщо $|\Delta V_{nd}| > 5-20\%$, а $|\Delta ПО / \Delta V_{nd}| > 0,01$, то визначають відношення $\Delta ПО / \Delta V_{nd}$; $\Delta P_m / \Delta V_{nd}$.

Якщо $\Delta ПО / \Delta V_{nd} > 0$, а $\Delta P_m / \Delta V_{nd} \geq 0$, то витрату паливної добавки збільшують на 5...20%.

Якщо $\Delta ПО / \Delta V_{nd} < 0$, а $\Delta P_m / \Delta V_{nd} \leq 0$, витрату паливної добавки зменшують на 5...20%.

Якщо $\Delta ПО / \Delta V_{nd} = \pm 0,01$ і $\Delta P_m / \Delta V_{nd} = 0 \pm 0,005$, то витрата паливної добавки знаходиться на оптимальному рівні.

У всіх випадках, коли $\Delta P_m / \Delta V_{nd} < 0$, витрату паливної добавки не збільшують.

При зміні витрати паливної добавки теоретичну температуру горіння підтримують у заданих границях [9]. Для цього видаються рекомендації на зміну витрати кисню чи пари на зволоження дуття, які виконуються одночасно із зміною витрати паливної добавки.

Кількість заміненого коксу паливною добавкою компенсують зміною його маси у подачі з урахуванням прогнозних значень хімічного складу чавуну і шлаку та їх температури.

Підсистема оптимізації витрати пари на зволоження дуття. При зміні вологості дуття ($\Delta\lambda$) у горні печі витрачається тепло на її розкладання ($\kappa\text{Дж}/\text{м}^3$ комбінованого дуття)

$$\Delta q_1 = -10802 \cdot 0,001244 \Delta\lambda = -13,44 \Delta\lambda,$$

а в зоні непрямого відновлення виділяється тепло від утворення H_2O

$$\Delta q_2 = 13,44 \Delta\lambda \cdot \Delta\eta_{\text{H}_2}.$$

Сумарна зміна приходу тепла буде

$$\Delta q_{\text{H}_2\text{O}} = q_1 + q_2 = -13,44 \Delta\lambda (1 - \eta_{\text{H}_2}).$$

Якщо при зміні вологості дуття змінюється ступінь використання відновного газу, то це викличе додатковий вплив на тепловий стан печі. За рахунок покращання ступеня використання водню ($\Delta\eta_{\text{H}_2}$) та оксиду вуглецю ($\Delta\eta_{\text{CO}}$) буде додатковий прихід тепла ($\kappa\text{Дж}/\text{м}^3$ комбінованого дуття)

$$\Delta q_{\text{H}_2} = 10802 \Delta\eta_{\text{H}_2} (\Sigma\text{H}_2 - 0,001244 \Delta\lambda);$$

$$\Delta q_{\text{CO}} = 12648 \Delta\eta_{\text{CO}} \cdot \text{CO}_2.$$

До того ж, вологість дуття, розкладаючись у горні на водень та кисень, викликає відповідну зміну інтенсивності горіння вуглецю на фурмах ($\kappa\text{г}/\text{м}^3$ комбінованого дуття)

$$\Delta C_{\text{чф}} = 12/22,4 \cdot 0,001244 \Delta\lambda = 0,0006642 \Delta\lambda,$$

чи інтенсивності горіння коксу

$$\Delta K_i = 0,0006642 \cdot \Delta\lambda \cdot V_{\text{д}}/C_{\text{к}}, \text{ кг}/\text{хв}.$$

Зміни приходу тепла та інтенсивності горіння коксу можна виразити через масу коксу та продуктивність печі. Так зміна ступеня використання водню еквівалентна зміні витрати коксу на ($\kappa\text{г}/\text{хв}$)

$$\Delta K_{\text{H}} = 10802 \Delta\eta_{\text{H}_2} (\Sigma\text{H}_2 - 0,001244 \Delta\lambda) V_{\text{кд}}/q_{\text{к}}, \quad (4)$$

де $q_{\text{к}}$ – теплота згоряння $\kappa\text{г}$ коксу у печі $\kappa\text{Дж}/\kappa\text{г}$,

$$q_{\text{к}} = 1,8667 C_{\text{к}} (5250 + 12648 \eta_{\text{CO}}).$$

Зміна ступеня використання оксиду вуглецю еквівалентна зміні маси коксу на ($\kappa\text{г}/\text{хв}$)

$$\Delta K_{\text{CO}} = 12648 \Delta\eta_{\text{CO}} \cdot \text{CO}_2 \cdot V_{\text{кд}} / q_{\text{к}}. \quad (5)$$

Потрібна маса коксу на компенсацію тепла, яке витрачається на розкладання вологості дуття у горні ($\kappa\text{г}/\text{хв}$)

$$\Delta K_{\text{H}} = -13,44 (1 - \eta_{\text{H}_2}) \Delta\lambda \cdot V_{\text{д}} / q_{\text{к}}. \quad (6)$$

Сумарна економія (знак "+") чи перевитрата (знак "-") маси коксу при зміні вологості дуття буде

$$\Delta K_{\Sigma} = \Delta K_{\text{H}} + \Delta K_{\text{CO}} + \Delta K_{\text{H}}. \quad (7)$$

Приріст продуктивності печі від зміни вологості дуття буде

$$\Delta P_{\lambda} = 0,0006642 \Delta\lambda \cdot V_{\text{д}} / (C_{\text{к}} \cdot k), \text{ кг}/\text{хв}, \quad (8)$$

де k – середньодобова питома витрата коксу, $\kappa\text{г}/\text{т}$ чавуну.

Комплексним показником ефективності зміни вологості дуття є заощадження грошових коштів ($грн/г$)

$$\Delta PO_{\lambda} = 60 (\Delta K_{\Sigma} \cdot C_{\kappa} + \Delta P_{\lambda} \cdot E) / 1000 - \Delta V_n \cdot C_n, \quad (9)$$

де C_n – ціна пари, $грн/т$; ΔV_n – зміна витрати пари на зволоження дуття, $т/г$.

В умовах роботи доменної печі №8 ДМК провели дослідження показників ефективності зволоження дуття. Дослідження показали, що у більшості випадків збільшення вологості дуття сприяло покращанню використання відновного газу та підвищенню продуктивності печі, внаслідок чого піч розігрівалася. Спостерігалися також випадки, коли збільшення вологості не впливало на відновну роботу газового потоку чи погіршувало її.

Дослідження підтвердили доцільність контролю ефективності зволоження дуття та оптимізації витрати пари на зволоження.

Підсистема контролю достовірності інформації. Алгоритм функціонування підсистеми полягає в наступному [10]: із середньогодинної інформації про технологічні параметри визначають склад колошникового газу, який порівнюють з показами відповідних газоаналізаторів. Якщо різниці між ними перевищують задані значення, то роблять висновок, що інформація про технологічні параметри недостовірна і визначають недостовірність інформації конкретного параметру.

Висновки. Розроблено нову автоматизовану систему управління ходом доменної печі, яка включає підсистеми: завантаження шихтових матеріалів та оптимізацію їх розподілу по перерізу печі; оптимізації витрати дуття на рівні максимально можливої продуктивності печі; оптимізації витрати паливних добавок і зволоження дуття. Впровадження системи дозволить зменшити витрату енергоносіїв на 3-4% та збільшити продуктивність печей на 8-10%.

ЛІТЕРАТУРА

1. Исследование работы доменной печи с усовершенствованной винтовой загрузкой шихтовых материалов / А.П.Фоменко, Н.В.Крукас, А.В.Кузьмин [и др.] // *Металлургическая и горнорудная промышленность.* – 2011. – № 1. – С.10-12.
2. Технологические аспекты работы доменных печей с БЗУTM “PAUL WURTH” / Р.С.Тахаутдинов, С.Н.Ушаков, В.И.Сединкин [и др.] // *Сталь.* – 2008. – № 11. – С.15-17.
3. 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: збірка наукових доповідей наук.-практ. конф., присвяченої 100-річчю відомого вченого Г.А.Воловіка, травень 2010р.* – Дніпропетровськ, 2010. – С.15-22.
4. Испытания технологии выплавки чугуна с использованием данных системы контроля температуры и профиля поверхности засыпи шихты / В.А.Долинский, Л.Д.Никитин, С.Ф.Бугаев [и др.] // *Известия ВУЗов. Черная металлургия.* – 2009. – №2. – С.9-12.
5. Довгалюк Б.П. Автоматизована система керування ходом доменної печі / Б.П.Довгалюк, С.С.Самохвалов // *Вісник Технологічного університету Поділля: науковий журнал.* – Хмельницький. – 2004. – №2, ч.1, Т. 1. – С.15-18.
6. Довгалюк Б.П. Можливості використання інформації про температуру в доменній печі для контролю та керування технологічними процесами / Б.П.Довгалюк, В.В.Багрій, Ю.В.Фомін // *Вісник Технологічного університету Поділля: науковий журнал.* – Хмельницький. – 2002. – Том 2. – С.50-53.

7. Довгалюк Б.П. Алгоритм управління тепловим режимом и ходом доменної печі / Б.П.Довгалюк // Проблеми автоматизованого управління доменним виробництвом: матеріали Всесоюзного семінара. – К.: Наукова думка. – 1974. – С.45-57.
8. Довгалюк Б.П. Комп'ютерна система оптимізації витрат паливних добавок в доменній плавці / Б.П.Довгалюк // Вісник Технологічного університету Поділля: науковий журнал. – Хмельницький. – 2003. – № 3, Том 1. – С.15-18.
9. Довгалюк Б.П. Альтернативи використання природного газу в доменній печі / Б.П.Довгалюк // Збірка наукових праць ДДТУ.. – Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2008. Випуск №9 – С.35-41.
10. 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.

УДК 669.162.263:519.85

ДОВГАЛЮК Б.П., д.т.н., професор

Дніпродзержинський державний технічний університет

ДОСТОВІРНІСТЬ ІНФОРМАЦІЇ – ГОЛОВНА УМОВА ЕФЕКТИВНОГО ВИКОРИСТАННЯ АСУ ТП ДОМЕННІЙ ПЕЧІ

Вступ. Аналіз ефективності використання АСУ ТП доменних печей показує, що досягнути бажаних результатів по оптимізації ходу плавки і стабілізації якості чавуну ще не вдалося. Головною причиною цього є недостовірність інформації про параметри процесу плавки.

Постановка задачі. Дослідити вплив достовірності інформації на точність контролю технологічного процесу та розробити метод захисту функціонування АСУ ТП від недостовірної інформації.

Результати роботи. Вперше для розв'язання проблеми автоматизації теплового стану доменної плавки були обґрунтовані вимоги щодо достовірності інформації [1]. Так ще в кандидатській дисертації в 1965 р. були визначені допустимі похибки інформації: про склад колошникового газу ($\leq \pm 0,05\%$) та витрату дуття ($\leq \pm 25 \text{ м}^3/\text{хв}$). Потім ці вимоги було поширено до інформації майже про всі основні параметри процесу [2, 3].

Комплексні показники теплового стану доменної плавки є функціями багатьох незалежних змінних величин (параметрів процесу). Можливо, що вплив похибки інформації про всі параметри буде складатися. У такому випадку гранична абсолютна похибка функції визначається сумою абсолютних значень її частинних диференціалів [2,4], тобто якщо

$$y = f(x_1, x_2, \dots, x_n), \text{ то}$$

$$dy = \sum_{i=1}^n \frac{\partial f(x_1, x_2, \dots, x_n)}{\partial x_i} dx_i, \quad (1)$$

де y – комплексний показник; x_1, x_2, \dots, x_n – параметри процесу; dy – абсолютна похибка комплексного показника; dx_i – абсолютна похибка i -го параметру.

При великій кількості незалежних змінних ймовірність того, що всі частинні диференціали будуть мати однакові знаки, дуже мала. Тому похибку функції краще визначати з виразу [3, 5]

$$\Delta y = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left[\frac{\partial(x_1, x_2, \dots, x_n)}{\partial x_i} dx_i \right]^2}. \quad (2)$$

У табл.1 [3] наведено значення dy та Δy для деяких комплексних показників, які обчислені при відповідних похибках інформації (А: $dCO_2 = dCO = dH_2 = 0,05\%$; $dV_\delta = 25 \text{ м}^3/\text{хв}$; $dV_{n_2} = dV_o = 50 \text{ м}^3/\text{г}$; $d\lambda = 1 \text{ г}/\text{м}^3$; $dt_\delta = 10^\circ\text{C}$; $dA_2 = 100 \text{ кг}/\text{подачу}$; $dK = 25 \text{ кг}/\text{подачу}$; $dFe = dFeO = 0,5\%$; $dII = 20 \text{ кг}/\text{подачу}$; $d\Pi = 50 \text{ кг}/\text{подачу}$. Б: $dCO = dCO_2 = dH_2 = 0,1\%$; $dV_\delta = 50 \text{ м}^3/\text{хв}$; $dV_{n_2} = dV_o = 100 \text{ м}^3/\text{г}$; $d\lambda = 2 \text{ г}/\text{м}^3$; $dt_\delta = 20^\circ\text{C}$; $dA_2 = 200 \text{ кг}/\text{под.}$; $dK = 50 \text{ кг}/\text{под.}$; $dFe = dFeO = 1,0\%$; $dII = 40 \text{ кг}/\text{под.}$; $d\Pi = 100 \text{ кг}/\text{под.}$).

Видно, що при високій точності інформації (варіант А) отримано завищені значення абсолютної похибки комплексних показників dy . Це граничні похибки, коли всі частинні диференціали складаються. Реальні похибки показників Δy , що обчислені за формулою (2), мають значно менші величини.

Із наведених даних можна зробити висновок, що допустимі похибки інформації про параметри доменного процесу повинні вміщатися у таких границях: склад колошникового газу $dCO_2 = dCO = dH_2 = \leq \pm 0,05\%$; витрата дугтя $dV_\delta = \leq \pm 25 \text{ м}^3/\text{хв}$; температура дугтя $dt_\delta = \leq \pm 10^\circ\text{C}$; вологість дугтя $d\lambda = \leq \pm 1 \text{ г}/\text{м}^3$; витрата природного газу $dV_{n_2} = \leq \pm 50 \text{ м}^3/\text{г}$; витрата кисню $dV_o = \leq \pm 50 \text{ м}^3/\text{г}$; маса коксу в подачі $dK = \leq \pm 50 \text{ кг}$; маса агломерату в подачі $dA_2 = \leq \pm 200 \text{ кг}$; вміст Fe, FeO в агломераті $dFe = dFeO = \leq \pm 0,5\%$; маса вапняку в подачі $dII = \leq \pm 20 \text{ кг}$; винос колошникового пилу $d\Pi = \leq \pm 50 \text{ кг}/\text{подачу}$.

Таблиця 1 – Допустимі dy , граничні dy та найбільш ймовірні Δy похибки показників при відповідних похибках інформації

Показники	dy	А		Б	
		dy	Δy	dy	Δy
T_n^7	37	120,75	42,13	241,10	63,54
T_n^{7a}	37	111,62	49,11	222,88	69,39
M_1	37	164,33	55,80	328,13	69,39
$C_{чф}$	0,00212	0,00743	0,00266	0,01486	0,00377
r_d	0,0076	0,01936	0,00692	0,03872	0,00988
η_{H_2}	0,0102	0,01668	0,00833	0,0336	0,0118
P_m	18,80	51,97	21,20	103,94	30,0

Значно пізніше такі ж вимоги до точності інформації були визначені і для реалізації алгоритму [6]. Обчислений за представленою ними інформацією диференціал для маси коксової колоші K_n має такий вигляд (кг/подачу):

$$dK_n = 12,4dCO_2 + 184dCO + 242,4dH_2 + 0,659dV_\delta + 50,7d\omega + 0,163dV_{n_2} + 4,13d\lambda + 1,477dt_\delta + 120,4dFe + 2,40118dt_{к_2} + 0,288dII + 0,088d\Pi.$$

Для наступних значень абсолютних похибок інформації $dCO_2=0,1$; $dCO=0,1$; $dH_2=0,1$; $dV_\delta=25$; $d\omega = 0,25\%$; $dV_{n_2}=50 \text{ м}^3/\text{г}$; $d\lambda = 1,5 \text{ г}/\text{м}^3$; $dt_\delta=15$; $dFe=0,2$; $dt_{к_2}=15$; $dII = 50 \text{ кг}/\text{под}$; $d\Pi = 50 \text{ кг}/\text{под}$ визначено граничну $dK_n = 185,9$ та найбільш ймовірну $\Delta K_n = 63 \text{ кг}/\text{под}$ похибки маси коксової колоші K_n . Якщо допустиму похибку визначення коксової колоші прийняти $\pm 50 \text{ кг}/\text{подачу}$, то вимоги до достовірності інформації будуть такими ж, як наведено вище.

АСУ ТП доменних печей в Україні не забезпечені інформацією із необхідною точністю, тому функціонують з низькою ефективністю.

Під час промислової експлуатації системи керування тепловим режимом доменної печі за достовірною інформацією [7] в окремих періодах по 36-48 годин спостерігалася майже функціональна залежність між вмістом сірки в чавуні та комплексним показником T_n^{7a} .

Щільність цієї залежності на протязі цих періодів підтверджується високим значенням модуля коефіцієнта кореляції – від 0,89 до 0,99. Характерно, що в цей час коливався вміст заліза в агломераті та вуглецю в коксі, змінювалося рудне навантаження на кокс, частина агломерату замінювалася рудою, коливалися витрати вапняку та склад шлаку. Внаслідок цього тепловий режим плавки та склад чавуну змінювалися в широких границях. Але це не викривило майже функціональної залежності вмісту сірки у чавуні від показника T_n^{7a} .

На основі подібних результатів керування тепловим режимом доменної печі за достовірною інформацією зробили висновок: комплексні показники теплового стану доменної печі відображають динаміку перехідних процесів і точність прогнозування складу чавуну та його температури не залежать від зміни вхідних параметрів та збурюючих дій.

Аналіз доменного процесу підтверджує цей висновок: зміна параметрів шихтових матеріалів та комбінованого дуття впливає як на тепловий стан процесу, так і на склад колошникового газу, тепломісткість комбінованого дуття. У такій же мірі ці зміни впливають на значення комплексних показників, внаслідок чого залежність складу чавуну від комплексних показників не викривляється. До такого висновку прийшли також автори досліджень [8].

Отже, головною умовою високої ефективності використання АСУ ТП доменних печей є достовірна інформація про параметри технологічного процесу. Існуючі в Україні технічні засоби контролю параметрів доменного процесу не забезпечують отримання інформації із необхідною точністю.

Розроблено математичну модель колошникового газу, на основі якої створено метод контролю достовірності інформації про технологічні параметри доменного процесу [9-11]. Математична модель полягає у наступному. З інформації про витрату і склад комбінованого дуття визначають кількість кисню в m^3 комбінованого дуття O_d , кількість оксиду вуглецю у горновому газі CO_2 , кількість азоту, який поступає в піч, в m^3 комбінованого дуття N_d , кількість водню, що поступає у горн доменної печі, H_d , об'ємне відношення дуття до азоту у дутті α та кисню дуття до азоту у дутті β .

З інформації про кількість та хімічний склад шихтових матеріалів, які завантажувалися в піч на 6 годин раніше, визначають продуктивність доменної печі

$$P_m = \frac{n(A_z Fe + P_y Fe_p + D Fe_d + K Ж Fe_{ж} - П Fe_n)}{\sum_{i=1}^n t_{n,i} Fe_i}, \text{ кг/хв.}, \quad (3)$$

де A_z – маса агломерату у подачі, кг; P_y – маса руди у подачі, кг; D – маса металобрухту у подачі, кг; $Ж$ – вміст золи у коксі, частка одиниці маси; $П$ – винос колошникового пилу, кг/подачу; Fe , Fe_p , Fe_d , $Fe_{ж}$, Fe_n , Fe_i – вміст заліза у агломераті, руді, металобрухті, золі коксу, колошниковому пилу, чавуні, частка одиниці маси; $t_{n,i}$ – час сходу шихти i -ої подачі, хв; n – кількість завантажених подач шихти за календарну годину.

Далі визначають:

- кількість газифікованого кисню від відновлення заліза

$$O_u^{Fe} = 0,2 P_m Fe_i \left(1,5 - 0,389 \frac{FeO_{\Sigma}}{Fe_{\Sigma}} \right), \text{ м}^3/\text{хв.}, \quad (4)$$

де $Fe_{\Sigma}, FeO_{\Sigma}$ – відповідно вміст у шихтових матеріалах, які завантажувалися в піч на 6 годин раніше, заліза та його оксиду, частка одиниці маси;

- кількість газифікованого кисню від відновлення заліза із FeO

$$O_{и}^{FeO} = 0,2P_{M}Fe_{\Sigma}, \text{ м}^3/\text{хв.}; \quad (5)$$

- кількість сірки, яка відновлюється із металу за реакцією,



$$\Delta S = 0,15KS_{\kappa}n / \sum_{i=1}^n t_{n,i} - [S]P_{M}, \text{ кг/хв.}, \quad (6)$$

де S_{κ} – вміст сірки у коксі, частка одиниці маси; $[S]$ – вміст сірки у чавуні, частка одиниці маси;

- кількість газифікованого кисню від відновлення кремнію, марганцю, фосфору та ошлакування сірки

$$O_{и}^E = P_{M}(0,008 \cdot [Si] + 0,0020366[Mn] + 0,009033[P]) + 0,0035\Delta S, \text{ м}^3/\text{хв.}; \quad (7)$$

- кількість газифікованого кисню від прямого відновлення елементів чавуну

$$\Gamma = [0,5(CO + CO_2) - \beta N_2] V_{скз} / 100, \text{ м}^3/\text{хв.}, \quad (8)$$

де $V_{скз}$ – вихід сухого колошникового газу, вимірюють приладом або визначають

$$V_{скз} = \frac{100 V_{кд}}{\alpha N_2}, \text{ м}^3/\text{хв.}; \quad (9)$$

- кількість газифікованого кисню від прямого відновлення заліза із FeO

$$O_d^{Fe} = \Gamma - O_{и}^E, \text{ м}^3/\text{хв.}; \quad (10)$$

- кількість газифікованого кисню від непрямого відновлення заліза

$$O_i^{Fe} = O_{и}^{Fe} - O_d^{Fe}, \text{ м}^3/\text{хв.}; \quad (11)$$

- приріст кількості оксиду вуглецю в доменному газі від прямого відновлення елементів чавуну

$$\Delta CO_{д.з.} = 2(O_d^{Fe} + O_{и}^E) + 0,214In / \sum_{i=1}^n t_{n,i}, \text{ м}^3/\text{хв.}; \quad (12)$$

- кількість $CO + CO_2$ в сухому колошниковому газі

$$\Sigma(CO + CO_2) = CO_2 + \Delta CO_{д.з.} / V_{кд}, \text{ м}^3/\text{м}^3 \text{ к.д.}; \quad (13)$$

- кількість водню, що поступає у доменну піч,

$$\Sigma H_2 = H_{\partial} \times V_{кд}, \text{ м}^3/\text{хв.};$$

- кількість водню, який виходить із печі з сухим колошниковим газом

$$H'_2 = H_2 V_{скз} / 100, \text{ м}^3/\text{хв.}, \quad (14)$$

де H_2 – вміст водню в колошниковому газі, визначають газоаналізатором, в % об'єму. Або, враховуючи визначення $V_{скз}$ за формулою (9),

$$H'_2 = H_2 V_{к0} / \alpha N_2, \text{ м}^3/\text{хв.}; \quad (15)$$

- кількість H_2O , яка утворюється в результаті непрямого відновлення заліза воднем,

$$H_2O^g = \Sigma H_2 - H'_2, \text{ м}^3/\text{хв.}; \quad (16)$$

- ступінь використання водню

$$\eta_{H_2} = \frac{H_2O^g}{\Sigma H_2}, \text{ частка одиниці}; \quad (17)$$

- кількість водню в колошниковому газі

$$H_{2,к} = H_0(1 - \eta_{H_2}), \text{ м}^3/\text{м}^3 \text{ к.д.}; \quad (18)$$

- кількість сухого колошникового газу

$$V'_{скз} = \Sigma(CO + CO_2) + N_0 + H_{2,к}, \text{ м}^3/\text{м}^3 \text{ к.д.}; \quad (19)$$

- склад колошникового газу по моделі в % об'єму

$$(CO + CO_2)_{,м} = \Sigma(CO + CO_2) 100 / V'_{скз}, \text{ \%};$$

$$H_{2,м} = H_{2,к} 100 / V'_{скз}, \text{ \%};$$

$$H_{2,м} = N_0 100 / V'_{скз}, \text{ \%};$$

- кількість CO_2 в колошниковому газі

$$CO'_2 = \left(2O_i^{Fe} - H_2O^g + 0,214 \text{ In} / \sum_{i=1}^n t_{n,i} \right) / V_{к0}, \text{ м}^3/\text{м}^3 \text{ к.д.}; \quad (20)$$

- вміст CO_2 в сухому колошниковому газі

$$CO_{2,м} = CO'_2 100 / V'_{скз}, \text{ \%}; \quad (21)$$

- вміст CO в сухому колошниковому газі

$$CO_{,м} = (CO + CO_2)_{,м} - CO_{2,м}, \text{ \%}. \quad (22)$$

Визначений за моделлю склад колошникового газу порівнюють з показами відповідних газоаналізаторів і вираховують різниці:

$$\Delta(CO + CO_2) = (CO + CO_2)_{,м} - CO + CO_2; \Delta CO = CO_{,м} - CO;$$

$$\Delta CO_2 = CO_{2,м} - CO_2; \Delta H_2 = H_{2,м} - H_2; \Delta N_2 = N_{2,м} - N_2.$$

Якщо вони по модулю перевищують задані величини, то роблять висновок про недостовірність інформації про параметри технологічного процесу. В таких випадках починають перевірку відповідних технічних засобів, які контролюють технологічні параметри [11].

Висновки. Досліджено вплив достовірності інформації на ефективність функціонування АСУ ТП доменної печі. Виявлено, що при достовірній інформації спостерігається майже функціональна залежність параметрів якості чавуну від комплексних показників навіть під час суттєвого коливання параметрів шихти і комбінованого дуття, що дозволяє з великою точністю прогнозувати якість чавуну. Запропоновано метод автоматизованого контролю достовірності інформації.

ЛІТЕРАТУРА

1. Довгалюк Б.П. Установление взаимосвязи между параметрами доменного процесса с целью его автоматизации: автореф. дис. на соискание уч. степени канд. техн. наук. / Б.П.Довгалюк. – М., 1966. – 28с.

2. Довгалюк Б.П. Допустимая погрешность вводимой информации в управляющие вычислительные машины / Б.П.Довгалюк // Применение вычислительной техники и математических методов в автоматизации горнорудного и металлургического производства: сборник. – К.: Техніка. – 1968. – С.70-74.
3. Довгалюк Б.П. Допустимая погрешность информации о параметрах доменного процесса / Б.П.Довгалюк //Металлургия и коксохимия. – К.: Техніка. – 1974. – № 38. – С.99-110.
4. Яковлев К.П. Математическая обработка результатов измерений / Яковлев К.П. – М.-Л.: Изд-во технико-теоретической литературы, 1950. – 388с.
5. Зайдель А.Н. Элементарные оценки ошибок измерений / Зайдель А.Н. – Л.: Наука, 1967. – 95с.
6. Оценка информации, необходимой при регулировании нагрева доменной печи, с применением ЭВМ /А.С.Мкртчян, Ю.В.Серов, В.В.Бесфамильный [и др.] // Проблемы автоматизированного управления доменным производством: материалы Всесоюзного семинара. – К.: Наукова Думка. – 1974. – С.72-84.
7. Довгалюк Б.П. Автоматизована система керування технологічними процесами доменної плавки / Б.П.Довгалюк. – Дніпродзержинськ: ДДТУ, 2009. – 245с.
8. Улахович В.А. Исследование динамических характеристик доменной печи / В.А.Улахович, Е.И.Райх, В.Д.Кайлов // Бюллетень ЦИИН ЧМ. – 1972. – №22. – С.34-35.
9. Довгалюк Б.П. Удосконалена математична модель колошникового газу / Б.П.Довгалюк, В.Б.Хейлик, Ю.В.Поллюля // Математичне моделювання: наук. журнал. – 2001. – № 1(6). – С.74-77.
10. Довгалюк Б.П. Алгоритм автоматизованого контролю достовірності інформації в АСУТП доменної печі / Б.П.Довгалюк, В.Б.Хейлик, К.В.Спіцин // Математичне моделювання: наук. журнал. – 2001. – № 1(6). – С.77-79.
11. Довгалюк Б.П. Визначення допустимих похибок інформації про технологічні параметри доменного процесу / Б.П.Довгалюк // Математичне моделювання: наук. журнал. – 2006. – № 1,2 (15). – С.69-72.

УДК 669.162.267

СИГАРЕВ Е.Н., к.т.н, доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

ДИСПЕРГИРОВАНИЕ ГАЗОВОЙ СТРУИ ПРИ ВРАЩЕНИИ ПОГРУЖНОЙ ФУРМЫ

Введение. Сокращение продолжительности процесса десульфурации чугуна при использовании вращающихся фурм для вдувания диспергированного магния связывают [1] с формированием расширенной по диаметру вторичной барботажной реакционной зоны и увеличением межфазной реакционной поверхности газ-расплав. Барботирование ванны рассредоточенными по объему ванны пузырями магния сокращает расстояние, на которое должны продиффундировать растворенные магний и сера.

Постановка задачи. Установлено [1-3], что использование вращающихся погружных фурм вместо стационарных для продувки чугуна как порошкообразными смесями магния с известью, магния с карбидом кальция, так и диспергированным магнием без добавок позволяет организовать более рассредоточенный ввод реагента, повысить степень десульфурации на 20-30%, уменьшить потери тепла на 40-50%, склонность к волнообразованию и выбросам расплава из ковша без снижения коэффициента использования магния на серу при одновременном повышении стойкости фурм.

Целью работы является изучение особенностей диспергирования газовой струи и формирования барботажной зоны в жидкой ванне при продувке через горизонтально расположенное сопло вращающейся погружной фурмы.

Результаты работы. Изучение поведения газовой струи с использованием холодного моделирования проводили по методике, описанной в работе [4], на модели ковша, изготовленной в масштабе 1:13 к 200-т заливочному ковшу. Установлено, что интенсивность диспергирования газовой струи и размеры барботажной зоны определяются, в основном, соотношением расхода газа и скоростью вращения фурмы (рис.1). При внедрении горизонтальной газовой струи можно выделить несколько характерных зон:

- основная (активная), в пределах которой происходит внедрение газовой струи в жидкую ванну и диссипация части ее кинетической энергии;
- газожидкостная, в нижней части которой изгибающаяся вверх под действием сил Архимеда - $\rho_{ж} Q_{г} g$ и сил сопротивления газовая струя дробится на пузыри, и в пределах которой последние всплывают к поверхности ванны;
- зона гидродинамических потоков, обеспечивающих массо- и теплоперенос в ванне.

Энергия вдуваемой в жидкость струи, кроме преодоления сил Архимеда (рис.1, а), расходуется на преодоление сопротивления жидкости при внедрении $k_2 S_2 \rho_{ж} \frac{V_{cp}^2}{2}$ и силы тяжести $\rho_{г} Q_{г} g$. При вращении фурмы (рис.1, б, в) энергия струи, кроме того, расходуется на преодоление сопротивления жидкости при вращении фурмы $k_1 S_1 \rho_{ж} \frac{U^2}{2}$. Газожидкостный участок принимает форму эллипсоида вращения с расширением зоны диспергирования струи на пузыри меньшего диаметра по мере повышения скорости вращения (рис.1, в, г). Здесь: $Q_{г}$ – расход газа, м³/с; V – скорость истечения газа, м/с; V_{cp} – среднеинтегральная скорость струи газа, м/с; U – линейная скорость вращения фурмы, м/с; S_1, S_2 – площадь сечения струи перпендикулярно направлению движения при вращении струи и при истечении струи соответственно, м²; k_1, k_2 – коэффициенты, учитывающие конструкцию фурмы (количество и угол наклона сопел), параметры вдувания газа и др.; $\rho_{г}, \rho_{ж}$ – плотность газа и жидкости соответственно, кг/м³; g – ускорение силы тяжести, м/с². Линейная скорость вращения фурмы определяется как $U = \omega L = 2 \pi n L$, где n – число оборотов фурмы в сек.

При неизменном расходе газа через сопло с повышением скорости вращения фурмы длина основного участка струи уменьшается пропорционально скорости вращения (рис.1, б-г). Характер поведения поверхности ванны и размер формирующегося буруна 1 (рис.1, б-г), обусловленного выходом газовых пузырей на поверхность, при вращении фурмы изменяется. Так, при скорости вращения 10 об/мин (рис.1, б) выход пузырей небольшого диаметра рассредоточен по поверхности ванны. С повышением скорости вращения фурмы до 30 об/мин, по-видимому, за счет коалесценции отдельных пузырей по мере подъема на поверхности ванны периодически появляются рассредоточенные буруны (рис.1, в), по размерам сопоставимые с диаметром всплывающих вдоль ствола фурмы пузырей. При дальнейшем повышении скорости вращения фурмы (до 50 об/мин, рис.1, г) диспергированные газовые объемы, несмотря на лучшее рассредоточение газа в основном объеме ванны, периодически сливаются в крупный пузырь, выходящий и формирующий перемещающийся эллипсоидный бурун уменьшенного в сравнении с (рис.1, а) размера.

В общем виде уравнение баланса энергии газовой струи можно представить выражением:

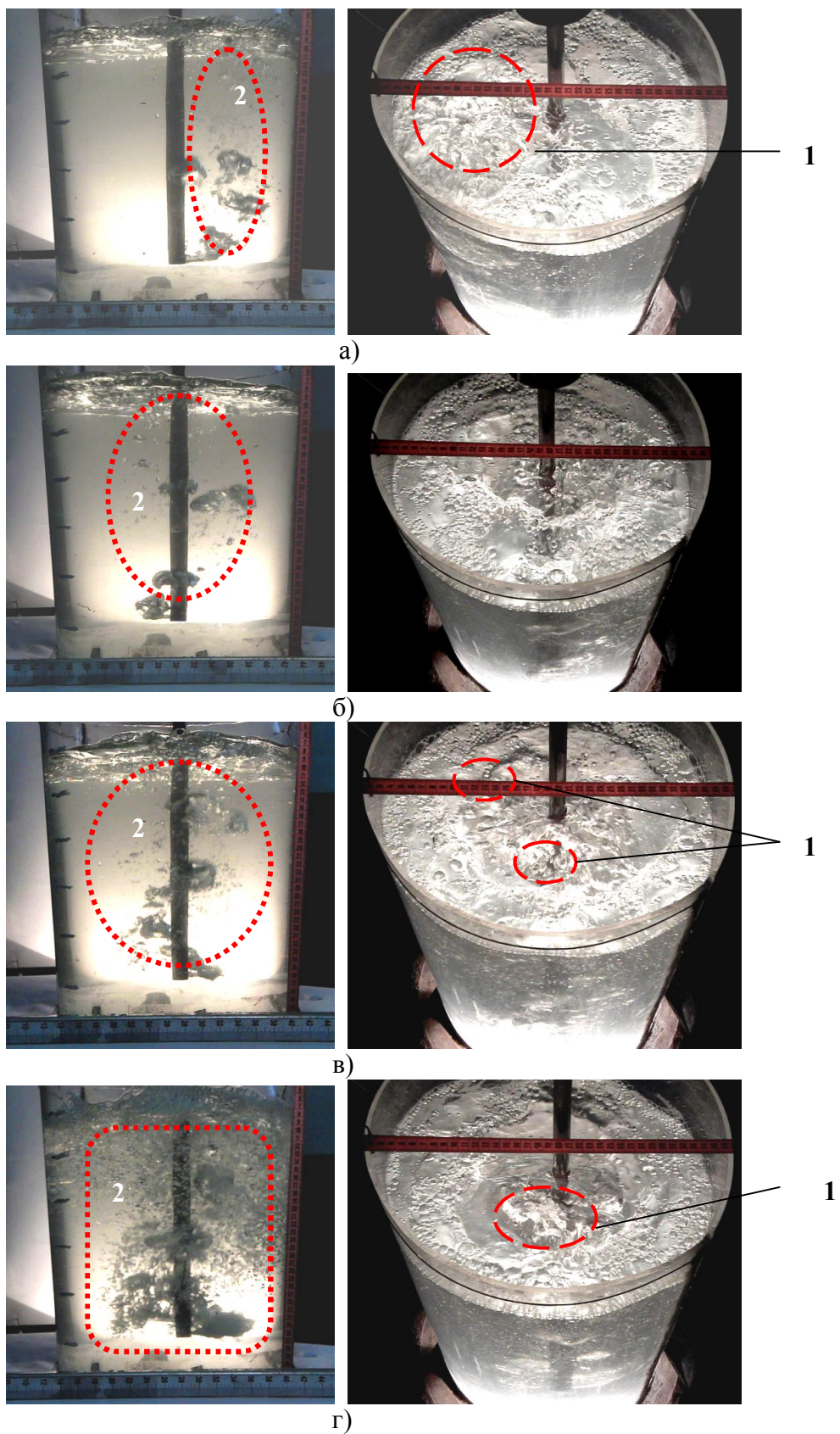


Рисунок 1 – Характерная картина выхода струи газа из сопла стационарной (а) и вращающейся фурмы (б-г) при расходе газа $0,05 \text{ м}^3/\text{мин}$. Скорость вращения фурмы: а) 10 ; б) 30 и в) 50 мин^{-1} соответственно

$$\rho_{\Gamma} Q_{\Gamma} \frac{V^2}{2 \cdot R} = k_1 S_1 \rho_{ж} \frac{U^2}{2} + k_2 S_2 \rho_{ж} \frac{V_{cp}^2}{2} + \rho_{\Gamma} Q_{\Gamma} g + \rho_{ж} Q_{\Gamma} g, \quad (1)$$

где R – приведенный радиус ванны, м; или после соответствующих преобразований в виде

$$k_1 S_1 \rho_{ж} \cdot U^2 + k_2 S_2 \rho_{ж} V_{cp}^2 + 2 \rho_{\Gamma} Q_{\Gamma} g + 2 \rho_{ж} Q_{\Gamma} g - \rho_{\Gamma} Q_{\Gamma} V^2 / R = 0. \quad (2)$$

Площади сечения струи S_1, S_2 определяли, исходя из следующих предпосылок. Струя газа при выходе из сопла представляет собой конус с углом раскрытия $\alpha = 12-20^{\circ}$ (в среднем 16°). Принимаем длину струи L равной высоте конуса, а радиус круга в сечении струи – r. В таком случае с учетом, что $S_2 = \pi r^2$; $r = L \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}$, получим $S_2 = \pi L^2 \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha}{2} = 0,0615L^2$, где L – длина струи, м.

При вращении фурмы вокруг вертикальной оси сечение струи по площади сопротивления жидкой ванны условно можно представить в виде треугольника с высотой, равной длине сплошного участка струи: $S_1 = \frac{1}{2} 2rL = L^2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} = 0,14L^2$.

С учетом принятых допущений выражение (2) примет вид:

$$0,14L^4 \rho_{ж} 4 \pi^2 n^2 k_1 + 0,0615L^2 \rho_{ж} V_{cp}^2 k_2 + 2Q_{\Gamma} g (\rho_{ж} + \rho_{\Gamma}) - \rho_{\Gamma} Q_{\Gamma} V^2 / R = 0. \quad (3)$$

После соответствующих преобразований выражение для определения длины струи при вращении фурмы принимает вид

$$L = \left(\left(\frac{31,025 \cdot 10^{-6} \cdot V_{cp}^4 \cdot k_2}{n^4 \cdot k_1^2} - \frac{3,5537 Q_{\Gamma} \cdot (\rho_{ж} + \rho_{\Gamma})}{\rho_{ж} n^2 k_1} + \frac{0,1811 Q_{\Gamma} V^2 \rho_{\Gamma}}{n^2 k_1 \rho_{ж} R} \right)^{0,5} - 5,57 \cdot 10^{-3} \frac{V_{cp}^2 k_2}{n^2 k_1} \right)^{0,5}. \quad (4)$$

В условиях промышленной эксплуатации (температура расплава в ковше $1320-1400^{\circ}\text{C}$) прогрев огнеупорной футеровки погружной фурмы оказывает существенное влияние на скорость истечения газовых (газопорошковых) струй из сопел. Для определения пространственно-временного изменения температурного поля футеровки фурмы (с наружным d_1 и внутренним d_2 диаметром) использовали аналитический и метод регулярного режима [5]. В предположении одномерности температурного поля, коэффициента кривизны поверхности фурмы γ , являющемся функцией отношения d_1/d_2 , при величине $d_1/d_2 < 2$ значение γ близко к единице, в связи с чем расчет температурного поля производили по выражениям для плоской стенки.

Толщину стенки футеровки фурмы принимали как половину нагреваемой (или охлаждаемой) бесконечной плиты. Для различных слоев плиты относительная координата $x/\delta = 0$ отвечает крайней точке внутренней стенки, а $x/\delta = 1$ – наружной поверхности стенки.

Для определения интенсивности теплоподвода к газовой (газопорошковой) фазе через футеровку фурмы использовали выражение [6]:

$$Q_w = \frac{4St \cdot \rho_{\Gamma} \cdot c_p \cdot W_{\Gamma} \cdot (T_w - T_{\Gamma})}{D}, \quad (5)$$

где T_W , T_Γ – температура стенки и газа, K , соответственно; St – число Стантона в дозвуковой области [6]: $St = 0,0167(\text{Re}_\Gamma \text{Pr})^{0,18} \left(\frac{T_\Gamma}{T_W} \right)^{0,35}$; ρ_Γ , c_Γ и W_Γ – плотность, кг/м^3 , теплоемкость и скорость газовой струи, м/с , соответственно; D – наружный диаметр фурмы, м .

Скорость прогрева футеровки фурмы определяли по выражению [7]:

$$V_{i\delta} = \frac{T - T_x}{T_{\omega_0} - T_x} = \sum_{i=0}^{\infty} A_i \cdot \cos\left(\beta_i \frac{x}{\delta}\right) \cdot \exp(-\beta_i^2 Fo), \quad (6)$$

где β_i и A_i – коэффициенты, зависящие от критерия $Bi = \frac{\alpha \cdot \delta}{\lambda}$, здесь α – коэффициент теплоотдачи, $\text{Вт/м}^2\text{град}$; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/м град ; T , T_Γ и T_{ω_0} – температура футеровки, температура расплава и начальная температура нагреваемого участка, $^\circ\text{C}$; $Fo = \frac{a \cdot \tau}{\delta^2}$ – критерий Фурье, здесь a – коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$; τ – время, с ; δ – толщина огнеупорного слоя, м .

Относительную температуру в каждом расчетном сечении футеровки фурмы определяли как, $^\circ\text{C}$:

$$T = (T_\Gamma - T_{\omega_0})\theta + T_{\omega_0}, \quad (7)$$

где $\theta = \frac{T - T_{\omega_0}}{T_\Gamma - T_{\omega_0}} = 1 - V_{i\delta}$.

По мере истечения времени в выражении (6) остается только первый член ряда, что соответствует наступлению регулярного режима нагревания:

$$V_{i\delta} = A_1 \cos\left(\beta_1 \frac{x}{\delta}\right) e^{-(\beta_1^2 Fo)} \quad (8)$$

или $\ln V_{i\delta} = -m\tau + C$, где $m = \beta_1^2 \cdot \frac{a}{\delta^2}$; $C = \ln\left[A_1 \cdot \cos\left(\beta_1 \cdot \frac{x}{\delta}\right)\right]$.

Граничные условия на границе расплав – наружная поверхность фурмы представлены условиями III рода.

С использованием выражений (5)-(8) определили динамику изменения температуры (рис.2) по толщине футеровки погружной фурмы в процессе вдувания газа в расплав чугуна. Расчет проводили с учетом прогрева огнеупорной футеровки, изготовленной из высокоглиноземистого огнеупорного материала (рис.2, А) и из графита (рис.2, Б), для следующих начальных условий: температура чугуна $T_{\text{НАЧ}} = 1350^\circ\text{C}$; толщина футеровки фурмы – 0,07-0,24 м; продолжительность нахождения фурмы в расплаве – 100-1200 сек.

Установлено, что перепад температур между наружной и внутренней поверхностью футеровки из графита исчезает за относительно малый промежуток времени (рис.2, Б), в то время как для стенки из высокоглиноземистого он выравнивается только при малой толщине огнеупорного слоя и достаточно продолжительном прогреве (рис.2, А).

С повышением температуры внутренних слоев футеровки фурмы соответственно изменяется температура газа, поступающего в расплав, и скорость струи на выходе из сопла.

Среднюю интегральную скорость струи определяли с учетом следующих положений:

- скорость обратно пропорциональна квадрату длины струи ($V = 1/L^2$) и соответственно при $L=x$

$$V_{\text{cp}} = \frac{1}{(v-a)} \int_a^v x^{-2} dx = \frac{1}{(v-a)} \left(-\frac{1}{x}\right)_a^v = \frac{1}{(v-a)} \left(\frac{1}{a} - \frac{1}{v}\right) = \frac{1}{av}, \quad (9)$$

где $a = 0,0565$ при начальной скорости струи $1,08\sqrt{RT} = 354$ м/с; величину v принимаем в пределах $0,2-0,3$ м;

- с использованием уравнения, полученного обработкой данных экспериментов на модели [4],

$$V = 5428,6 x^2 - 2665,7 x + 312,14; \quad (R=0,97) \quad (10)$$

получим:

$$V_{\text{cp}} = \frac{1}{v-a} \int_a^b (5428,6 x^2 - 2665,7 x + 312,14) dx = \frac{1}{v-a} \left(5428,6 \frac{x^3}{3} - 2665,7 \frac{x^2}{2} + 312,14 x \right). \quad (11)$$

С учетом приведенных выше выражений и исходных данных среднеинтегральная скорость газовой струи составит около $105,0$ м/с. Значения коэффициентов k_1 и k_2 из условия равенства нулю левой части уравнения (3), и принимая $\rho_{\text{жс}} = 7200$ кг/м³, $\rho_{\Gamma} = 8$ кг/м³, $V = 354$ м/с, $V_{\text{cp}} = 105$ м/с, $Q = 0,02$ м³/с, $n = 1$ об/с, для принятых условий равны: $k_1 = 1$; $k_2 = 0,05$.

Для неподвижной погружной фурмы (при $n = 0$) уравнение (3) имеет вид:

$$0,0615 \rho_{\text{жс}} V_{\text{cp}}^2 k_2 L^2 + 2Q_{\Gamma} g (\rho_{\text{жс}} + \rho_{\Gamma}) - \rho_{\Gamma} Q_{\Gamma} V^2 / R = 0. \quad (12)$$

На рис.3 представлены результаты расчета длины основного (сплошного) участка газовой струи применительно к условиям обработки расплава чугуна с использованием стационарной и вращающейся погружной одно- и двухсопловой фурмы в 200-т заливочном ковше.

За пределами основного участка происходит диспергирование струи на газовые пузыри, всплывающие к поверхности ванны в пределах газожидкостной зоны 2 (рис.1). В свою очередь, с увеличением степени диспергирования всплывающих газовых пузырей уменьшается скорость их всплывания и повышается степень использования вдуваемого с газом-носителем реагента.

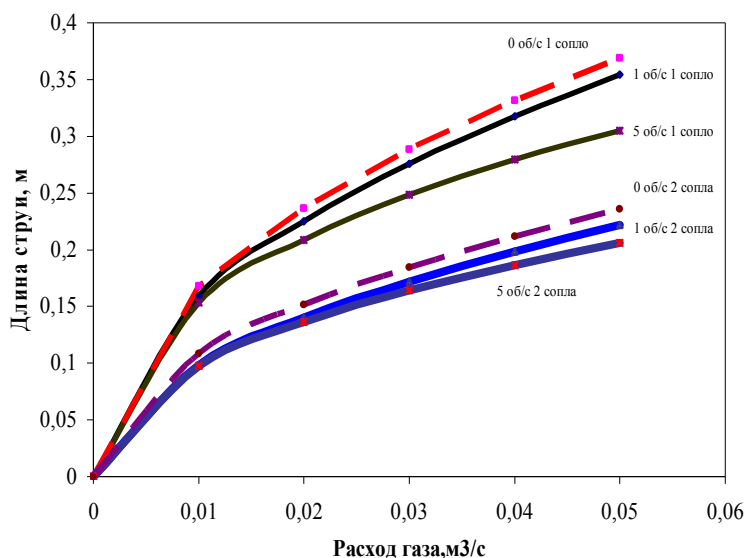


Рисунок 3 – Зависимость длины основного участка газовой струи от скорости вращения (об/с) и конструкции (числа сопел) погружной фурмы

В газожидкостной зоне основную роль играют гравитационные силы с существенно меньшей скоростью диссипации энергии струи. Диаметр наибольших пузырьков

газа, устойчивых в условиях перемешивания ванны, можно оценить на основе теории дробления и устойчивости пузырьков [9] в турбулентном потоке жидкости:

$$d_{\text{вб}} \approx 1,5 \left(\frac{\sigma}{\rho_{\text{ж}}} \right)^{0,6} \left(\frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{г}}} \right)^{0,2} \varepsilon_0^{-0,4}, \quad (13)$$

где ε_0 – диссипация энергии в объеме жидкости (Вт/кг); σ – поверхностное натяжение жидкости (Н/м).

Реализация дробления пузырьков предполагает выполнение двух условий: условия деформации и достаточной продолжительности такого силового воздействия. При условии устойчивости по отношению к дроблению диаметр наибольших пузырьков газа, устойчивых в ядре турбулентного потока, в соответствии с [8] можно определить по выражению

$$\frac{1}{2} \rho_{\text{ж}} \left(\frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{г}}} \right)^{\frac{1}{3}} (V_{\text{д}})^2 \approx 4 \frac{\sigma}{d_{\text{вб}}}, \quad (14)$$

где $V_{\text{д}}$ – максимальная величина пульсационной скорости, оцениваемая с учетом теории Колмогорова-Обухова [9] для масштабов движения λ , удовлетворяющих условию $D > \lambda > \lambda_0$ (где D – диаметр емкости, λ_0 – внутренний масштаб турбулентности), по выражению $V_{\text{д}} = \sqrt{3(\varepsilon_0^L \lambda)^{\frac{2}{3}}}$. Здесь ε_0^L – локальное значение диссипации энергии в расчете на единицу массы среды.

Выражение (14) позволяет оценить диаметр наибольших пузырьков газа, устойчивых в ядре турбулентного потока жидкости, где соблюдаются условия локальной однородной и изотропной турбулентности. В жидкой ванне как с механическим перемешиванием, так и с перемешиванием всплывающими пузырями, распределение диссипации энергии является неоднородным. Наибольшая локальная величина диссипации энергии $\varepsilon_{0\text{max}}^L$ достигается в основной зоне взаимодействия струи с ванной, ограниченной глубиной проникновения струи в жидкость. По некоторым оценкам $\varepsilon_{0\text{max}}^L$ в 50-100 раз (в среднем в 75 раз) превышает среднее по объему ванны значение. В случаях с механическим перемешиванием этот показатель $\varepsilon_{0\text{max}}^L = 75 \varepsilon_0^L$. В случае перемешивания ванны всплывающими пузырями $\varepsilon_{0\text{max}}^L$ превышает среднее по объему значение не более, чем в 20 раз [9].

Таким образом, диаметр наибольших пузырьков газа, устойчивых в барботируемой зоне ванны ($d_{\text{кр}}^{\text{оз}}$) при предположении, что $\varepsilon_0^L = \varepsilon_0^{\text{оз}}$, где $\varepsilon_0^{\text{оз}}$ – диссипация энергии в барботажной зоне, может быть определен по выражению

$$d_{\text{кр}}^{\text{оз}} \approx 1,5 \left(\frac{1}{9} \right)^{0,6} \left(\frac{\sigma}{\rho_{\text{ж}}} \right)^{0,6} \left(\frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{г}}} \right)^{0,2} (0,8 \varepsilon_0)^{-0,4}. \quad (15)$$

Экспериментально установленный размер пузырьков газа в барботажной зоне ([4], (рис.1)) ванны удовлетворительно согласуется с величинами, полученными расчетом по выражениям (12)-(15).

Выводы. Установлены особенности внедрения и диспергирования газовой струи, истекающей в жидкую ванну из сопел вращающейся погружной фурмы. Предложены выражения для определения динамики прогрева футеровки фурмы, длины основного участка газовой струи и диаметра газовых пузырей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Повышение эффективности десульфурации чугуна магнием с применением вращающейся фурмы / М.Микуни, К.Такахаси, Е.Уэдзима [и др.]. // Дзайре то пуросэсу. – 1995. – Т. 8. – №4. – С.929.

2. Промышленный опыт применения вращающихся фурм / С.Л. де Соуза Коста, Е.П.Меирелес де Араухо, И.Л.Алвес, Д.Лима де Сиквейра // IX Международный симпозиум по десульфурации чугуна и стали, 18-21 сентября, Галати, Румыния, 2006. – С.27-35.
3. Высокотемпературное и численное моделирование десульфурации чугуна вдуванием диспергированного магния через погружную вращающуюся фурму / Сигарев Е.Н., Чернятевич А.Г., Чубин К.И., Зарандия С.А. // Известия вузов. Черная металлургия. – 2011. – N 6. – С.60-65.
4. Гидрогазодинамика ванны при продувке через вращающуюся фурму / Чернятевич А.Г., Сигарев Е.Н., Зарандия С.А., Сидоренко Д.В. // Проблемы математического моделирования: міждерж. наук.-метод. конф., 25-27 травня 2011 р.: тези доповідей. – ДДТУ: Дніпро-дзержинськ. – С.115-118.
5. Горбис З.Р. Теплообмен и гидромеханика дисперсных сквозных потоков / Горбис З.Р. – М.: Энергия, 1970. – 424с.
6. Куземко Р.Д. Математическая модель течения в фурмах для глубокой продувки расплавов порошками и инертными газами / Р.Д.Куземко, В.А.Нахимов // Вопросы теории и практики сталеплавильного производства. – М.: Металлургия. – 1991. – С.103-126.
7. Кутателадзе С.С. Справочник по теплопередаче / С.С.Кутателадзе, В.М.Боришанский. – М.-Л.: Госэнергоиздат, 1953. – 423с.
8. Ганин П.Г. Теоретическая оценка устойчивости адсорбционного взаимодействия частиц твердой и газообразной дисперсных фаз в аппарате с механическим перемешиванием и аэрацией (обзор) / П.Г.Ганин // Сорбционные и хроматографические процессы. – 2008. – Т. 8. – Вып.4. – С.553-569.
9. Колмогоров А.Н. Рассеяние энергии при локальной изотропной турбулентности / А.Н.Колмогоров // Докл. АН СССР. – 1941. – Т. 32. – Вып. 1. – С.19-21.

УДК 669.184

КУЛИК А.Д., к.т.н., доцент
 КАЩЕЕВ М.А., к.т.н., доцент
 ПОХВАЛИТЫЙ А.А., ассистент
 ПОНОМАРЬ А.С., студент

Днепродзержинский государственный технический университет

О НАЗРЕВШЕЙ НЕОБХОДИМОСТИ РАСШИРЕНИЯ РАФИНИРОВОЧНОГО ПОТЕНЦИАЛА КОНВЕРТЕРНОЙ ТЕХНОЛОГИИ (РАБОЧИЕ ГИПОТЕЗЫ: В ПОРЯДКЕ ОБСУЖДЕНИЯ)

Введение. В XXI веке доминируют конвертерный и электродуговой процессы. И если дуговой был рожден еще на заре XX века, в настоящее время он переживает вторую молодость, составляя основную конкуренцию относительно молодому кислородно-конвертерному переделу. Родившийся в 50-ые годы – через 100 лет после бессемеровского конвертера – он продолжает развиваться и его возможности, по-видимому, еще не полностью раскрыты.

Однако в последние десятилетия этот передел начал бурно превращаться в дуплекс-процесс, работающий по схеме: *кислородный конвертер – установка печь-ковш (П-К)*.

Постановка задачи. Концепция развития сталеплавильного передела сейчас опирается на принцип [3, 4], который не может быть оправдан. Благодаря ему, совершеннейший сталеплавильный агрегат, каким является кислородный конвертер, служит при производстве металла массового назначения только для перевода исходной шихты в жидкое состояние с нагревом до требуемой температуры и получением

заданных углерода и фосфора. Все процессы, которые не связаны с проблемами окисления, перенесены во второе звено, основой которого стала установка печь-ковш. Такая тенденция развития оказалась оправданной в долгий докризисный период, которому, казалось, не будет конца – имел место повышенный спрос на стальную продукцию. Ныне, когда спрос на металл резко упал и цены на него изменились неадекватно [1], технологи должны пересмотреть подходы к функциям такого уникального СП агрегата, каким является кислородный конвертер. Другими словами, нужно посмотреть, насколько оправданным является применение в условиях ККЦ дополнительного плавильного (сложного и дорогостоящего) агрегата в виде установки П-К. Особенно, если учесть, что в настоящее время цикл разлива плавки МНЛЗ продолжает быть, как правило, в полтора раза больше цикла плавки в конвертере.

Нельзя не коснуться временных рамок существования конвертерной технологии (КТ). Первая стадия – бессемеровский и томасовские процессы, существовавшие более 100 лет. Вторая совершенно новая стадия – кислородное конвертирование, родившееся в 1954...1956 годы (Австрия, VAI, позднее Украина, МЗ им. Петровского). На данном этапе наиболее успешным ее продолжением, на наш взгляд, является один из вариантов комбинированной обработки металла – кислородом сверху, нейтральными газами снизу. По прогнозам специалистов доминирование КТ в ближайшие десятилетия обеспечено.

При оценке перспектив развития КТ нужно иметь в виду следующее:

– динамичный рост производства стали в мире в связи с кризисом прекратился и в ближайшем будущем ожидается его восстановление очень медленными темпами;

– устойчиво низкими остаются цены на сталеплавильную продукцию (согласно [1], по сравнению с летом 2008 г. средние цены остаются на более низком уровне: на 35% в Азии, на 44% в Северной Америке, на 52% в странах Евросоюза);

– главный акцент металлургии вынуждены сделать на дальнейшем улучшении качественных показателей стальной продукции не только специального, но и рядового назначения. Это обусловлено, помимо прочего, расширением сферы применения технологии непрерывной разливки стали;

– в таком же направлении происходит усиление требований по снижению вредных выбросов, по экологической безопасности отрасли.

Простота, широкая палитра возможностей воздействия на металл и быстротечность их реализации делают конвертерную технологию наиболее конкурентоспособной и с позиций указанных, набирающих все большую значимость ограничений.

Важнейшие достоинства и особенности конвертерной технологии. Среди периодических процессов производства стали КИСЛОРОДНЫЙ КОНВЕРТЕРНЫЙ ПЕРЕДЕЛ продолжает оставаться НЕДОСЯГАЕМЫМ ЛИДЕРОМ ПО ПРОСТОТЕ РЕАЛИЗАЦИИ и по ЭФФЕКТИВНОСТИ, особенно по важнейшей ее составляющей – производительности. При более тщательном анализе нетрудно установить, что этот передел продолжает лидировать и по ВОЗМОЖНОСТЯМ воздействия на металл, которые уже установлены/выявлены, но еще не оценены по достоинству и поэтому имеют ограниченное применение.

Несмотря на очевидность и известность преимуществ КТ, вынуждены о них напомнить, собрав их воедино. Это позволит более убедительно представить доказательную базу выдвинутого выше утверждения:

– широкий диапазон вместимостей конвертеров (по жидкому): 50...60 т; 150...180 т; 230...260 т; 350...380 т;

– очень удобный близкий к цилиндрическому (или цилиндрический с одной или двумя конусностями) профиль конвертера с внутренним объемом, в котором отношение высоты к диаметру достигает 1,2...1,7, а удельный объем – 0,8...1,2 м³/т металла;

– практичная система подвески конвертера в виде кольца с двумя цапфами, опирающимися через подшипники на две мощные опоры, на одной из которых расположен односторонний привод. Конвертер вращается вокруг горизонтальной оси на 360 градусов в любую сторону – такой удобной механической (по надежности приближающейся к космической технике) системой не обладает ни один СП агрегат;

– расположенная на верхних этажах система бункеров с дозаторами, позволяющая подавать исходные материалы в конвертер самотеком относительно быстро в любой момент плавки;

– основным рабочим инструментом является 4-х...6-ти сопловая кислородная водоохлаждаемая фурма (с наружным диаметром 219...426 мм, СНГ), с центральной или периферийной подачей кислорода (расход от 400...500 до 1200...1500 м³/мин.);

– в последние десятилетия наиболее эффективным видом воздействия на шлако-металлическую ванну является комбинированная продувка, предусматривающая подачу кислорода сверху и нейтральных газов через дно снизу; ввиду невысокой стойкости днища с донными фурмами в отдельных регионах продолжает доминировать продувка кислородом сверху;

– наличие надежного газоотводящего тракта, обеспечивающего очистку и аккумуляцию газообразных продуктов (СО и др.) для последующего их использования в качестве альтернативных источников тепла (зарубежная практика); с помощью этого тракта в полости конвертера после окислительного рафинирования может создаваться разрежение в рамках 20-30 мм вод. ст.;

– быстротечность протекания практически всех физических, теплообменных процессов и химических реакций. Длительность продувки ванны кислородом, как правило, составляет 12...20 мин. независимо от вместимости конвертера. Интенсивность продувки ванны кислородом, изменяющаяся в пределах 2,0...5,0 м³/т·мин., является уникальной характеристикой процесса, которая определяет его производительность;

– достигнутая в последние годы высокая (3,0...6,0 тыс. в СНГ) и сверхвысокая (10,0...20,0 тыс. плавов за рубежом) стойкость футеровки конвертера обеспечивается за счет применения периклазоуглеродистых огнеупоров, специальных приемов ведения плавки с ее торкретированием и/или разбрызгиванием конечных шлаков;

– удалось решить важную для работы установок Печь–Ковш проблему отсечки конечных шлаков, благодаря электромагнитной индикации потоков и пневматическому стопору [2].

Недостатки одношлаковой технологии /технологические трудности и проблемы/. Заострим внимание на общеизвестных недостатках, которые сегодня воспринимаются как признаки технологии, раз и навсегда установленные и не подлежащие изменению:

1. Продолжает оставаться очень высокой доля вспомогательных операций: если цикл продувки ванны кислородом длится всего 12...20 мин., то при общей длительности плавки 40...50 мин. его доля составляет в среднем $16 : 45 \cdot 100 = 35 \%$. Этот показатель является косвенным свидетельством того, что уникальные возможности конвертерной технологии – простота и быстротечность – используются явно недостаточно. Подобным низким уровнем эффективности работы отличались не так давно кислородный мартеновский передел, классический электродуговой.

2. Невозможность получить в процессе окислительного рафинирования требуемое содержание серы в выпускаемом металле.

3. Высокая окисленность конечных шлаков и невозможность производить в конвертере операции раскисления. На выпуске из конвертера окисленность металла по известным причинам может достигать 800...1200 ppm.

4. Сложность, граничащая с неосуществимостью, получения в конвертере стали с очень низким или сверхнизким – 0,002...0,005% – содержанием углерода.

5. Продолжают иметь место трудности, связанные с контролем состава металла, его температуры и окисленности по ходу плавки, несмотря на наличие автоматических /динамических систем контроля состава отходящих газов, сочетаемых с работой фурмы – зонда. Опыт работы отечественных предприятий в условиях кризиса продолжает фиксировать до 20...30% плавов с додувками на температуру, серу, шлак. Одна из причин негативного состояния – сложность установки фурма-зонд, дороговизна измерительных блоков TSC и TSO.

6. Относительно низкая стойкость днищ и донных фурм (500...600 плавов), предназначенных для подачи нейтральных газов в ванну при комбинированной продувке. При общей стойкости футеровки 3000...3500 плавов комбинированная продувка на некоторых предприятиях Украины используется неэффективно или не используется вообще.

Результаты работы. *Недоосвоенная зона ВОЗМОЖНОСТЕЙ.* Несложный теоретический анализ свидетельствует о том, что наиболее удобным сосудом для реализации процесса, сопровождающегося вводом в ванну и выделением большого количества газов, является конвертер, на что первым обратил внимание Г.Бессемер. Но очень долгое время этот агрегат рассматривался и продолжает рассматриваться как агрегат, приспособленный для реализации в основном окислительных реакций (с фиксацией попутно протекающих процессов восстановления, которым обычно уделяется мало внимания).

То, что конвертерный передел может работать с более широкими функциями, было убедительно показано еще в 70-ые...80-ые годы [2]. *Первыми обратили внимание на скрытые потенциальные возможности кислородно-конвертерной технологии те, кто испытывал известные трудности при производстве специальных низкоуглеродистых, коррозионно-стойких сталей.*

Таблица 1 – Сравнение показателей производства стали процессами AOD, VOD и VODK

Показатель	Способ выплавки		
	VOD	AOD (мал. конвертер)	VODK (мал. конвертер)
Начальное содержание углерода в металле, %	1,0	1,0-3,0	1,0-3,0
Начальная температура металла, °С	1600	1540	1520
Максимальная скорость окисления углерода, %/мин.	0,006-0,03	0,04-0,08*	0,08
Интенсивность продувки кислородом, мЗ/т*мин	0,2-0,7	0,3-0,8;1,2*	1,2
Основность первого шлака	1,2-2,0	1,2-1,5	1,2-1,5
Коэффициент распределения серы	100	100	100
Основность второго шлака	3-4	>2	>2
Коэффициент распределения серы	200	200	200
Температура обработки, °С	1600-1700	1550-1700	1600-1700
Общая продолжительн. обработки, мин	140	90	90
Расход кислорода, мЗ/т	15-20	25	25
Степень использования кислорода, %	20-60	30-90	50-80
Расход аргона и азота, мЗ/т	0,8	15-25	1,0
Расход кремния, кг/т	5-8	11-18	10
Расход извести, кг/т	20-35	70-100	40-50
Усвоение хрома, %	98	98	98

* – при использовании вертикальной фурмы

Различные схемы испытаний аргонно- (и вакуумно-) кислородного обезуглероживания, в конечном итоге, привели к идее их реализации в конвертере [5, 6]. Успех применения AOD, VOD и VODK был настолько убедительным, что уже в начале 80-ых авторы итогового материала [5] отметили: «... нет серьезных причин, препятствующих распространению этой технологии в область производства практически всех сталей, включая углеродистые. Показано, что такие стали ... демонстрируют уровень вязкостных свойств в 1,5-2,0 раза больше, чем у аналогичных сталей обычной выплавки... Самый крупный агрегат (160 т, 1981 год) введен на заводе Армко». Уже в тот период было установлено [6], что если агрегат оборудован верхней фурмой, то ускоряются массообменные процессы ... и «уменьшаются расходы по переделу как углеродистых, так и нержавеющей сталей».

Анализ эффективности использования конвертера в качестве агрегата для реализации специальных процессов приведен в работе [7].

Обратим внимание на выделенные показатели. Эти данные свидетельствуют о том, что в полости конвертера в системе металл-шлак-газ (прежде всего, аргон) кроме процессов восстановления хрома активно протекает процесс глубокой десульфурации:

- достигается коэффициент распределения серы 100 при низкой основности 1,2...1,5, что, в общем-то, очень эффективно (данные [7, табл.8.4, с. 349]);
- при основности 2,0...4,0 этот коэффициент возрастает до 200.

Косвенно это свидетельствует о том, что к моменту окончания плавки происходит достаточно глубокое раскисление металла. Если это так, то в условиях конвертерного передела можно реализовать большинство процессов по доводке, необходимых для получения стали высокого качества.

Сущность новой технологии. Изложенное выше достаточно убедительно свидетельствует о том, что кислородный конвертер может работать не только как окислительно-плавильный, но и как рафинировочно-раскислительный, а также (при необходимости) как восстановительный агрегат, в котором могут быть сформированы и использованы неокисленные основные шлаки. Особенно важно то, что в нем могут быть реализованы технологии, предусматривающие протекание реакции обезуглероживания в режиме углеродного раскисления.

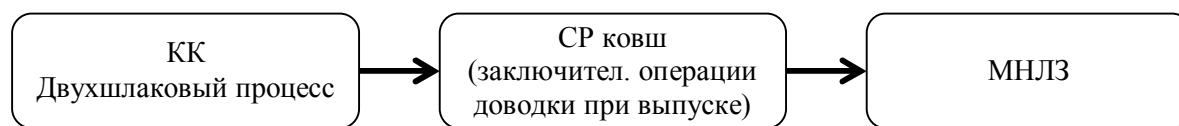
Рассматриваемая технология находится в стадии патентования, поэтому вынуждены изложить здесь ее содержание в самых общих чертах:

- остановка продувки на требуемых $C_{ост}$ и степени окисленности металла;
- удаление шлака окислительного периода с помощью особых приемов;
- наведение нового неокисленного шлака и обработка ванны нейтральными газами;
- контроль состояния металла пробами: TSO, TSC, T.

В процессе реализации технологии поддерживается необходимый температурный режим, выполняются в конвертере операции доводки стали по специальной программе.

Выводы. 1. Кислородный конвертер, являясь лидером среди сталеплавильных агрегатов по простоте и по быстротечности протекания любых тепло- и массообменных процессов, продолжает оставаться высокоэффективным РАФИНИРОВОЧНЫМ агрегатом. При комбинированной технологии, кроме окислительных, можно производить операции восстановительного характера, раскисления и десульфурации. Особенно важной есть возможность организации углеродного раскисления, что облегчает проблему производства сверхнизкоуглеродистой стали.

2. В настоящее время в конвертерных цехах с комбинированной продувкой может успешно функционировать (кроме уже используемых) наименее энергоемкая технологическая линия:



ЛИТЕРАТУРА

1. Афонин С.З. Современное состояние и перспективы мирового рынка стали / С.З.Афонин // *Металлург.* – 2010. – №3. – С.5-9.
2. Fortschritte beim LD-process mit Bodenspülung / Kreiger W., Nakesch J., Pofelr G., Apfolterer R. // *“Berg- und Hüttenmann Monatsh.”.* – 1988, 133. – № 1. – P.3-8. (Прогресс процесса LD с донной продувкой (РЖ 5В419, 1988)).
3. Proceedings of Symposium on BOf END Point Determination, Hamilton, May 20–21, 1981, Ed. L u W. – K. McMaster Univ. Press, s/ a/ Vqr. pag., ill. (McMaster Symp. Iron and Steelmaking, N 9) / Симпозиум по определению момента окончания кислородно-конвертерной плавки (РЖ 12 В521, 1982).
4. A new role for ladle metallurgy: high tonnage output. McManus George. *“Iron Age”*, 1982, 225, № 16, МР-5, МР-7, МР-9, МР-11, МР-14, МР-16. / Новая роль ковшевой металлургии: массовое производство (РЖ 12В 629, 1982).
5. Made in the U.S.A., the AOD process takes on the world. Irwing R. *“Iron Age”*, 1982, 225, № 15, 78-79, 81-82, 84 / Разработанный в США процесс AOD завоевывает мир (РЖ 12 В628, 1982).
6. Кудрин В.А. *Металлургия стали: учебник для вузов* / Кудрин В.А. – М.: *Металлургия*, 1989. – 560с.
7. Бойченко Б.М. *Конвертерне виробництво сталі: теорія, технологія, якість сталі, конструкції агрегатів, рециркуляція матеріалів та екологія: підручник* / Бойченко Б.М., Охотский В.Б., Харлашин П.С. – Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-ВАЛ», 2006. – 454с.

УДК 669.18.244.66

ОПЕРЧУК І.С., магістр
ОГУРЦОВ А.П., д.т.н., професор

Дніпродзержинський державний технічний університет

ВИЗНАЧЕННЯ РЕЖИМУ ПРОДУВКИ КОНВЕРТЕРНОЇ ПЛАВКИ ДЛЯ УМОВ ДНІПРОВСЬКОГО МЕТАЛУРГІЙНОГО КОМБІНАТУ

Вступ. Конструкція фурми і дуттьовий режим конвертерної плавки є основними факторами, що визначають інтенсивність викидів і виносів, від яких суттєво залежить вихід придатного і продуктивність конвертера.

Відсутність єдиної методики розрахунку кисневих фурм призводить до того, що в кожних конкретних умовах конструкцію фурми (розміри і кількість сопел, кут їх нахилу) доводиться вибирати емпірично, шляхом опробування різних варіантів, причому деякі з них можуть бути занадто далекими від оптимального.

У зв'язку з цим потрібні додаткові витрати часу і коштів, можливі аварії і простої агрегатів, що призводить до зменшення продуктивності, особливо в період вводу в експлуатацію нового цеху або після реконструкції діючого.

Дослід експлуатації кисневих конвертерів, а також численні дослідження, які стосуються вибору конструкції фурми і дуттьового режиму, дозволили встановити лише деякі якісні характеристики, які пов'язані з впливом окремих параметрів дуття на хід процесу.

Постановка задачі. Методику визначення оптимального дуттьового режиму киснево-конвертерної плавки розроблено на основі дослідження її масообміну і гідродинаміки [1-7]. Розрахунок базується на рівності динамічної характеристики дуття на горизонті ванни Єд і технологічної Єт.

Динамічна характеристика визначається конструкцією фурми, інтенсивністю продувки, відстанню фурми від рівня ванни.

Технологічна характеристика залежить від площі ванни конвертера, умов шихтовки плавки, виплавлюваної марки сталі.

При виборі дуттьового і шлакового режимів киснево-конвертерної плавки в умовах ДМК недостатньо враховуються конкретні умови її проведення (період кампанії конвертера по футерівці, хімічний склад чавуну та ін.), що призводить до збільшення кількості додувок, погіршує інші техніко-економічні показники процесу.

Тому виникає необхідність на основі наведеної вище методики проаналізувати можливість стабілізації ходу продувки і поліпшення шлакоутворення.

Результати роботи. Для умов ДМК діаметр циліндричної частини конвертеру – 6,04 м, товщина футерівки – 0,92 м, стійкість футерівки – 3000 плавок. Середній вміст вуглецю в металі з урахуванням роботи з передувом приймаємо 0,15%.

Вміст марганцю в рідкому чавуні згідно з технологічною інструкцією підприємства (ТІ 230-С320-02) коливається в межах 0,1-0,7%*), кремнію – 0,7-0,9%.

Залежність площі ванни від періоду кампанії по футерівці представлена в табл. 1.

Таким чином, площа ванни в кінці кампанії конвертера збільшується в 1,7 рази, що вимагає коректування дуттьового режиму плавки.

Таблиця 1 – Площа ванни конвертера в залежності від номера плавки по футерівці

<i>N</i>	0	300	600	900	1200	1500	1800	2100	2400	2700	3000
<i>F_в</i> , м ²	28,6	30,4	32,2	34,1	36,0	38,0	40,1	42,2	44,3	46,5	48,7

Залежність між оптимальним питомим об'ємом конвертера і питомою інтенсивністю продувки [4]:

$$V_{\text{п}} = 0,2025i + 0,2042$$

або

$$V_{\text{к}} = 0,2025V + 0,2042G, \quad (1)$$

де $V_{\text{п}}$ – питомий об'єм конвертера, м³/т;

i – питома інтенсивність продувки, м³/хв.т;

V – інтенсивність продувки, м³/хв;

G – маса плавки, т.

Тоді

$$V = \frac{V_{\text{к}} - 0,2042G}{0,2025}. \quad (2)$$

*) але практично 0,1-0,3% Mn

Після реконструкції конвертерів їх об'єм збільшився з 190 до 222 м³, проведено необхідну реконструкцію розливних кранів і сталерозливних ковшів.

Це дало можливість збільшити масу плавки до 262 т.

Тоді оптимальна інтенсивність продувки буде дорівнювати:

$$V = \frac{222 - 0,2042 \cdot 262}{0,2025} = 832 \text{ м}^3/\text{хв.}$$

Для подальших розрахунків приймаємо інтенсивність продувки рівною 830 м³/хв.

Пропускна здатність газовідвідного тракту дозволяє вести продувку з інтенсивністю 1100 м³/хв., тобто вона не є перешкодою для такого рішення.

Киснева фурма, що знаходиться в експлуатації, має діаметр критичного перерізу $d_{кр} = 0,041$ м, діаметр вихідного перерізу $d_o = 0,060$ м, кут нахилу сопел до вертикалі $\alpha = 17^\circ$.

$$\left(\frac{d_{кр}}{d_o}\right)^2 = 1,575(1 - 0,167\lambda^2)^{2,5}, \quad (3)$$

де λ – коефіцієнт швидкості [5].

Звідси $\lambda = 1,75$.

Ступінь нерозрахунковості режиму визначаємо за формулою:

$$n = 0,0000967 \frac{V}{mF_{кр}} (1 - 0,167\lambda^2)^{3,5}, \quad (4)$$

де m – кількість сопел у фурмі;

$F_{кр}$ – площа критичного перерізу сопла, м².

В нашому випадку

$$n = 0,0000967 \cdot \frac{830}{5 \cdot 0,785 \cdot 0,041^2} \cdot (1 - 0,167 \cdot 1,75^2)^{3,5} = 1,00.$$

Осьова швидкість струменю на рівні конвертерної ванни

$$W = \frac{285\alpha}{\frac{2HB_1}{d_o \cos \alpha} - B_2}, \quad (5)$$

де H – відстань кисневої фурми від рівня спокійної ванни, м;

B_1 і B_2 – допоміжні функції [5];

α – кут нахилу сопла до вертикалі, град.

Результати розрахунків представлені на рис.1.

Рекомендована висота фурми над рівнем спокійної ванни для основного періоду продувки представлена в табл.2.

Як показує аналіз наведених даних, п'ятисоплова фурма не може забезпечити необхідне шлакоутворення при низькому вмісті марганцю в чавуні, а спроба збільшити окисленість шлаку шляхом збільшення висоти фурми над рівнем ванни призводить до викидів і зменшення виходу придатного, тобто необхідно збільшити кількість сопел у фурмі до 6.

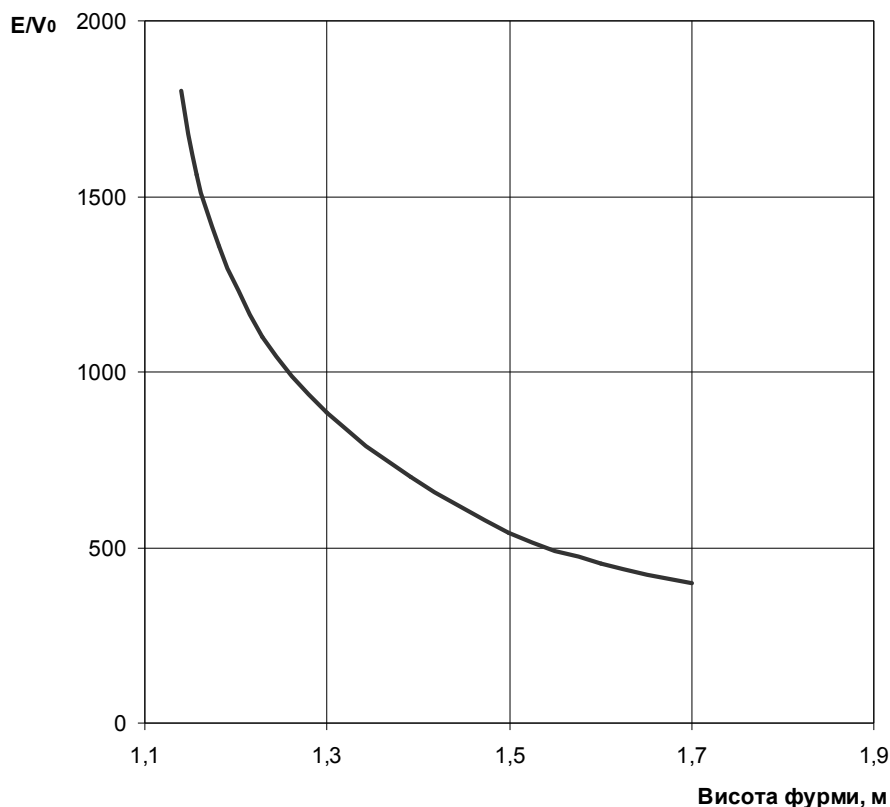


Рисунок 1 – Змінення динамічної характеристики фурми в залежності від її висоти над ванною

Таблиця 2 – Вибір оптимальної висоти фурми

Стійкість футерівки, плавок	Вміст марганцю в чавуні, %						
	<0,15	0,16-0,25	0,26-0,35	0,36-0,45	0,46 -0,55	0,56-0,65	0,66-0,75
	Висота фурми над ванною, м						
0	1,70	1,40	1,35	1,25	1,20	1,15	1,15
300	1,70	1,50	1,40	1,30	1,25	1,20	1,15
600	1,70	1,60	1,45	1,35	1,30	1,25	1,20
900	1,70	1,70	1,50	1,40	1,35	1,30	1,25
1200	1,70	1,70	1,60	1,45	1,40	1,35	1,30
1500	1,70	1,70	1,70	1,50	1,40	1,40	1,35
1800	1,70	1,70	1,70	1,55	1,45	1,40	1,40
2100	1,70	1,70	1,70	1,60	1,50	1,45	1,40
2400	1,70	1,70	1,70	1,65	1,55	1,45	1,45
2700	1,70	1,70	1,70	1,70	1,60	1,50	1,50
3000	1,70	1,70	1,70	1,70	1,65	1,55	1,55

Висновки. Для умов Дніпровського металургійного комбінату запропоновано вибір дугтьового режиму киснево-конвертерної плавки в залежності від конкретних умов її проведення: період кампанії конвертера, характеристика шихтових матеріалів і марка виплавленої сталі. Рекомендується використання шестисоплової кисневої фурми замість діючої п'ятисоплової.

Оптимізація технології виплавки сталі дозволяє стабілізувати хід продувки, зменшити кількість викидів і виносів, підвищити стійкість кисневих фурм і вихід придатного.

ЛІТЕРАТУРА

1. Яновский И.Л. Разработка и опробование алгоритма управления шлакообразованием при кислородно-конвертерном процессе / И.Л.Яновский, С.И.Кушнарёв, В.П.Полетаев // *Металлургия и коксохимия: респ. межвед. науч.-техн. сб.* – К.: Техника. – 1985. – Вып. 7. – С.13-16.
2. Организация реакционной зоны в кислородном конвертере при многоструйной продувке / В.П.Полетаев, Я.А.Шнееров, И.Л.Яновский [и др.] // *Изв. АН СССР. Металлы.* – 1973. – №5. – С.5-12.
3. Влияние режима дутья на массообмен в реакционной зоне / В.П.Полетаев, Я.А.Шнееров, И.Л.Яновский [и др.] // *Изв. АН СССР. Металлы.* – 1974. – №3. – С.33-38.
4. Яновский И.Л. Выбор оптимальных объема конвертера и интенсивности продувки кислородом сверху / И.Л.Яновский, С.И.Кушнарёв, В.П.Полетаев // *Технология выплавки стали в конвертерных и мартеновских цехах.* – М.: *Металлургия.* – 1984. – С.13-16.
5. Яновский И.Л. К вопросу определения осевой скорости и размеров струи дутья на уровне ванны при кислородно-конвертерном процессе / И.Л.Яновский // *Изв. АН СССР. Металлы.* – 1977. – №2. – С.8-13.
6. Полетаев В.П. Определение положения кислородной фурмы относительно ванны в конвертере расчётным методом / В.П.Полетаев, И.Л.Яновский, С.И.Кушнарёв // *Изв. вузов. Черная металлургия.* – 1981. – № 4. – С.42-45.
7. Яновский И.Л. О выборе наконечника при верхней кислородной продувке в конвертере / И.Л.Яновский, В.В.Смокий // *Сталь.* – 1980. – № 5. – С.368-371.

УДК 669.18

ЦИМБАЛ О.О., магістр
ПОЛСТАЄВ В.П., к.т.н., доцент

Дніпродзержинський державний технічний університет

ОСОБЛИВОСТІ ОХОЛОДЖЕННЯ МЕТАЛУ ПРИ ЙОГО ПРОДУВЦІ АРГОНОМ

Вступ. В останній період розвиток сталеплавильного виробництва в значній мірі здійснюється на основі способів позаагрегатної обробки металу, що дозволяє суттєво підвищити продуктивність сталеплавильних агрегатів, поліпшити якість продукції, зменшити витрати дорогих розкислювачів і легуючих матеріалів.

Невід'ємною часткою технологічних операцій ковшової металургії є продувка сталі аргоном або азотом, що дозволяє усереднити температуру і хімічний склад металу, зменшити в сталі вміст шкідливих домішок. Особливі вимоги до стабілізації параметрів металу виникають при безперервній розливці сталі.

Киснево-конвертерний цех Дніпровського металургійного комбінату має в своєму складі відділення безперервної розливки сталі, сучасний комплекс позаагрегатної обробки металу, в тому числі установку «ківш-піч», що дає можливість проведення різноманітних технологічних операцій і, відповідно, виробництво сталей широкого сортаменту, в тому числі низьколегованих і легованих.

Постановка задачі. Для оптимізації технологічного процесу необхідно знати вплив різних факторів у період від випуску металу з конвертера до розливання на зміну температури сталі. Це дозволить стабілізувати умови розливання і поліпшити тепловий баланс конвертерної плавки, тому що з'явиться можливість випускати метал з агрегату з мінімально можливим перегрівом.

Основною задачею обробки металу в ковші нейтральними газами є зниження градієнта температур, який після 5-7 хв. витримки може досягати 50-100°C, й вирівнювання концентрацій в сталі різних елементів. Тому істотний практичний інтерес представляє визначення мінімального часу продувки, необхідного для усереднення розплаву по температурі і хімічному складу.

Результати роботи. Мінімальний час, необхідний для перемішування 95% розплаву, можна визначити за формулою [1]:

$$\tau = (600 \pm 100)\varepsilon^{-0,4}, \quad (1)$$

де τ – мінімальний час, с;

ε – швидкість дисипації енергії, Вт/т.

Для визначення величини питомої потужності перемішування рекомендується використовувати відоме рівняння [2]:

$$\varepsilon = 0,00285 \cdot Q \cdot T \cdot \log(1 + H/14,8)/W, \quad (2)$$

де Q – витрата газу, м³/хв;

T – температура розплаву, К;

H – висота сталеплавильної ванни, м;

W – маса плавки, т.

Проаналізувавши особливості перемішування металу по літературним даним, а також на основі власних експериментів, прийшли до висновку, що залежність (1) недостатньо враховує розходження умов продувки. Тому розрахункова величина часу перемішування може сильно відрізнятись від фактичної.

Дійсно, важко знайти універсальну залежність стосовно до умов продувки нейтральними газами зверху через занурену в метал фурму і знизу через пористі матеріали, оскільки гідродинаміка процесу в цих двох випадках принципово розрізняється. У той же час для одного з варіантів процесу (наприклад, продувка зверху через фурму) застосування залежностей (1) і (2) після деякого їхнього уточнення представляється можливим при розрахунку часу усереднення металу в ковшах різної ємності.

Для цього розглянемо зміну швидкості охолодження розплаву в різні періоди від початку продувки.

На рис.1 представлено зміну швидкості охолодження металу при продувці аргоном для умов конвертерного цеху ДМК імені Ф.Е.Держинського. Продувка здійснювалася в 250-т ковшах з інтенсивністю 30 м³/год. Характер розташування точок аналогічний залежностям, отриманим раніше, не дивлячись на розходження в масі плавки, характеристиках газу (азот чи аргон), що вдувається, інтенсивність продувки. Це указує на ідентичний характер процесу перемішування.

Початковий період продувки (4-5 хв.) характеризувався різким зниженням швидкості охолодження розплаву, після чого вона змінювалась незначно (рис.1). Це пов'язано, судячи з усього, із усередненням температури металу в об'ємі ковша.

Таке припущення підтверджується даними дослідів, проведеного також в умовах конвертерного цеху ДМК. Результати заміру окисленості металу в ковші датчиками УКОС-1 показали, що вона стабілізується через 5 хв. усередненої продувки аргоном.

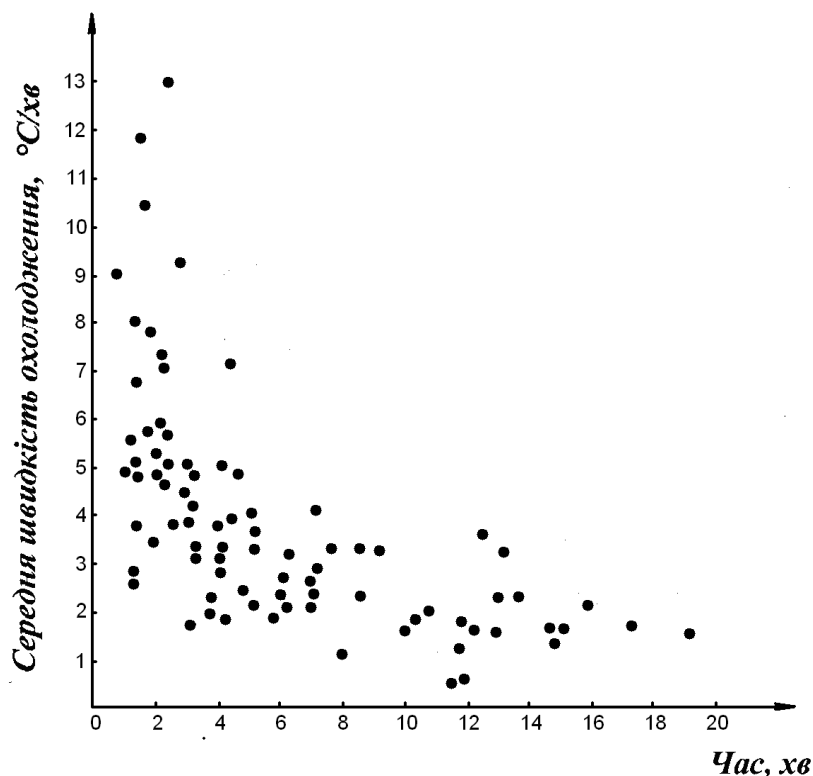


Рисунок 1 – Зміна швидкості охолодження металу в ковші у залежності від тривалості продувки аргоном

Причина різкого падіння температури розплаву в перші хвилини продувки могла бути пов'язана з його стиканням з холодною поверхнею футерівки ковша. Час, необхідний для усереднення металу, залежить від питомої потужності перемішування, обумовленої роботою архімедових сил при спливанні пазирів. Для розрахунку потужності перемішування ванни пазирями окису вуглецю звичайно використовується формула Кочо:

$$A_{\text{пуз}}(CO) = P_0 V_0 \frac{T}{273} \ln \left(1 + \frac{H_{\text{мет}}}{P_0} \right), \quad (3)$$

де P_0 – атмосферний тиск, н/м²;

V_0 – об'єм пазирів, що утворюються за одиницю часу, м³;

T – температура металу, К;

H – висота шару металу над місцем виникнення пазирів, м.

Аналогічна залежність була отримана в роботі при оцінці ефективності перемішування нейтральним газом при обробці металу в ковші. Згідно з відомим співвідношенням

$$\frac{PV}{T} = nR, \quad (4)$$

де n – число кіломолей газу;

R – універсальна газова постійна, яка дорівнює 8313 Дж/кмоль.

Після підстановки (4) в (3) і нескладних перетворень отримуємо:

$$\varepsilon' = 1035 \cdot Q' \cdot T \cdot \ln(1 + 0,677 \cdot H) / W, \quad (5)$$

де ε' – питома потужність перемішування, Вт/т;

Q' – витрата нейтрального газу, м³/год.

Фактичний час усереднення розплаву може бути трохи більшим, ніж розраховано за формулою (1), з різних технологічних причин (витрати часу на підйом і опускання фурми, коливання інтенсивності продувки тощо). Прийmemo величину цих затримок, рівними одній хвилині. Тоді

$$\tau' = 13,3\varepsilon^{-0,4} + 1, \quad (6)$$

де τ' – час перемішування, хв.

Розрахунки для умов конвертерного цеху ДМК (витрата аргону 30 м³/год., маса плавки 230 т, глибина занурення фурми 2,8 м) показали, що питома потужність перемішування розплаву складе 27,9 Вт/т, тривалість періоду усереднення – 4,55 хв. Це відповідає наведеним вище практичним даним.

Проаналізуємо формулу (5). Значення функції $f(H) = \ln(1 + 0,677H)$ надано на рис.2.

З графіка видно, що вплив глибини занурення фурми на процеси перемішування починає суттєво позначатися при величині $H < 1,5-2,0$ м.

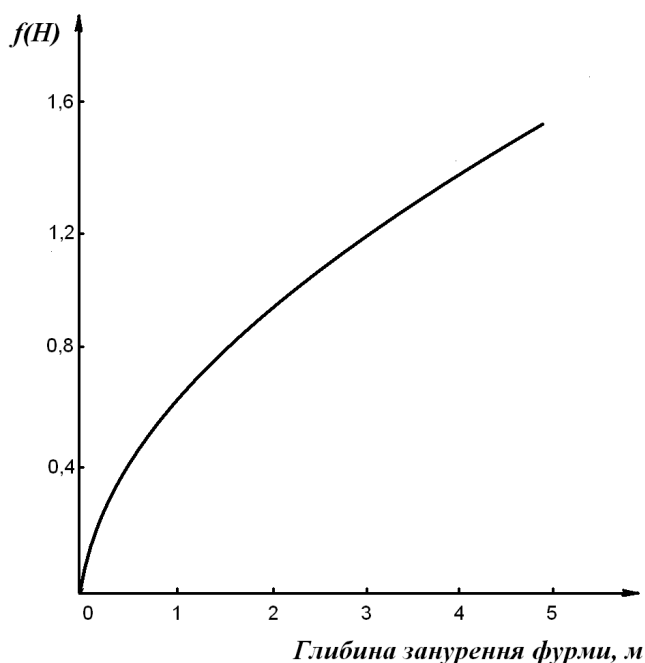


Рисунок 2 – Вплив глибини занурення фурми в розплав на функцію $\Delta t = 13,6 + 2,85\tau$, де Δt – охолодження розплаву, °С

В конвертерному цеху ДМК тривалість усередненої продувки складає 5 хв., після чого вимірюється температура металу в ковші, відбирається проба на хімічний аналіз. Потім на УКД проводиться доводка сталі за хімічним складом та температурою. На основі даних 119 плавок встановлена залежність охолодження розплаву від тривалості продувки аргонем в період доводки.

Таким чином, швидкість охолодження розплаву складає 2,85°С/хв. Прийmemo, що з такою ж швидкістю фактично охолоджується розплав за час усередненої продувки. Тоді падіння температури в цей період складає $2,85 \cdot 5 \approx 14$ град.

Висновки. Виконано аналіз умов перемішування металу в 250-тонному сталеплавильному ковші при продувці його аргонем з інтенсивністю 30 м³/год. Встановлено, що початковий період продувки характеризувався різким зниженням швидкості охоло-

дження розплаву, після чого вона змінювалися незначно. Це пов'язано з усередненням температури металу в обсязі ковша.

Теоретично обґрунтовано мінімальний час продувки металу нейтральним газом, необхідний для усереднення розплаву по температурі і хімічному складу.

ЛІТЕРАТУРА

1. Зборщик О.М. Фізико-хімічні процеси позаагрегатного рафінування металу: навч. посіб. / Зборщик О.М. – Донецьк: ДонНТУ, 2001. – 154с.
2. Гескин Э.С. Работа перемешивания ванны кислородного конвертера / Э.С.Гескин // Тепло- и массообменные процессы в ваннах сталеплавильных агрегатов. – М.: Металлургия. – 1975. – С.72-78.

УДК 669.184.244.66

ПАНТЕЙКОВ С.П., к.т.н., доцент
МОЦНА Р.І., магістр

Дніпродзержинський державний технічний університет

ОШЛАКУВАННЯ ФУТЕРІВКИ КИСНЕВИХ КОНВЕРТЕРІВ. ЧАСТИНА 1. АНАЛІЗ СУЧАСНОГО СТАНУ РОЗВИТКУ ТЕХНОЛОГІЙ

Вступ. Киснево-конвертерний процес, що отримав швидке і широке розповсюдження завдяки своїй простоті і високій продуктивності, на теперішній час є провідним сталеплавильним процесом у світі. Одним із важливих досягнень недавнього минулого у конвертерній технології виплавки сталі є розробка і запровадження новітньої ресурсо- і енергозощадної технології гарячих ремонтів футерівки кисневих конвертерів – нанесення захисного шлакового гарнісажу на периклазовуглецеву футерівку агрегатів шляхом роздувки азотними струменями спеціально підготованого кінцевого шлаку з високим вмістом MgO (до 8-14% і більше) з поступовим формуванням на поверхні футерівки замороженого шару міцного шлакового покриття [1-17]. Ця технологія включає операції попередньої підготовки частини кінцевого шлаку до необхідного хімічного складу, фізичного стану і температури, наступної продувки шлакової ванни струменями нейтрального дуття через верхню фурму з утворенням зворотних газошлакових потоків, які забезпечують спрямоване нанесення і заморожування бризок шлаку на стінки конвертера над поверхнею рідкої шлакової ванни.

Підвищена зацікавленість сталеплавильників до освоєння цієї технології пояснюється її простістю, низькими капітальними та експлуатаційними затратами при високому рівні прибутку на вкладений капітал завдяки скороченню питомих витрат наступних матеріалів: вогнетривів на 1,73...3,07 кг/т [10, 17] і 67,2 кг/т [18] виплавляємої сталі, вапна на 4,4 кг/т, плавикового шпату на 2,06 кг/т [19], торкрет-маси на 0,36 кг/т [20] при збільшенні виходу рідкої сталі на 0,8 % [19]. Величина економії при цьому становить не менше 0,16 грн/т рідкої сталі (у цінах 1999р.) [21].

Для підготовки шлакового розплаву, як правило, використовують [22] присадки вапна, доломіту, вуглецевмісних матеріалів, магнезитового порошку в кількості, що залежить від параметрів кінцевого шлаку, при цьому важливо зменшити його реакційну здатність і окисленість, підвищити температуру плавлення і збільшити кількість вогнетривких складових шлакового розплаву.

Постановка задачі. Завданням даної роботи є аналіз авторами сучасного стану розвитку світових технологій ошлакування футерівки кисневих конвертерів шляхом роздувки рідкого шлакового розплаву азотними струменями верхньої фурми з метою

виявлення переваг і недоліків існуючих технологій, а також визначення основних чинників, що значно впливають на процес роздувки шлаку, ефективність нанесення його на стінки конвертерів та якість формування захисного шлакового покриття на футерівці.

Результати роботи. Відомо [15, 23], що після зупинки продувки для відбіра проб та виміра температури, при чеканні аналізу, зливанні металу і шлаку на більшій частині поверхні футерівки конвертера намерзає шлаковий гарнісаж, що захищає футерівку при наступній плавці.

Згідно японської технології [24] ремонт футерівки конвертера починають, коли футерівка зношується з боку завантаження шихти і з боку випуску сталі у верхній частині конвертера, а також в його донній частині навколо донних фурм. Після випуску розплавленого металу з конвертера рідкий шлак, що залишився на дні, продовжують продувати газом з донних фурм з витратою 0,1-3,0 м³/хв на фурму. В конвертер зверху завантажують відходи вогнетривких матеріалів, що містять MgO (магнезит, хромомагнезит, доломіт). Шматки мають розмір 30-100 мм, їх кількість - від 10 до 100 вагових частин на 10 вагових частин шлаку, що залишився в конвертері. Коли вогнетриви розплавляються і перемішуються з рідким шлаком починають похитування конвертера у боки завантаження і випуску. В результаті шлаковий розплав накопчується на пошкоджені місця на футерівці і прилипає до них. На ці ділянки подають розпилену воду, внаслідок чого відбувається затвердіння прилиплому шару шлакового розплаву. Нарощування пошкодженої футерівки виконують до тих пір, поки її товщина не перевищить 90 % від первинної.

При дослідженні впливу різних чинників на стійкість шлакового гарнісажу і футерівки кисневих конвертерів було встановлено [25-32], що наведення шлаку, насиченого MgO, шляхом вживання магнезійних шлакоутворювальних матеріалів (м'яковипаленого доломіту і доломітизованого вапна) в набагато більшій мірі сприяє підвищенню стійкості футерівки, ніж поліпшення якості вогнетривкої цегли для кладки футерівки і вдосконалення технології плавки. Лише таким шляхом виявилось можливим підвищити стійкість футерівки конвертерів до декількох тисяч і навіть десятків тисяч плавок [25-32].

Вперше м'яковипалений доломіт із вмістом 35-40% MgO як шлакоутворювальний матеріал був застосований у США в 1963 році [25, 26, 33]. На металургійних заводах Японії добавки оксиду Mg до киснево-конвертерних шлаків почали застосовувати приблизно на 10 років пізніше, ніж у США [26] - розробка технології конвертерної плавки з наведенням насиченого оксидом Mg шлаку була почата в Японії на заводах фірми Nippon Steel Corporation на початку 70-х років. Однак саме в Японії вже у 1975-1976 рр. було досягнуто вирішального успіху, коли на заводі в Kimitsu витрату м'яковипаленого доломіту (29-33 % MgO) збільшили з 10 до 30 кг/т сталі, що дозволило, поряд з профілактичним засобом торкретування периклазовуглецевої футерівки, підвищити її стійкість на 250-т та 300-т конвертерах до 5888 (завод Hirohata Works, Kitakyushi, Fukuoka), 6222 (завод Yawata Works, Himeji, Hyogo) та 10110 (завод в Kimitsu, Chiba) плавок [30, 34]. У країнах Західної Європи, зокрема у Німеччині, технологія наведення багатого оксидом Mg шлаку в кисневих конвертерах впроваджувалася дуже повільно [26, 28-31].

Досвід заводу фірми Shin Nippon Seitetsu в Kimitsu (Японія) виявив, що істотних результатів по підвищенню стійкості футерівки можна досягти лише при пересиченні шлаку оксидом Mg до 8-12% в кінці продувки [27]. Ці шлаки містять велику кількість дисперсної твердої фази, що надає шлаку здатність утворювати міцне гарнісажне покриття на футерівці, яке захищає її протягом наступної плавки.

Підвищений вміст оксиду Mg в шлаці знижує його агресивну дію на футерівку, основним компонентом якої також є MgO [35]. Крім того, при додаванні MgO до шлаку, який на початку продувки насичений двокальцієвим силікатом, знижується його те-

мпература плавлення, внаслідок чого звужується гетерогенна область двокальцієвого силікату, а вапно, що вводиться у конвертер, розчиняється в такому шлаці швидше і повніше. При витраті випаленого доломіту 16-22 кг/т сталі і вмісті у шлаці 6-9 % MgO були досягнуті досить високі на той час показники стійкості доломітової футерівки – до 1600 плавок [29, 30].

Сьогодні використання магнезійних шлакоутворювальних матеріалів (випаленого доломіту та доломітизованого вапна) є звичайною справою для багатьох металургійних підприємств, оскільки робота на перенасиченому оксидом Mg шлаці значно збільшує термін служби футерівки конвертера.

У роботі [36] відзначається, що кінцевий шлак повинен містити набір мінералогічних фаз, що будуть забезпечувати високу вогнетривкість та адгезію до футерівки – вогнетривкість властива для MgO-вмісних фаз у шлаці, а здатність шлака налипати на вогнетрив залежить від кількості легкоплавких FeO-вмісних фаз, при цьому вміст MgO у шлаці повинен становити 9-11%, а основність шлаку – 3,0-3,4.

Таким чином, основними засобами, що забезпечують збільшення стійкості футерівки, є такі: застосування магнезійних флюсів для формування насиченого оксидом Mg кінцевого шлаку [25-32] і спосіб нанесення цього шлаку на футерівку конвертера для утворення міцного шлакового гарнісажу.

На початку розвитку технології ошлакування футерівки нанесення шлакового гарнісажу на футерівку конвертерів здійснювалося наступними шляхами: наваркою днища рідким шлаком, що залишився після плавки, з додаванням до нього випаленого магнезиту [37], спінюванням шлаку за рахунок присадження газоутворювального матеріалу [38], багаторазовим обертанням агрегату або похитуванням конвертера у боки завантаження шихти та випуску сталі [39-42].

Оскільки зони футерівки робочого простору конвертера у районі цапф і вище не змочувалися і не насичувалися шлаком, це приводило до їх підвищеного зношення. Тому у металургів виникла ідея примусового ошлакування цих зон футерівки кінцевим шлаком.

Революційний спосіб роздувки на стіни конвертера підготованого кінцевого високомагнезійного шлаку вперше був запропонований в Японії у 1981 році [18] за допомогою пневматичної установки (спосіб SBC), у 1982 році – за допомогою донних фурм [43,44], а у 1985 році – за допомогою верхньої кисневої фурми [45].

Технологія роздувки на стіни конвертера підготованого кінцевого високомагнезійного шлаку за допомогою верхньої фурми, що була вперше освоєна в США у широкому промисловому масштабі на 252-т конвертерах заводу Indiana Harbor (Chicago, Michigan) фірми LTV Steel Corporation у 1991 році, буквально приголомшила світовий киснево-конвертерний переділ і привела до величезних наслідків для сталеплавильників і виробників вогнетривів. Встановлений тоді фірмою LTV Steel Corporation (США) [3, 7] світовий рекорд тривалості кампанії конвертерних вогнетривів понад 10000 плавок ознаменував корінний відрив від звичайного терміну тривалості кампанії конвертерів, що складав тоді в усіх країнах світу (за винятком Японії) не більше 2000-3000 плавок, навіть в разі використання новітніх і коштовних магнезитовуглецевих і магнезитохромитових вогнетривів.

Після значного успіху, досягнутого фірмою LTV Steel Corporation, майже всі металургійні підприємства США і Канади почали швидко запроваджувати технологію нанесення шлакового гарнісажу на стіни конвертера [3-8, 46], а більшість металургійних фірм Японії, Китаю, а декілька пізніше Європи та інших регіонів світу почали направляти свій інженерно-технічний персонал до США для вивчення і освоєння нового перспективного способу подовження терміну служби футерівки кисневих конвертерів. Новий світовий рекорд тривалості кампанії конвертерів, встановлений у вересні 1994 року

також фірмою LTV Steel Corporation за допомогою технології розбрикування шлаку з одночасним торкретуванням футерівки, становив вже 15658 плавов [3, 7, 47].

Європейські металурги не відразу побачили і зрозуміли всі переваги нової технології, і лише в 1995 році на заводі фірми British Steel Corporation, Scunthorpe (Великобританія) рекорд Європи на першій кампанії конвертерів із застосуванням роздувки шлаку сягнув 4000 плавов проти 2400 без роздувки шлаку [3, 4, 48]. У 1997 році на заводі фірми Eko Stahl GmbH, Eisenhüttenstadt (Німеччина) при застосуванні технології роздувки шлаку термін служби футерівки 235-т конвертерів перевищив 4000 плавов. До застосування технології роздувки шлаку кампанія конвертерів не перевищувала 3013 плавов при продуктивності конвертера (футерований магнезійно-вуглецевими вогнетривами з 5-10% С) 20..25 т сталі на добу [49].

Використовуючи позитивний досвід США, металурги Китаю [16, 50] в останнє десятиліття також досягли значних успіхів у подовженні терміну служби футерівки кисневих конвертерів – більш ніж на 10 заводах країни він перевищує 10000 плавов. На металургійному заводі № 1 фірми Baosteel, яка використовує технологію роздувки шлаку, найбільший термін служби футерівки конвертера склав 14001 плавку [16, 51]. На деяких конвертерах невеликої місткості тривалість кампанії зросла до 20000 плавов, причому на багатьох агрегатах виконується лише одна перефутерівка на рік, а іноді навіть на два роки. У цеху № 2 металургійного заводу фірми Wisco цей показник досяг 22726 плавов при роздувці шлаку і комбінованій продувці без заміни донних фурм [50].

На заводі фірми "JSW Steel" в Торанагаллі (Індія) також застосовують спосіб роздувки шлаку, що містить 9-11% MgO, азотом високого тиску, що подається через верхню кисневу фурму, однак стійкість футерівки 130-т конвертерів при цьому становить лише 3000-4000 плавов [36].

В даний час завдяки використанню технології роздувки шлаку і великої кількості MgO для торкретування можна, як повідомляється в [33], досягти стійкості футерівки конвертерів понад 30000 плавов. Збільшення терміну служби конвертерів може мати вирішальне значення для металургійної галузі країн світу і СНД зокрема.

В Росії, Україні та Казахстані на металургійних підприємствах також почали активно запроваджувати різні технології роздувки підготованого кінцевого шлаку на стінки кисневих конвертерів за допомогою верхньої фурми.

Проте, на жаль, успіхи Росії [9-14, 17, 52], України [2, 15] і Казахстану [22] у напрямі збільшення стійкості футерівки конвертерних агрегатів шляхом роздувки шлаку значно скромні у порівнянні із світовими показниками.

Нанесення шлакового гарнісажу на робочу поверхню футерівки конвертера шляхом роздувки магнезійного шлаку азотом високого тиску у LNM-group на заводі ВАТ "Іспат-Кармет" (м.Темиртау, Казахстан) дозволило збільшити стійкість конвертерів з 1000 лише до 2000 плавов [22].

В Росії розроблена і запроваджена у виробництво технологія виплавки сталі під конвертерними шлаками, що мають підвищений вміст MgO (10-11%), спільно з торкретуванням конвертерів і нанесенням шлакового гарнісажу дозволила довести стійкість конвертерів за кампанію лише до 1809 плавов на ВАТ "ММК" (м.Магнітогорськ) [10, 12, 14, 17], до 2500 плавов на ВАТ "ЗСМК" (м.Новокузнецьк) [9, 13, 52] і до 4500 плавов на ВАТ "Северсталь" (м.Череповець) [8, 12].

В киснево-конвертерних цехах металургійних підприємств України стійкість футерівки конвертерів при використанні роздувки кінцевого шлаку і факельного торкретування на сьогоднішній день ще нижче і знаходиться в межах 1200-1800 плавов, що взагалі не відповідає насущним вимогам сучасної технології киснево-конвертерного виробництва сталі у напрямі ресурсо- і енергозаощадження.

Використання роздувки кінцевого шлаку на ВАТ “ДМК ім. Ф.Е.Дзержинського” (ДМКД), м.Дніпродзержинськ, і на ВАТ “Криворіжсталі” (цех № 1) показали, що шлаковий гарнісаж захищає футерівку до 40% часу продувки, що дозволяє підвищити її стійкість лише на 15-20% [53].

У зв'язку з цим в умовах роботи киснево-конвертерних цехів СНД необхідне вдосконалення існуючих і розробка, дослідження і впровадження нових варіантів подовження терміну служби футерівки конвертерів на основі ресурсо- і енергозаощадних технологій роздувки підготованого кінцевого шлаку.

Технологія роздувки кінцевого шлаку, згідно [7], повинна передбачати наступні етапи:

- випуск металу з конвертера;
- візуальний контроль стану рідкого шлаку у конвертері з метою оцінки необхідності введення добавок для його кондиціонування і загущення;
- візуальний контроль стану футерівки конвертера з метою виявлення зон, що вимагають особливої уваги при проведенні роздувки;
- похитування конвертера для нанесення шлакового покриття на завантажувальну і випускні ділянки футерівки;
- опускання кисневої фурми в задану позицію і початок продувки азотом (витрата азоту повинна дорівнювати аналогічній розрахунковій витраті кисню для даної фурми);
- гнучке керування положенням фурми (вручну або від ЕОМ) з метою формування шлакового покриття на всій поверхні футерівки або для покриття шлаком певних (більш зношених) ділянок футерівки;
- проведення процесу ошлакування протягом заданого часу;
- припинення роздувки і підйом фурми;
- випуск залишку шлаку в шлаковозний ківш, після чого конвертер готовий до завантаження шихти для наступної плавки (на думку авторів роботи ця операція зайва – залишковий шлак необхідно залишати у конвертері, використовуючи його у наступній плавці для ускорення шлакоутворення).

Висновки. Для успішної реалізації процесу нанесення шлакового гарнісажу на футерівку конвертера ключовими чинниками є: основні характеристики кінцевого шлаку, оптимальна конструкція верхнього фурменого пристрою і параметри подачі азоту для ефективного виконання операції роздувки. Причому, *першою і необхідною умовою* виконання роздувки шлаку є повний випуск сталі з конвертера.

Стан кінцевого шлаку для формування захисного гарнісажу – *другий з важливих параметрів процесу*. Важливим моментом процесу роздувки шлаку є забезпечення швидкого охолодження його крапель і бризків безпосередньо при зіткненні з футерівкою, що зумовлено попереднім наданням кінцевому шлаку необхідних для цього властивостей з метою формування на футерівці міцного вогнетривкого гарнісажу. Якщо кінцевий шлак дуже рідкий і має низьку температуру плавлення, він не встигає закристалізуватися і стікає по стінках конвертера, майже не утворюючи захисного гарнісажу. Тому фактично в більшості конвертерних цехів, де застосовують технологію нанесення шлакового гарнісажу, з метою отримання густих високоосновних шлаків внесли зміни до складу кінцевого шлаку за вмістом у ньому MgO – його оптимальний вміст в шлагі складає 8-14% [4-13, 16, 17, 33, 48, 52].

У якості добавок, що коректують склад шлаку в ході продувки, зазвичай використовують кускові мягковипалений доломіт і доломітизоване вапно [16, 25-33, 48] в кількості 15-30 кг/т сталі при витраті звичайного вапна 30-50 кг/т. Останнім часом на металургійних підприємствах Росії [14] як додаткові магнезійні шлакоутворювальні матеріали застосовують озалізнені доломітизоване вапно (8,9-11,8 % MgO; 2,7-2,9 %

Fe_2O_3), доломіт (31,2-31,8 % MgO ; 3,3-3,9 % Fe_2O_3) і магнезит (85,7-89,9 % MgO ; 4,1-4,5 % Fe_2O_3). На думку авторів роботи [14] це сприяє прискореному формуванню збагаченого оксидом магнію в межах 8-14 % шлаку необхідної рідкорухомості для забезпечення ефективного нанесення шлакового гарнісажу на футерівку конвертера. Для кінцевої підготовки шлаку до роздувки його на робочу поверхню футерівки (зниження реакційної здатності і загущення шлаку) у конвертер подають карбонатні (вапно, доломіт, вапняк тощо) і вуглецевмісні (антрацит, кокс та ін.) матеріали, залежно від характеристик кінцевого шлаку, що обумовлені параметрами проведеної плавки [3, 9-16, 17, 48]. Як основну ознаку, що визначає стан кінцевого шлаку, використовують вміст вуглецю в металі на повалці перед випуском плавки з конвертера (див. нижче), що характеризує окисленість шлаку [13].

Перед роздувкою шлаку оператор обов'язково повинен мати інформацію про вміст кисню у ванні на момент повалки конвертера: при вмісті кисню в металі менше ніж 0,004% шлак може виявитися надмірно в'язким для процесу роздувки; вміст кисню в межах 0,004-0,009% є найкращим з точки зору роздувки шлаку; при вмісті кисню вище 0,009 % може виявитися необхідною добавка доломіту для загущення шлаку з метою досягнення найкращих умов для його роздувки [8].

Оператор також контролює хід роздувки, спостерігаючи за бризками шлаку, що вилітають з горловини конвертера.

У нормальних умовах роздувка шлаку продовжується 2-5 хвилин [3, 7-10, 17], але операція може бути припинена, якщо над всією горловиною конвертера не спостерігається характерна картина розбризкування часток шлаку.

Нанесення шлакового гарнісажу на футерівку конвертера, окрім підвищення стійкості останньої, має і той позитивний момент, що при заливці до конвертера чавуну з температурою 1280-1450°C відбувається часткове оплавлення шлаку, що наморожений на стінки конвертера. Це призводить до утворення в робочій порожнині конвертера шару рідкого високоосновного шлаку ще до початку кисневої продувки – при заливці чавуну. Тому при розробці технології нанесення шлакового гарнісажу на футерівку конвертера в умовах ВАТ “ЗСМК” [9, 13] виходили з положення, що матеріал, який нанесений на вогнетривку футерівку конвертера, бере участь безпосередньо в процесі подальшої плавки – у шлакоутворенні і у рафінуванні залізовуглецевого розплаву, тому шлак повинен обов'язково містити компоненти, що сприяють як підвищенню стійкості футерівки конвертера, так і поліпшенню умов шлакоутворення на початку продувки та ефективного видалення шкідливих домішок у процесі продувки. В цьому випадку [9, 13] після випуску металу в конвертері залишають весь шлак, що утворюється в ході киснево-конвертерної плавки, за винятком тієї кількості, яка самопливом потрапляє до сталерозливочного ковша разом із сталлю. Підготовку кінцевого шлаку до роздувки здійснюють [53] добавкою у шлак карбонатних і вуглецевмісних матеріалів відповідно у кількості 15-25% і 5-10% від маси шлаку. При цьому, при вмісті вуглецю в металі на повалці конвертера більше 0,12% до шлаку вводять карбонатні матеріали (вапно, доломіт, вапняк), при вмісті вуглецю 0,06-0,12% – карбонатні і вуглецевмісні матеріали (антрацит, кокс), а при вмісті вуглецю менше 0,06% – тільки вуглецевмісні матеріали. Потім перемішують отриманий шлаковий розплав сумішшю кисню з азотом у співвідношенні 1:(0,35-0,85), яка подається через верхню кисневу фурму, з подальшою роздувкою шлаку на футерівку конвертера струменями лише нейтрального газу (азоту). Схожа технологія з продувкою киснем рідкого шлаку, що містить MgO і кокс, була запропонована японськими металургами у США [39].

Тривалість попереднього перемішування шлакового розплаву вибирається такою, щоб забезпечити умови для повного розчинення присаджених додаткових матеріалів і придбання шлаковим розплавом необхідних фізичних і хімічних властивостей

для подальшого його нанесення на футерівку конвертера. Впровадження технології роздувки підготованого кінцевого шлаку в конвертері азотними струменями, що формуються при подачі азоту через верхню кисневу фурму, не обійшлося без проблем як в зарубіжній практиці [2-5, 46, 50], так і практиці стран СНД [6,7].

Якщо при класичній верхній кисневій продувці необхідно було усунути бризковиніс металу і шлаку з реакційної зони (або забезпечити його мінімум), то з розвитком технології нанесення шлакового гарнісажу на футерівку конвертера шляхом роздувки азотними струменями кінцевого шлаку важливо в максимальній мірі організувати спрямований бризковиніс часток шлаку на стіни конвертера або у певні місця підвищеного зносу на футерівці з меж зон дії нейтральних газових потоків на шлакову ванну малої глибини (у порівнянні з глибиною ванни у конвертері при кисневій продувці).

Тому звичайна верхня фурма для кисневої продувки конвертерної ванни взагалі не пристосована для ефективної роздувки шлаку із-за незадовільних конструктивних параметрів її голівки. Таким чином, *третім важливим аспектом* успіху технології нанесення шлакового покриття на футерівку конвертера є оптимальна конструкція верхньої кисневої фурми, яка повинна бути спеціально розроблена для виконання операції роздувки шлаку.

В тому разі, коли використовується спеціально розроблена верхня фурма для роздувки шлаку, досягаються наступні переваги у порівнянні із застосуванням звичайної верхньої кисневої фурми:

- оскільки голівка фурми для роздувки шлаку проектується строго під цехову витрату азоту, це забезпечує підвищення динамічного натиску азотних струменів на шлаковий розплав і, тим самим, більш інтенсивне розбризування шлаку на футерівку; при цьому кут нахилу сопел до вертикалі у голівці може бути збільшений до необхідної величини, а сопла в голівці можуть бути за необхідністю згруповані з розрахунком локального нанесення шлакового гарнісажу в певні місця підвищеного зносу футерівки конвертера (цапфені зони, зона шлакового поясу тощо);

- голівка фурми для роздувки шлаку може виготовлятися повністю з рядової вуглецевої сталі, що значно здешевлює виготовлення самої фурми, спрощує технологію збірки голівки, підвищує надійність конструкції у порівнянні з використанням голівок з мідними наконечниками і соплами;

- фурма для роздувки шлаку може бути подовжена без побоювання занурення її голівки до шлакового розплаву, що дозволяє підвищити ефективність розбризування шлаку і нанесення гарнісажу при меншій витраті азоту;

- витрата охолодної води на фурму може бути значно зменшена або зовсім відсутня (застосування спеціальної газоохолодної фурми) без побоювання зниження стійкості голівки фурми;

- шлаковий гарнісаж, що утворюється на стовбурі фурми, добре відділяється і перед черговою операцією роздувки шлаку обсипається мимовільно.

Позитивний досвід експлуатації спеціально пристосованої фурми для роздувки шлаку був підтверджений в ході відпрацювання технології нанесення шлакового гарнісажу на футерівку 375-т конвертерів ВАТ “ММК” [10, 17].

Четвертою і найбільш важливою умовою при нанесенні кінцевого шлаку заданого складу на стінки конвертерів слід вважати належне забезпечення азотом розрахункових параметрів верхньої фурми – в ідеальному варіанті витрата і тиск азоту повинні точно відповідати аналогічним параметрам кисню на продувку. Ці дані визначають пропускну спроможність трубопроводів, місткість, тиск і кількість ресиверів для зберігання газу і потужність компресора, що необхідна для відновлення параметрів газу в системі до наступного циклу роздувки шлаку.

Якщо в зарубіжних киснево-конвертерних цехах [3-7] тиск і витрата азоту для роздувки шлаку повністю відповідають параметрам кисню, що подається на рафінування ванни через верхню фурму, то на металургійних підприємствах країн СНД при освоєнні технології ошлакування футерівки, особливо на великовантажних конвертерах місткістю 250-400 т, такої відповідності забезпечити не вдалося.

Наприклад, в умовах роботи киснево-конвертерного цеху № 2 ВАТ “ЗСМК” інтенсивність продувки киснем ванни 350-т конвертерів складає 900-1200 м³/хв, а подача азоту на роздувку шлаку здійснюється з витратою 750-850 м³/хв [13, 52]. У 375-т конвертерах ВАТ “ММК” [10, 17] на продувку ванни витрачається 1100-1200 м³/хв кисню, а витрата азоту при нанесенні шлакового гарнісажу коливається в межах 320-500 м³/хв.

Тому, з метою забезпечення належного режиму роздувки шлаку азотом на деяких металургійних підприємствах довелося подовжити верхню фурму для роздувки шлаку [10,17].

На даний час на 250-т конвертерах ВАТ “ДМКД” для кожного працюючого конвертера встановлюється в каретці одна киснева фурма і одна фурма для ошлакування, яка подовжена на 1,2 м, із зміщеними (згрупованими) соплами [54], що забезпечує набризкування шлаку на цапфені зони конвертера. В результаті істотно збільшилися товщина і висота захисного шлакового гарнісажу на футерівці конвертера, особливо у цапфених зонах, знизилася заметалювання кисневих фурм внаслідок покращення шлакоутворення за рахунок оплавлення нанесеного шлакового покриття на стінки агрегатів, а отже збільшився цикл роботи верхніх фурм з 16 до 29-35 плавок до зняття їх для обрізання із стовбура фурми шлакометалевої охолоді.

У ідеальному варіанті бажано запобігти (або значно знизити) утворення шлакового гарнісажу на стволі фурми для роздувки шлаку, оскільки інакше необхідно передбачити захисні заходи, щоб запобігти потраплянню на робочий майданчик кусків шлакової охолоді, що осипаються з фурми, яка знаходиться поза фурменим вікном. Наприклад, в умовах киснево-конвертерного цеху ВАТ “ДМКД” для цього змонтовані спеціальні спрямовуючі жолоби.

Виконання всіх чотирьох зазначених факторів у комплексі буде сприяти підвищенню ефективності процесу нанесення захисного шлакового гарнісажу на футерівку конвертера шляхом роздувки азотом спеціально підготованого шлакового розплаву і значно збільшить стійкість футерівки конвертерних агрегатів. Важливу роль в забезпеченні підвищення стійкості футерівки конвертерів також буде відігравати використання лазерних вимірювальних систем [5, 16], які дозволяють контролювати товщину футерівки конвертера на різних ділянках його робочої поверхні за ходом кампанії і, тим самим, більш ефективно здійснювати ремонти футерівки агрегатів шляхом диференційованої роздувки шлаку спеціально застосованою для цього фурмою.

ЛІТЕРАТУРА

1. Zhao Fengjun. Наплески шлака для защиты футеровки конвертера / Fengjun Zhao // Shanghai jinshu = Shanghai Metals.– 1999.– Vol. 21. – № 5.– P.40-44.
2. Повышение стойкости футеровки конвертеров путем ее ошлакования / Р.В.Старов, Г.Ф.Боровиков, Г.А.Шаповал [и др.] // Труды первого конгресса сталеплавильщиков. – М.: Черметинформация, 1992. – С.99-100.
3. Гудман Н. Вспенивание шлака в кислородных конвертерах / Н.Гудман // Steel Times International. – 1996. – № 4. – P.3-4.
4. Macanley D. Engineering developments lead to greater economy / D.Macanley // Steel Times International. – 1996. –№ 5. – P.12-14.
5. Hess G.M. BOS Innovation / G.M.Hess // 33 Metalproducing.-1995.-№ 9.- P.55, 58, 60, 62, 64, 81.

6. Schriefer J. Making a more reliable heat in the BOF / J.Schriefer // *New Steel*. – 1996. – № 5. – P.48-52.
7. Messina C.J. Slag splashing in the BOF- World wide status, practices and results / C.J.Messina // *Iron and Steel Engineer*. – 1996. – № 5. – P.17-19.
8. Greco L. Installation and Start-up of Slag Splashing at Algoma Steel Inc. / L.Greco, A.McGowan // *Steelmaking Conference Proceedings*. – 1997. – P.97-100.
9. Совершенствование способов ремонта футеровки 160-т конвертеров с применением нейтральных газов / Р.С.Айзатулов, Е.В.Протопопов, В.В.Соколов [и др.] // *Сталь*. – 1999. – № 5. – С.39-42.
10. Отработка технологии нанесения шлакового гарнисажа на футеровку 375-т конвертеров / Р.С.Тахаутдинов, В.Г.Овсянников, Т.К.Прищепова [и др.] // *Сталь*. – 1999. – № 11. – С.27-28.
11. Разработка и внедрение комплекса мероприятий по повышению производства и качества выплавляемой стали в кислородно-конвертерных цехах / В.Ф.Рашников, А.А.Мордашов, С.М.Чумаков [и др.] // *Металлург*. – 2000. – № 7. – С.43-44.
12. Совершенствование производства и улучшение качества выплавляемой стали в кислородно-конвертерных цехах Магнитогорского и Череповецкого металлургических комбинатов / В.Ф.Рашников, А.А.Мордашов, С.М.Чумаков [и др.] // *Бюллетень "Черная металлургия"*. – 2001. – № 6. – С.66-68.
13. Энергосберегающая технология нанесения шлакового гарнисажа и выплавки конвертерной стали / П.И.Югов, В.В.Соколов, А.Б.Юрьев [и др.] // *Бюллетень "Черная металлургия"*. – 2002. – № 12. – С.24-27.
14. Выплавка стали в 370-тонных кислородных конвертерах с использованием шлакообразующих материалов, содержащих оксид магния./ Р.С.Тахаутдинов, А.А.Степанова, А.В.Сарычев [и др.] // *Черные металлы*. – 2002. – С.12-14.
15. Технология ошлакования футеровки кислородных конвертеров / В.А.Нечепоренко, Н.М.Омесь, Г.Ф.Боровиков [и др.] // *Теория и практика металлургии*. – 1999. – № 3. – С.22-23.
16. Sian C. Slag Splashing for Bao Steel's 300 Metric Ton BOF and Crystallographic Structure of its Slag / C.Sian, Y.Wenyuan, Z.Conglie // *Iron and Steelmaker*. – 2000. – № 7. – P.39-41.
17. Особенности технологии выплавки конвертерной стали в ОАО ММК / Р.С.Тахаутдинов, В.Ф.Коротких, А.Ф.Сарычев [и др.] // *Сталь*. – 1999. – № 11. – С.18-19.
18. Susumu Oku. Развитие метода нанесения шлаковых покрытий для кислородного конвертера / Oku Susumu, Mimura Mitsutosi, Akamatsu Setuo // *Тайкадцу, Refractories*. – 1983. – Vol. 35. – № 300. – P.17-21.
19. Повышение стойкости футеровки конвертеров посредством её ошлаковывания / А.Г.Чернятевич, А.С.Бродский, А.В.Гресс, П.А.Старков // *Теория и практика решений экологических проблем в горнодобывающей и металлургической промышленности: тезисы докладов Всеукраинской научно-технической конференции*. – Днепропетровск, 1993. – С.52-53.
20. Протопопов Е.В. Технологические аспекты комбинированной подачи нейтрального газа в конвертерную ванну / Е.В.Протопопов, Р.С.Айзатулов, А.Г.Чернятевич // *Труды 4 конгресса сталеплавателей*. – М.: Черметинформация, 1997. – С.104-107.
21. Спицын Н.А. Разработка и внедрение технологии ошлакования 160-тонных конвертеров / Н.А.Спицын // *Криворожсталь-2000: тезисы докладов научно-технической конференции молодых специалистов*. – Кривой Рог, 2000. – С.16-17.

22. Особенности рафинирования конвертерной стали при работе на магнезиальных шлаках / А.А.Берг, А.А.Добромилов, А.П.Микляев [и др.] // Сталь. – 2000. – № 6. – С.26-28.
23. Старов Р.В. Влияние технологических особенностей конвертерной плавки на износ футеровки / Р.В.Старов, Ю.М.Нечкин, В.И.Явойский // Производство стали в кислородно-конвертерных и мартеновских цехах. – М.: Металлургия. – 1978. – С.25-28.
24. Заявка 382705 Япония, МКИ С 21 С 5/44, С 21 С 5/48. Способ восстановления конвертера в горячем состоянии / Окуда Харуюки, Такэси Хидэо. – № 1-219975; заявл. 25.08.89; Опубл. 08.04.91.
25. Дидковский В.К. Использование магнезиальных шлакообразующих материалов для повышения стойкости футеровки кислородных конвертеров / В.К.Дидковский, Е.В.Третьяков // Обзорная информация – ин-т "Черметинформация", сер. "Сталеплавильное производство". – М.: Металлургия, 1985. – Вып. № 4. – 23с.
26. О растворимости окиси магния в кислородно-конвертерных шлаках / К.- Х.Обест, Э.Шюрман, Г.Ман [и др.] // Черные металлы. – 1980. – № 20. – С.23-28.
27. Obinata T. High-MgO-Slag operations in BOF / T.Obinata // Role of Slag Basic Oxygen Steel-making Process: Proceedings Symposium. – Hamilton. – 1977. – P.11/1-11/35.
28. Влияние содержания MgO в шлаке и донной продувки на степень дефосфорации и десульфурации при выплавке стали в конвертере по способу SDS / Э.Шюрман, Г.Ман, Д.Нолле, У.Ойленбург // Черные металлы. – 1985. – № 2. – С.31-36.
29. Процесс ЛД с применением доломита, разработанный фирмой Штальверке Пайне-Зальцитгер // Черные металлы. – 1984. – № 2. – С.23.
30. Микроструктура кислородно-конвертерных шлаков /В.Мюнхберг, К.-Х.Обст, Г.Ман, Д.Нолле // Черные металлы. – 1981. – № 9. – С.20-23.
31. Фиге Л. Применение мягкообожженного доломита и профилактического торкретирования с целью повышения стойкости футеровки кислородных конвертеров / Л.Фиге, Х.Шрээр, В.Реш // Черные металлы. – 1983. – № 6. – С.23-26; № 7. – С.23-29.
32. Klages G. Entwicklung der Konverterhaltbarkeit in den Stahlwerken der Thyssen Stahe AG nach Einfuhrung des TBM / G.Klages, E.Schulz // Verfahrens Thyssen Technische Berichte. – 1984. – Bd 16. – № 2. – S.103-108.
33. Бок М., Олер Х. Использование доломитовой извести в LD-конвертерах: преимущества и недостатки, анализ затрат.
34. Nishiwaki Minori. Улучшение службы футеровки конвертеров компании Nippon Steel Corporation. / Minori Nishiwaki, Mutsumi Ohji, Kiyohito Tanizawa // 61 st Nat. Open Hearth and Basic Oxygen Steel Conf. Proc. – Vol. 61. – Chicago Meeting, 1978. – New York, 1978. – P.85-93.
35. Работа кислородных конвертеров на магнезиальных шлаках / Н.И.Ярошенко, Р.В.Старов, Е.В.Третьяков [и др.] // Сталь. – 1971. – № 9. – С.793-795.
36. Kumar D.S. Converter Life Enhancement through Optimisation of Operating Practices / D.S.Kumar, G.Prasad, S.C.Wishwanath [et al.] // Ironmaking and Steelmaking. – 2007. – № 6. – С.521-528.
37. Пат. 109049 ПНР, МКИ С 21 С 5/44. Способ защиты днища кислородного конвертера для выплавки стали. Sposob zabezpieczenia obmuza dennicy konwertora tlenowego do wytapiania stali / Butryn Stanislaw, Pagacz Jozef, Bulat Piotr [i in.] – № 197155; заявл. 31.03.77; опубл. 05.06.81.
38. Пат. 385771 Австрия, МКИ С 21 С 5/44, F 27 D 1/16. Способ покрытия огнеупорной футеровки металлургической плавильной печи теплостойким материалом. Verfahren zum überziehen der feuer festen auskleidung eines metallurgischen schmelzofens

- mit einem hitzebeständigen material / Kaiser Manfred. – № 1635/86; заявл. 16.06.86; опубл. 10.05.88.
39. Пат. 4410167 США, МКИ С 21 В 7/04, НКИ 266/281. Способ восстановления рабочего слоя футеровки сталеплавильного конвертера. Method of applying a refractory lining to a rotary steel converter / Murakami Keikichi. – № 278008; заявл. 25.06.81; опубл. 18.10.83. Приор. 22.12.78 № 53-163691, Япония.
 40. Заявка 58-117816 Япония, МКИ С 21 С 5/44, F 27 D 1/16. Способ восстановления футеровки конвертера. / Нагараку Масуо, Мацуо Сабуро, Ямагути Кадзуми, Нонака Тосихару. – № 56–210908; заявл. 29.12.81; опубл. 13.07.83.
 41. Заявка 62-7814 Япония, МКИ С 21 С 5/44. Способ нанесения шлакового покрытия на футеровку конвертера / Утида Сигэтака, Танабэ Харуеси, Фукуми Дзюньити, Каваками Масахиро.- № 60–145783; заявл. 04.07.85; опубл. 14.01.87.
 42. Пат. 300677 ГДР, МКИ С 21 С 5/44. Способ повышения стойкости огнеупорной футеровки металлургического агрегата / Verfahren zur Erhöhung der Haltbarkeit der feuerfesten Auskleidung von metallurgischen Gefäßen / Holzhey Manfred, Kruschke Eberhard, Böhm Peter [e.a.]- № 3297601; заявл. 20.06.89; опубл. 02.07.92.
 43. Заявка 59–93816 Япония, МКИ С 21 С 5/44. Способ восстановления футеровки конвертера / Йосида Гакуси, Кобаяси Исао, Акуёси Хидэнори.- № 57–201690; заявл. 17.11.82; опубл. 30.05.84.
 44. Заявка 59–96209 Япония, МКИ С 21 С 5/48, С 21 С 5/44. Способ ремонта футеровки конвертера / Окимори Маюми, Мураками Сёдзо, Ямагути Итидзо, Хонда Кёсукэ.- № 57–206984; заявл. 26.11.82; опубл. 02.06.84.
 45. Заявка 62-17112 Япония, МКИ С 21 С 5/44. Способ нанесения покрытия на стенки конвертера / К.к. Кобэ сэйкосе. – № 60–156802; заявл. 15.07.85; опубл. 26.01.87.
 46. Isenberg J. Burnishing the BOP / J.Isenberg, O.Louqhlin // 33 Metalproducing.-1999. – № 9. – P.28-33.
 47. Goodson K.M. Огнеупорная футеровка агрегатов и наплески шлака / K.M.Goodson, N.Donaghy, R.O.Russel // Iron and Steelmaker. – 1995. – Vol. 22. – № 6. – P.31-34.
 48. Фирма British Steel начала разбрызгивать шлак в Уэльсе / British Steel to start slag splashing in Wales // Steel Times. – 1996. – Vol. 224. – № 10. – P.337.
 49. Раздув шлака в конвертерах Eko Stahl способствует снижению расходов на огнеупоры / Н.-U.Schmidt, W.Holzhey, E.Kruschke [et al.] // Steel Times. – 1998. – Vol. 226. – № 8. – P.286-287.
 50. Су Тянсен. Совершенствование производства стали в Китае в 2001г. и перспективы на будущее / Тянсен Су // Черные металлы. – 2003. – С.64-67.
 51. Джиан К. Производство и технический прогресс на металлургическом заводе № 1 фирмы “Баостил” / К.Джиан, Ф.Хуичун, Ж.Ликсин // Труды 5 конгресса сталеплавильщиков. – 1999. – С.70-73.
 52. Совершенствование технологии производства стали в кислородно-конвертерных цехах / В.В.Соколов, В.П.Комшуков, В.М.Машинский, В.Д.Горбунов // Металлург. – 2003. – № 7. – С.59.
 53. Патент 2128714, Россия. Способ нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера / Р.С.Айзатулов, Е.В.Протопопов, В.В.Соколов, В.А.Буймов, А.Г.Чернятевич, М.А.Щеглов, А.В.Амелин, А.П.Пресняков [и др.] – № 97116117/02; заявл. 24.09.1997; опубл. 10.04.1999.
 54. Позитивне рішення № 2126/ЗА/11 від 19.08.2011р. по заявці № а 2010 12620, МПК С 21 С 5/44, 5/48, F 27 D 1/16. Верхня фурма для роздувки шлаку і спосіб відновлення футерівки конвертера з її застосуванням / С.П.Пантейков, Л.М.Учитель, Ю.П.Махлай, В.В.Моцний. Дата подання 25.10.2010р.