

РОЗДІЛ «МЕТАЛУРГІЯ. ЗВАРЮВАННЯ»

УДК 669.162

КРЯЧКО Г.Ю., к.т.н. доцент
ХВОСТОВ М.К., бакалавр

Днепродзержинский государственный технический университет

ИЗМЕНЕНИЕ ТЕОРЕТИЧЕСКОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ ГОРЕНИЯ
В ПРОЦЕССЕ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ДОМЕННОГО ПРОИЗВОДСТВА

Введение. Теоретическая температура горения кокса перед фурмами доменной печи является важным показателем дутьевого режима плавки, используемым для выбора его параметров и оценки хода процесса. Имеется мнение [1] о том, что верхний и нижний пределы оптимального значения теоретической температуры горения в значительной степени зависят от качества кокса и применяемых шихтовых материалов, вида ддуваемого топлива и его расхода, давления газа на колошнике и объема доменных печей. Практика доменных печей Западной Европы, работающих на качественном сырье с ддуванием пылеугольного или жидкого топлива, показывает, что теоретическую температуру горения на этих печах поддерживают в относительно узких пределах и на высоком уровне (2100-2250°C). В то же время на североамериканских доменных печах с повышенным расходом природного газа (175-225 м³/т чугуна) теоретическая температура горения составляет 1680-1720°C.

Принимая во внимание столь большую разницу величин температуры горения, наблюдаемую на практике, некоторые исследователи [2] считают, что в реальных условиях доменной плавки теоретическая температура может меняться в широких пределах без нарушения ровного хода печи. Такой интервал возможных изменений значения этой температуры по мнению [2] заключается в пределах от 1800 до 2300°C, а боязнь чрезмерно высоких температур перед фурмами не основана на каких-либо научных соображениях и связана скорее с привычкой и некоторым консерватизмом мышления. Тем не менее, практики на большинстве заводов Украины стараются поддерживать теоретическую температуру в узких пределах (2000-2100°C). Считается, что превышение верхнего предела приводит к ухудшению работы печи.

Постановка задачи. Существенные отличия в подходах к вопросу исследования диктуют необходимость оценить влияние условий доменной плавки на изменение теоретической температуры горения, что позволит повысить точность расчетов, связанных с определением оптимальных расходов топливных добавок и регулированием теплового состояния доменной печи.

Результаты работы. Методика исследования. Для анализа влияния условий плавки провели выборку показателей доменного процесса, начиная с 1958 по 2006 годы с использованием архивных и литературных источников информации. Количество единичных периодов в выборке 42, продолжительность периода не менее 1 месяца нормальной работы. Выборка охватывает не только временной диапазон, но и печи разного объема (1386, 1719, 1754, 2000, 2700 и 5500 м³) металлургических комбинатов "Азовсталь", Днепропетровского, Криворожского и Череповецкого ("Северсталь").

Расчет теоретической температуры производили по формуле Н.Е. Дунаева и Т.Н. Кухтина, являющейся наиболее универсальной, поскольку все величины отнесены к 1 м³ дутья. Это позволяет определить температуру путем подстановки в формулу параметров дутьевого режима и характеристик ддуваемого топлива, например для природного газа:

$$T_{\text{теор}} = \frac{[0.9341 \cdot T_0 + 8208 \cdot \omega - f(2402 - 1.2177 \cdot T_0) - 26.73 \cdot \Pi \Gamma + 94.76]}{1 + \omega + 2 \cdot f + 2.026 \cdot \Pi \Gamma}, \quad (1)$$

где T_d – температура дутья, °С; ω – содержание кислорода в дутье, m^3O_2/m^3 сухого дутья; f – влажность дутья, m^3H_2O/m^3 сухого дутья; $ПГ$ – расход дувяемого в фурмы природного газа, m^3/m^3 дутья.

Коэффициент уровня технологии рассчитывали по формуле [3]:

$$K_{yt} = P_y/k_y, \text{ т/м}^2\text{час}, \quad (2)$$

где P_y – удельная производительность доменной печи, отнесенная к площади горна, $t/m^2\text{час}$; k_y – удельный расход кокса, $кг/т$ чугуна.

Коэффициент уровня технологии в той или иной мере отражает все улучшения в доменном производстве: от подготовки сырья до организации доменного процесса.

Поскольку составляющие формулы определения $T_{теор}$ являются достаточно информативными единицами, следует рассматривать также их изменение. Это касается числителя и знаменателя формулы (1). Числитель представляет собой суммарное тепло горения и физическое тепло дутья, отнесенное к $1m^3$ его, а знаменатель – энтальпию фурменного газа. Поэтому наряду с изучением изменения величины $T_{теор}$ в процессе улучшения условий плавки было рассмотрено также изменение составляющих.

За исследуемый период в доменном производстве произошли существенные сдвиги как в улучшении подготовки шихты, так и в технологии плавки. Благодаря дуванию природного газа была повышена температура дутья, внедрено комбинированное дутье, повысились основность и богатство агломерата, снизились расход сырого известняка и выход шлака. За этот период коэффициент уровня технологии на отдельных печах вырос с 1,74 до 5,54 $t/m^2\text{час}$.

Теоретическая температура горения от минимального значения 1844°С выросла до максимального значения 2287°С (рис.1, а), что составило 98% и 121% (рис.1, б) от темпе-

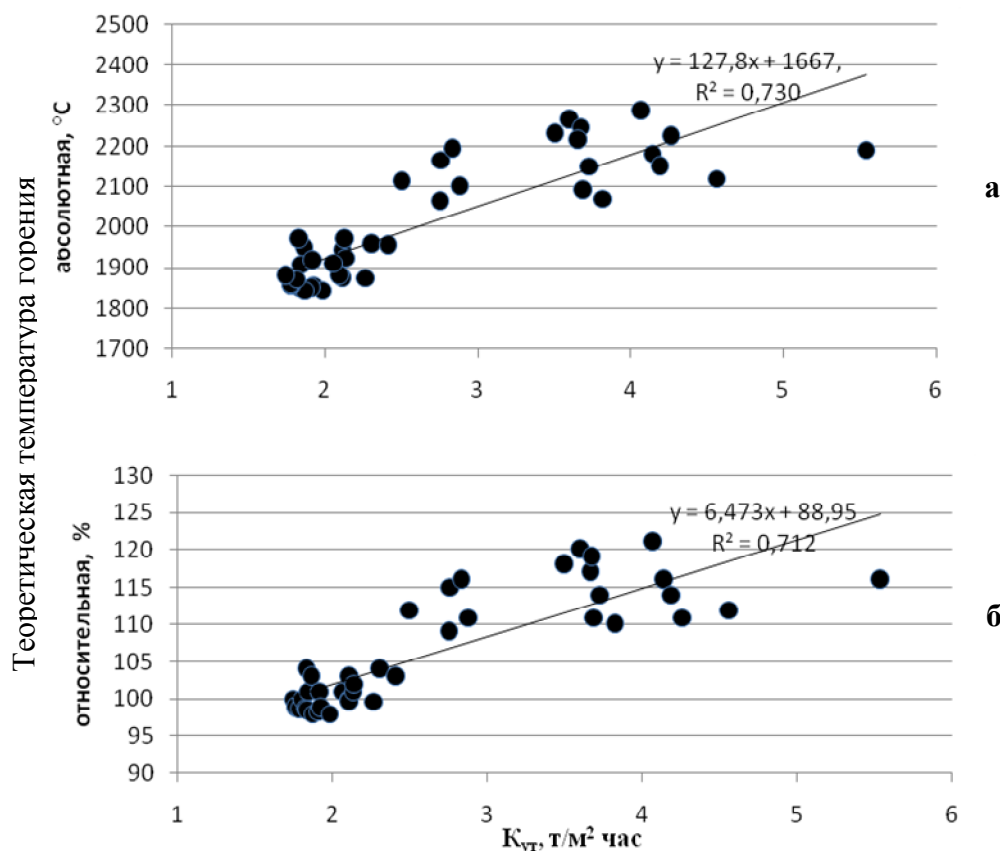


Рисунок 1 – Зависимость между коэффициентом уровня доменной технологии и абсолютной (а), а также относительной (б) теоретическими температурами горения

ратуры, достигнутой при минимальном коэффициенте уровня технологии, то есть относительная разница между наименьшим и максимальными значениями $T_{\text{теор}}$ достигла 23%. Полученные закономерности отличаются достоверностью (корреляционные отношения составляют 0,73 для абсолютной температуры и 0,71 для относительной (рис.1).

Представляет интерес, каким образом изменялись составляющие формулы (1) для расчета $T_{\text{теор}}$ – числитель, представляющий собой тепло, поступающее в печь с 1 м^3 горячего дутья, и знаменатель – энтальпия газов продуктов горения. Данные, приведенные на рис.2, свидетельствуют о том, что приход тепла на фурмах изменялся в пределах от 2416 до 3321 кДж/м^3 дутья. Это составило 98 и 135% от поступления тепла, достигнутого при минимальном и максимальном значениях коэффициента уровня технологии.

Сравнивая данные, приведенные на рис.1 и 2, видно, что относительный приход тепла от горения на 14% превышает относительную теоретическую температуру горения. Такое превышение частично нивелируется за счет изменения знаменателя (формула (1)) – энтальпии газов продуктов горения (рис.3).

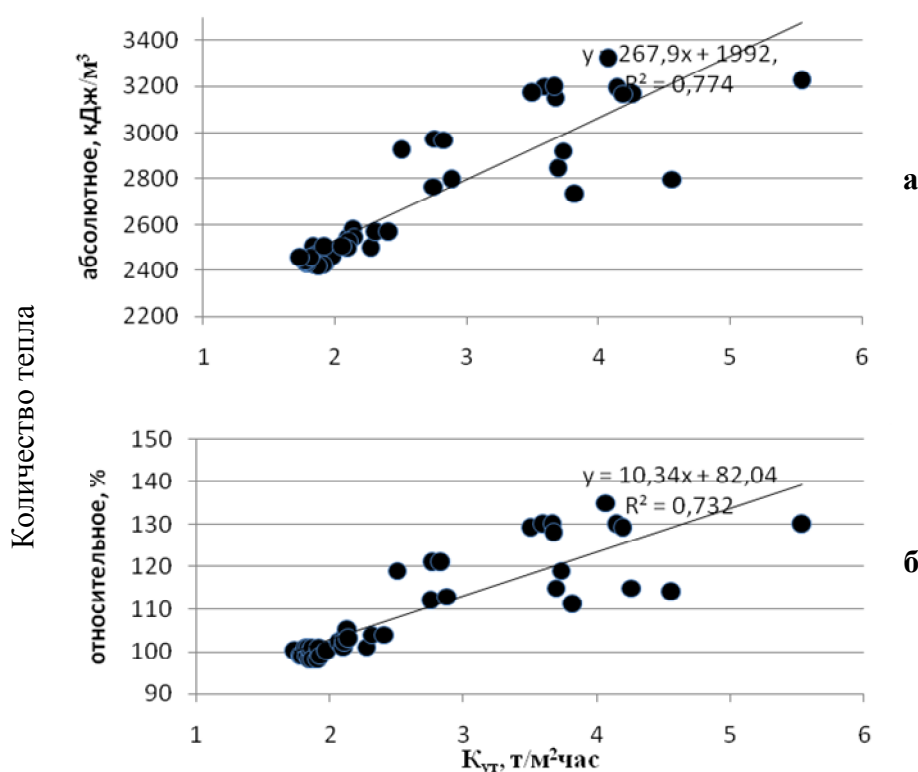


Рисунок 2 – Зависимость между коэффициентом уровня доменной технологии и абсолютной (а), а также относительной (б) теплотой горения на фурмах

На рис.3 приведены данные об изменении энтальпии фурменных газов в абсолютном (рис.3, а) и относительном (рис.3, б) измерениях. Из приведенной информации видно, что энтальпия газов изменилась на меньшую величину ($\sim 15\%$), чем $T_{\text{теор}}$. Минимальное значение энтальпии составило 1,27, а максимальное – 1,47 кДж/м^3 град, что в свою очередь составило 97,7 и 113,1% от теплосодержания газа, достигнутого при минимальном значении коэффициента уровня технологии.

Выводы. Для полной оценки влияния условий плавки на теоретическую температуру горения у фурм впервые рассмотрено изменение во времени не только $T_{\text{теор}}$, но и составляющих формулы ее определения, а именно прихода тепла горения и энтальпии

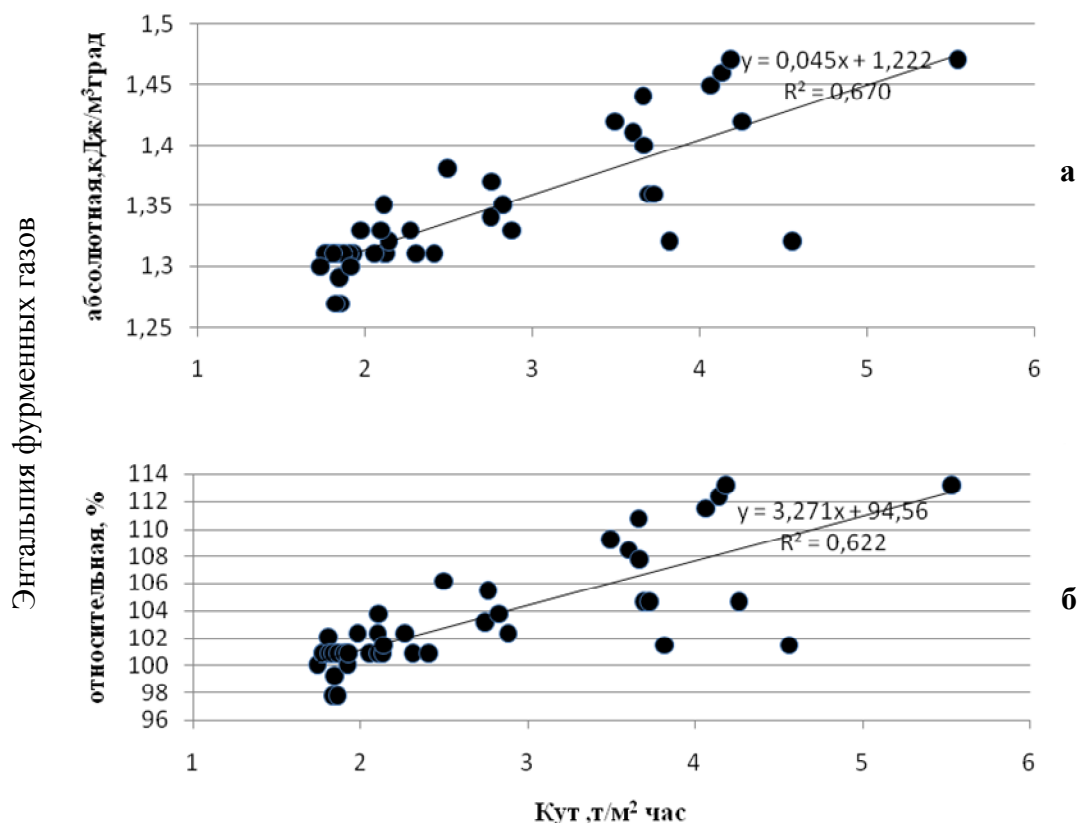


Рисунок 3 – Зависимость между коэффициентом уровня доменной технологии и абсолютной (а), а также относительной (б) энтальпией фурменных газов

фурменных газов. Показано, что наибольшее изменение с улучшением условий плавки произошло с приходом тепла в печь, прежде всего, за счет повышения температуры дутья и обогащения его кислородом. Наименьшие изменения касаются энтальпии фурменных газов, однако и его изменение повлияло на то, что $T_{теор}$ росла меньшими темпами, чем суммарный приход тепла в печь.

Показано также, что улучшение условий доменной плавки приводит к росту теоретической температуры горения. Возможность работы доменных печей с повышенной температурой горения следует учитывать при прогнозных расчетах перспективных технологий выплавки чугуна.

ЛИТЕРАТУРА

1. Metallurgy of cast iron / [Вегман Е.Ф., Жеребин Б.Н., Похвиснев А.Н. и др.]; под ред. Ю.С.Юсфина. – 3-е изд. перераб. и дополн. – М.: ИКЦ "Академ-книга", 2004. – 774с.
2. Мишин Ю.П. Совершенствование теплового режима доменной плавки с целью повышения технико-экономических показателей работы печи / Мишин Ю.П., Вегман Е.Ф. – М.: МИСиС, 1985. – 144с.
3. Крячко Г.Ю. Оценка качества дутья и технической работы газа в доменном процессе / Крячко Г.Ю. // Черные металлы. – 2002. – № 10. – С.11-16.

Поступила в редколлегию 21.06.2013.

УДК 669.162

КРЯЧКО Г.Ю., к.т.н., доцент
ЛАЗЕБНИК Д.О.*, магистр
САФИНА-ВАЛУЕВА Л.А., к.т.н., доцент
МАСТЕРОВЕНКО Е.Л., к.т.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет
*ПАО «ЕВРАЗ – Днепропетровский металлургический завод им. Петровского»

ОСОБЕННОСТИ НЕСТАЦИОНАРНОСТИ ПРОЦЕССА В КОМПАКТНОЙ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ. СООБЩЕНИЕ 1

Введение. Доменные печи малого объема до 1000 м^3 или так называемые компактные печи (СВФ) заняли устойчивую нишу в металлургии ограниченной мощности. При дефиците металлолома, особенно не загрязненного сопутствующими металлами, компактная доменная печь может решить проблему сырьевого обеспечения и на мини заводах, количество которых непрерывно растет.

Компактные печи, имея ограниченную высоту и повышенную активную площадь горна вследствие небольшого его диаметра, работают, как правило, с высокой форсировкой хода даже в неблагоприятных сырьевых условиях. Поэтому не случайно то, что в последние годы возобновился интерес к изучению процессов, протекающих в компактных печах [1].

Нестационарность, обусловленная периодическим накоплением и выпуском продуктов плавки, приводит к значительным изменениям в доменном процессе и вследствие этого влияет на главные показатели плавки – производительность печи и расход кокса.

Первое детальное исследование этой нестационарности было проведено уральской школой доменщиков [2]. На доменных печах Магнитогорского комбината объемом 1370 и 2000 м^3 было установлено, что во время накопления расплавов в горне повышалась напряженность газодинамического режима, выражающаяся в росте перепада давлений (ΔP) при разогреве печи. В период выпуска, наоборот, температура по высоте печи, общий и частные перепады давлений снижались. Поскольку в период выпуска возникали условия для некоторого повышения уровня форсирования хода, исследователи предложили добавлять к дутью в этот период природный газ и, в результате, улучшать показатели плавки. Технология с коррекцией расхода природного газа по ходу плавки была успешно опробована на доменных печах ММК, НТМК и на комбинате им. Ильича.

Исследование нестационарности, вызванной периодичностью выпусков на компактных печах, провели сотрудники финской (Ruuki Pr.) и канадской (Dofasco Inc.) фирм [1]. Для обеспечения возможности сравнения параметров печи при выпусках разной продолжительности исследователи ввели такие параметры, как нормализованная продолжительность выпуска, нормализованное время в цикле «накопление-выпуск», а также критерии плавучести загромождения, образующегося в горне в результате разрушения кокса.

Было установлено, что на доменной печи № 3 объемом 660 м^3 фирмы «Dofasco Inc.», оборудованной двумя чугунными летками, наблюдалась закономерность монотонного снижения перепада давлений от начала до конца выпуска. Отмеченная закономерность была характерна и для доменных печей ММК, также оснащенных двумя чугунными летками.

На финской печи объемом 1000 м^3 с одной чугунной леткой характер изменения общего перепада давлений был иным. Здесь ΔP снижался не в начале выпуска, а в середине, причем смещение во время начала снижения ΔP было тем больше, чем меньше

индекс плавучести загромождения [1]. Понятно, что в таких условиях возможности технологического воздействия на процесс плавки существенно сужаются.

Постановка задачи. Обнаруженная авторами работы [1] особенность нестационарности процесса обусловила необходимость исследовать характер изменений, вызванных периодичностью выпусков продуктов плавки на отечественной доменной печи компактного типа.

Результаты работы. *Объект исследования.* В качестве исследуемой выбрали ДП № 2 ПАО «ЕВРАЗ – ДМК им. Петровского» полезным объемом 700 м³.

Важным параметром профиля является отношение полезного объема горна (между уровнями воздушных фурм и чугунной летки) к объему противоположной зоны (объему печи между уровнями воздушных фурм и поверхностью засыпи). В табл.1 приведены некоторые параметры профиля исследуемой печи и типовых печей СНГ, объем которых подобран таким образом, чтобы полезный объем следующей был примерно в два раза больше предыдущей. Сравнение показывает, что проектный профиль ДП № 2 отвечает современным тенденциям развития профиля, согласно которым горн и зумпф существенно углублены. Относительный объем горна компактной печи уступает по величине только соответствующему показателю проекта печи объемом 5500 м³.

Таблица 1 – Некоторые параметры профиля исследуемой и типовых доменных печей

Показатель	Объем печей, м ³			
	Исследуемая печь	Типовые печи		
		700	1386	2700
Размеры горна, м:				
диаметр	5,86	8,20	11,00	15,10
высота	3,7	3,2	3,9	5,7
глубина мертвого слоя	1,650	0,450	1,700	1,165
Полезный объем горна, м ³	89	148	322	930
Объем противоточной области, м ³	591	1190	2301	4422
Отношение полезного объема горна к объему противоточной области, %	15,0	12,4	14,0	21,0

Необходимо заметить, что параметры профиля печей объемом от 1386 м³ до 5500 м³ представлены по типовым проектам. Современные реконструктивные изменения профиля этих печей в разной мере увеличивают отношение полезного объема горна к объему противоточной области, возрастает также глубина зумпфа.

В период исследования печь работала на агломерате Южного ГОКа с добавками в шихту железобоксита, марганцевого концентрата и доменного присада с расходом кокса 582-587 кг/т чугуна (табл.2). Порядок загрузки был следующим: 1пКРРК↓ + 4пКРРК↓ + 2пРРКК↓ при уровне засыпи 1,0-1,4 м.

Из табл.2 видно, что, несмотря на более высокую основность и химический нагрев чугуна, 10.05.13 концентрация серы в чугуне была существенно большей (0,037% против 0,028% 03.05.13) вследствие канального неровного хода печи.

Предметом исследования являются технологические закономерности доменного процесса, связанные с нестационарностью, обусловленной периодическим выпуском продуктов плавки.

Методика исследования состоит в изучении конкретных выпусков продуктов плавки в два периода, характерных для ровного и с нарушениями хода печи. В отличие от предшественников изменение газодинамического режима оценивали не общим перепадом давлений ΔP , а относительным $\Delta P_d/Q_d$, отнесенным к расходу дутья, поскольку последний параметр является определяющим в формировании величины $\Delta P_{общ}$. Соот-

ветственно и индекс плавучести загромождения определяли по изменению относительного перепада давлений.

Таблица 2 – Техничко-экономические показатели работы доменной печи №2 ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» в периоды нормальной работы (03.05.2013) и с нарушениями хода (10.05.2013)

Показатели	Периоды	
	03.05.2013 ровный ход	10.05.2013 канальный ход
Производительность, т/сут	1230	1118
Расход кокса, кг/т чугуна	587	582
Интенсивность горения кокса, кг/м ³ сут	1031	930
Доля агломерата в шихте, %	87,3	87,7
Дутье:		
- расход, м ³ /мин	1633	1587
- давление, кПа	230	218
- температура, °С	1100	1100
Колошниковый газ:		
- давление, кПа	130	130
- температура, °С	289	311
- состав, %:		
CO ₂	15,2	13,8
CO	26,0	25,6
H ₂	4,1	4,3
Рудная нагрузка	3,11	3,08
Состав чугуна, %:		
Si	0,76	0,84
Mn	0,63	0,66
S	0,028	0,037
Основность шлака:		
CaO/SiO ₂	1,18	1,26
(CaO+MgO)/SiO ₂	1,23	1,31

Для сравнения выборочных последовательностей падения давления в разных циклах выпуска выборочные моменты времени в каждом цикле выпуска представляли в нормализованной шкале времени τ по уравнению [1]

$$\tau_i = (i - 1)/(N - 1), \quad (1)$$

где N – количество значений в выборке; i – номер текущего значения.

В качестве оценки изменения цикла выпуска использовали индекс плавания загромождения F [1], описываемый уравнением

$$F_k^{\text{Fin}} = \Delta P_k^{\text{start}} - \Delta P_{k-1}^{\text{start}}, \quad (2)$$

где F_k^{Fin} – индекс плавания загромождения, определяемый по финской методике; $\Delta P_k^{\text{start}}$ – перепад давлений в начале выпуска, кПа; k – номер выпуска.

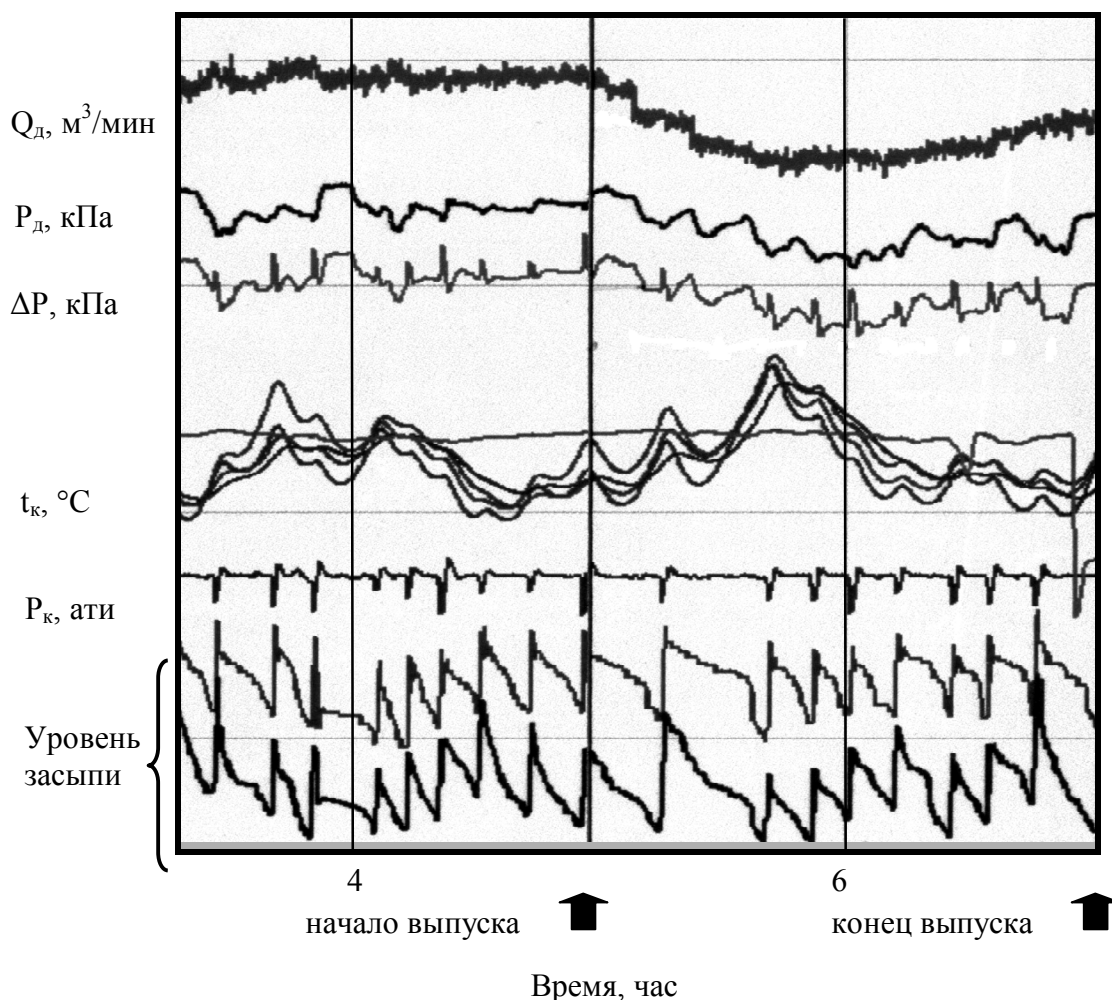
Принимая во внимание необходимость учета не общего ΔP , а относительного перепада давлений, выражение (2) было представлено следующим образом:

$$F_k^{\text{Ua}} = \Delta(P/Q_d)_k^{\text{start}} - \Delta(P/Q_d)_{k-1}^{\text{start}}, \quad (3)$$

где F^{Ua} – индекс плавления загромождения, определяемый по отечественной методике;
 $\Delta(P/Q_d)^{start}$ – относительный перепад давлений в начале выпуска.

Все контролируемые параметры фиксировались количественно на момент открытия летки, в период выпуска через определенные промежутки времени в зависимости от продолжительности выпуска, а также в момент закрытия летки.

Типичный пример тренда сведенных диаграмм доменного процесса в цикле «накопление-выпуск» на исследуемой печи показан на рис.1, откуда видно, что, вопреки общеизвестным данным, на выпуске растет температура колошника, замедляется сход шихты и снижается количество дутья. В таком случае не только не существует возможности форсировать процесс, но и сберечь уровень, достигнутый в периоде накопления.



Q_d, P_d – расход и давление дутья; ΔP – перепад давлений;
 P_k и t_k – давление и температура колошниковых газов

Рисунок 1 – Типичный пример тренда сведенных диаграмм доменного процесса, противоречащий общеизвестным данным на ДП №2, выпуск № 14470, 03.05.2013

Поскольку для анализа использовали информацию о работе печи в разных режимах, были сопоставлены данные о распределении газового потока по радиусу верхнего горизонта шахты, откуда видно, что при нормальном ходе печь работала с широко раскрытой периферией и узким осевым газопотоком (рис.2), а при неровном ходе – с каналом в промежуточной части сечения и подгруженным центром.

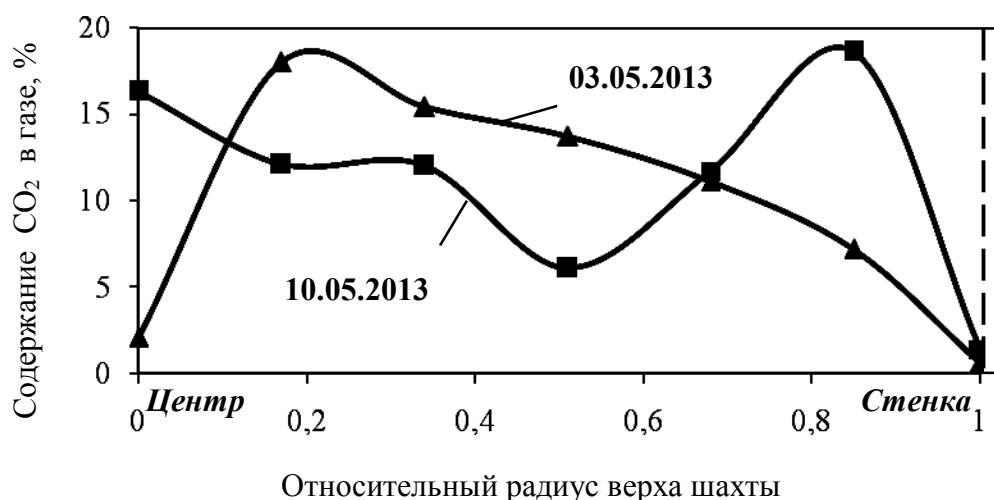


Рисунок 2 – Распределение газового потока в исследуемые периоды

В соответствии с режимом работы печи изменялся относительный перепад давлений во время выпусков. В штатном режиме большую часть периода усредненного выпуска относительный перепад уменьшался, а в режиме с нарушениями хода – возрастал (рис.3).



Рисунок 3 – Изменения относительного перепада давлений во время усредненных выпусков при разных режимах работы исследуемой печи

Как видно на рис.3, при любом режиме эксплуатации компактной доменной печи с одной чугунной леткой после открытия летки в той или иной мере наблюдался рост напряженности противотока. При нормальном ходе рост $\Delta(P/Q_d)$ наблюдался в интервале нормирования времени 0,3-0,5, при нарушении хода в интервалах 0,1-0,2 и 0,5-0,6. Таким образом, была установлена общность явлений нестационарности на исследуемой ДП № 2 и финской печи [1], оснащенных одной чугунной леткой.

На уральских печах [2] и канадской [1], несмотря на ее малый объем, но оснащенной двумя чугунными летками, наблюдалась одна и та же закономерность – с открытием летки через небольшой промежуток времени газодинамическая напряженность снижалась. Следовательно, для обеспечения возможности повышения уровня форсирования хода в периоды выпуска продуктов плавки компактные доменные печи следует оснащать двумя чугунными летками.

Изучали также другие факторы, влияющие на характер нестационарности процесса в период выпуска. Надежная связь между скоростью выхода продуктов плавки на выпуске была установлена с основностью шлака (рис.4). В соответствии с изменением основности шлака менялась скорость истечения продуктов плавки. Так «продолжительный» выпуск (101 мин) наблюдался при основности шлака 1,31, а «быстрый» – при основности 1,14. Зависимость аппроксимируется уравнением $y = 275,7 \cdot x^2 - 695 \cdot x + 438,5$ при величине достоверности аппроксимации $R^2=0,924$.

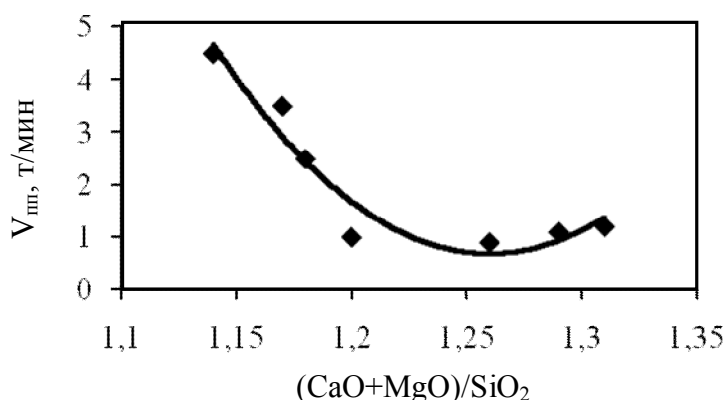


Рисунок 4 – Влияние основности шлака на скорость выхода продуктов плавки $V_{шт}$

На рис.5 показано, как основность шлака резко повлияла на характер изменения относительного перепада давлений во время выпуска. После открытия летки на продолжительном выпуске относительный перепад давлений рос, тогда как при кратковременном – снижался. Обнаруженная зависимость между основностью и нестационарностью процесса свидетельствует о существовании значительного резерва интенсификации плавки в случае перехода печей на шлаки пониженной основности.

Выводы. Установлено, что предпосылкой снижения газодинамической напряженности на выпуске плавки из компактной печи с одной чугунной леткой является ровный ход. При нарушении нормального режима работы относительный перепад давлений в период выпуска превышает перепад, установившийся на момент открытия летки.

Отмечено влияние конструкции горна, а именно двух чугунных леток, на характер нестационарности в цикле «накопление-выпуск». Для снижения газодинамической напряженности на выпуске и обеспечения возможности повышения уровня форсировки в этот период рекомендуется оснащать компактные печи двумя чугунными летками.

Показано существенное влияние основности шлака на характер нестационарности процесса, обусловленное периодическим опорожнением горна. От основности шлака зависят в той или иной мере скорость выхода расплавов, время выпуска и напряженность противотока. Существует значительный резерв интенсификации плавки в случае перехода печей на шлаки пониженной основности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Идентификация и количественная оценка плавающего загромождения в горне доменной печи // Новости черной металлургии за рубежом. – 2006. – № 5. – С.17-22.

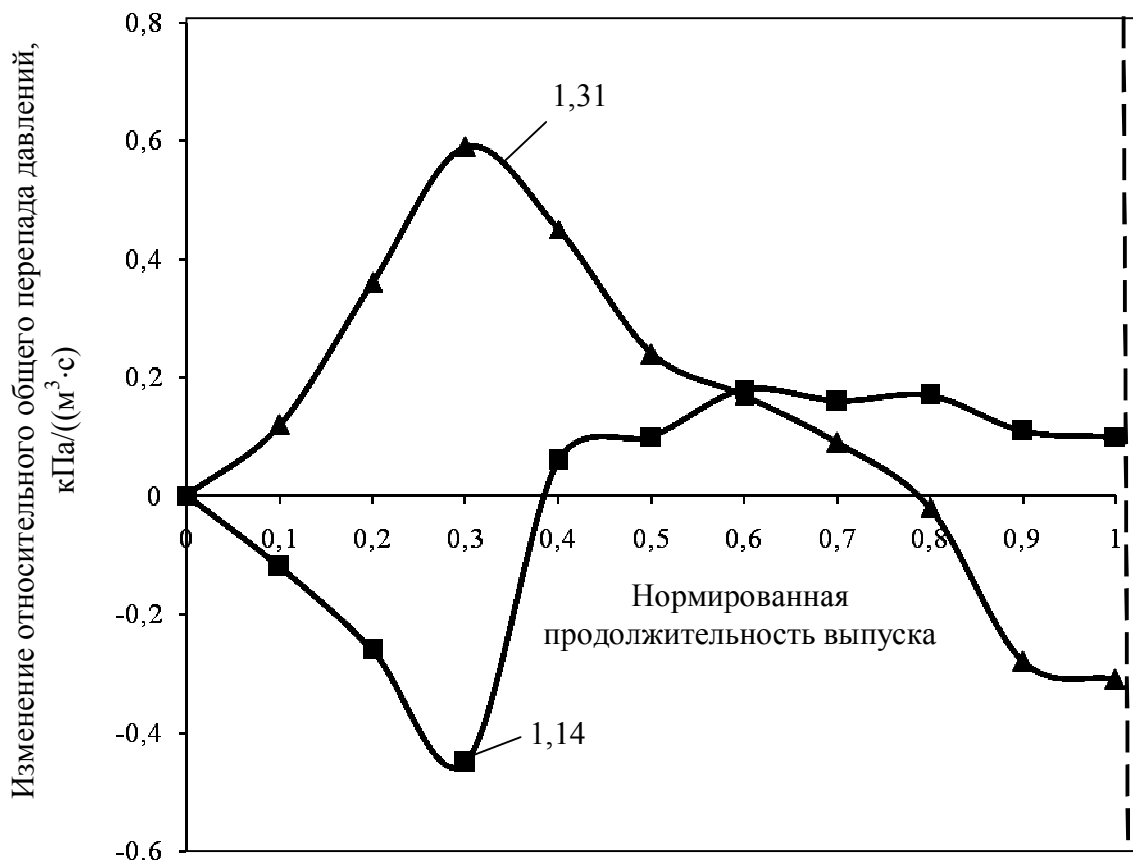


Рисунок 5 – Особенности изменения относительного перепада давлений на выпусках с выдачей шлака разной основности $(CaO+MgO)/SiO_2$ (цифры у кривых)

2. Нестационарные процессы и повышение эффективности доменной плавки / [Овчинников Ю.Н., Мойкин В.Н., Спиринов Н.А., Боковиков Б.А.]. – Челябинск: Metallurgy. Челябинское отделение, 1989. – 120с.

Поступила в редколлегию 24.06.2013.

УДК 669.184.125

СИГАРЕВ Е.Н., к.т.н., доцент
 ЧЕРНЯТЕВИЧ А.Г., д.т.н., профессор
 НЕДБАЙЛО Н.Н., соискатель

Днепропетровский государственный технический университет

ОСОБЕННОСТИ РАЗДУВКИ ШЛАКОВОЙ ВАННЫ ДВУХЪЯРУСНОЙ ФУРМОЙ

Введение. Как известно, в производственных условиях процесс раздувки конечного шлака с целью нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера включает следующие основные этапы:

- формирование многоструйного азотного потока с направлением струй, истекающих из сопел Лаваля продувочной или специальной гарнисажной фурмы, под углом к поверхности шлаковой ванны;

- взаимодействие наклонных струй с шлаковым расплавом с образованием реакционной зоны, состоящей из обособленных или соприкасающихся кратеров, из пределов которых происходит рассредоточенный брызговывнос объемов шлака преимущественно на стены, а также, в меньшей степени, на ствол продувочной фурмы и через горловину агрегата.

Наряду с положительным эффектом существующие технологии ошлакования имеют ряд недостатков [1]. Так, увеличение содержания (MgO) до 8-14% сопровождается ухудшением хода продувки и рафинирующих свойств шлака для десульфурации и дефосфорации расплава [1, 2]. Кроме того, происходит интенсивное заметалливание ствола кислородной фурмы, горловины конвертера и экранных поверхностей котла-утилизатора [3]. Использование при раздувке только части подготовленного конечного шлака приводит к нерациональным потерям присаженных дорогостоящих магнезиальных добавок. Применение штатной кислородной фурмы и для продувки расплава и для раздувки подготовленного конечного шлака сопровождается сокращением срока ее службы в 1,5-2,5 раза [4].

В случае использования специально приспособленной для раздувки шлаковой ванны гарнисажной фурмы достигаются следующие преимущества:

- наконечник фурмы проектируется под необходимый расход азота, при этом углы расположения сопел могут изменяться в большом диапазоне ($12-120^{\circ}$), а сопла – группироваться с расчетом направленного нанесения шлакового гарнисажа на места повышенного износа футеровки конвертера;

- наконечник фурмы может быть изготовлен из рядовой углеродистой стали, что удешевляет саму фурму и упрощает технологию ее сборки;

- расход охлаждающей воды на фурму может быть значительно уменьшен без снижения стойкости последней.

Для снижения интенсивности образования на стволе фурмы и горловине конвертера металлошлаковых настывлей в зарубежной практике эффективным признано использование двухъярусных фурм для дожигания отходящих газов в рабочем пространстве агрегата с подачей дополнительного кислорода (3-5% от общего) на верхний ярус фурмы и раздувки конечных шлаков с предотвращением зашлаковывания ствола фурмы [5].

Постановка задачи. Целью работы является изучение гидрогазодинамических особенностей раздувки шлаковой ванны с использованием двухъярусной гарнисажной фурмы и определение условий предотвращения формирования сплошной шлаковой настывли на ее поверхности. Самопроизвольное разрушение шлаковой настывли на стволе фурмы по окончании операции раздувки ванны с падением кусков шлака в рабочий объем конвертера позволяет уменьшить трудоемкость обслуживания фурмы и повысить безопасность условий работы персонала конвертерного отделения.

При использовании для раздувки подготовленного конечного шлака азотными струями, подаваемыми через сопла двухъярусной гарнисажной фурмы, определяющими дутьевыми параметрами являются (рис.1):

- число сопел Лавалья в наконечнике фурмы $n_{л}$, шт; угол наклона сопел к вертикальной оси фурмы α , град; выходной диаметр сопла Лавалья d_c^n , м; диаметр окружности расположения осей выходных сечений сопел на торце наконечника d_o^n , м;

- число цилиндрических сопел в верхнем сопловом блоке $n_{ц}$, шт; выходной диаметр цилиндрического сопла $d_{н}^o$, м; диаметр окружности расположения осей выходных сечений сопел верхнего блока $d_{оi}^o$, м;

- расход азота через одно сопло Лавалья q_z^n и цилиндрическое $q_{\dot{a}}$, м³/с; линейная скорость $U_{\text{вых}}$, м/с; плотность ρ_r , кг/м³ и температура $T_{\text{вых}}$, К азотной струи на выходе из сопла; расстояние от верхнего соплового блока до торца нижнего наконечника l , м; расстояние от среза сопла Лавалья до днища конвертера $H_{\text{ф}}$, м;

- глубина жидкой ванны шлака $h_{\text{ш}}$, м; диаметр цилиндрической части конвертера $D_{\text{ц}}$, м и плотность жидкого шлака $\rho_{\text{ш}}$, кг/м³;

- диаметр обособленного кратера в шлаковой ванне d_k , м; общий диаметр реакционной зоны на поверхности шлака $D_{\text{общ}}$, м; скорость отраженного потока азота, перемещающегося вдоль поверхности кратера, $U_{\text{отр}}$, м/с; ускорение свободного падения g , м/с².

Перераспределение направленного выброса шлаковых капель с формированием плотного и равномерного гарнисажного слоя на поверхности футеровки определяется структурой и размерами ($h_{\text{ш}}$, d_k , $D_{\text{общ}}$) формируемых реакционных зон (рис. 1).

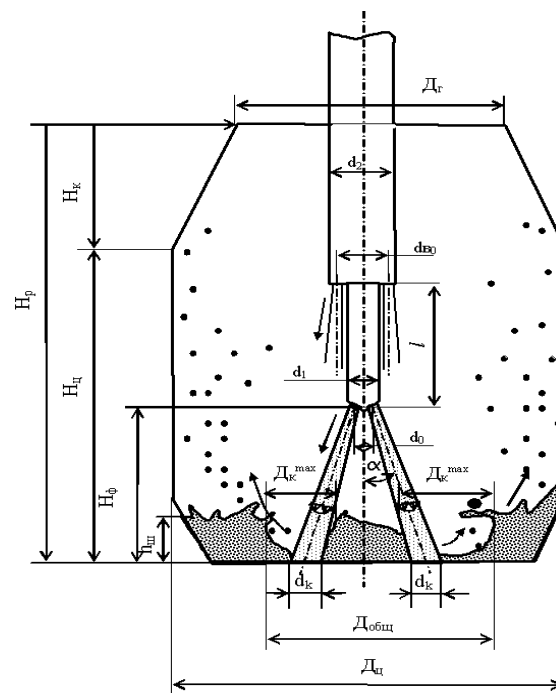


Рисунок 1 – Схема нанесения шлакового гарнисажа при раздувке шлаковой ванны газовыми струями с использованием двухъярусной фурмы

С учетом того [6], что импульс потока основной струи (i_z^0) в точке встречи с поверхностью ванны определяет объем жидкости, вытесняемой в зоне встречи, а удельное давление потока ($T=i_z^0/F_x$, Па) – глубину внедрения струи и разбрызгивание жидкой ванны, то в случае физического моделирования динамическое подобие в дутьевом режиме модели и образца можно обеспечить, как и в работе [7], путем соблюдения равенства соотношений:

$$\begin{aligned} i_{\dot{a}}^0 \cdot \cos \alpha \cdot n_z / (m_o \cdot g) &= idem; \\ H_o / d_n^{\dot{a}} &= idem; \quad l / d_n^{\dot{a}} = idem; \\ d_o / \dot{A}_{\dot{a}} &= idem \end{aligned} \quad (1)$$

где F_x – площадь струи в месте встречи с ванной, m^2 ; $i_2^0 = 0,785 \cdot \rho_2 \cdot (U_{вых}^n)^2 \cdot (d_c^n)^2$, $кг \cdot м / с^2$; $m_{ш} = K_k \cdot \rho_{ш} \cdot F_{ш} \cdot h_{ш}$ – масса шлака, $кг$; $F_{ш} = 0,785 \cdot (D_{ц})^2$ – площадь поверхности ванны, m^2 ; K_k – коэффициент, учитывающий форму днища конвертера.

Результаты работы. Поставленные задачи решали с использованием установки низкотемпературного физического моделирования [8] процесса нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера при использовании фурмы с различными конструкциями нижних наконечников. Использовали модель конвертера с профилем рабочего пространства 160-т промышленного агрегата «АрселорМиттал Кривой Рог» в масштабе 1:18. В качестве моделирующей шлаковую ванну жидкости использовали подкрашенный вязкий крахмальный клейстер.

Гидрогазодинамические особенности раздувки ванны с определением условий предотвращения образования сплошного гарнисажного слоя на стволе фурмы изучали с использованием специальной конструкции лабораторной двухъярусной фурмы с разделенным потоком газа, подаваемого на раздувку ванны (рис.2).

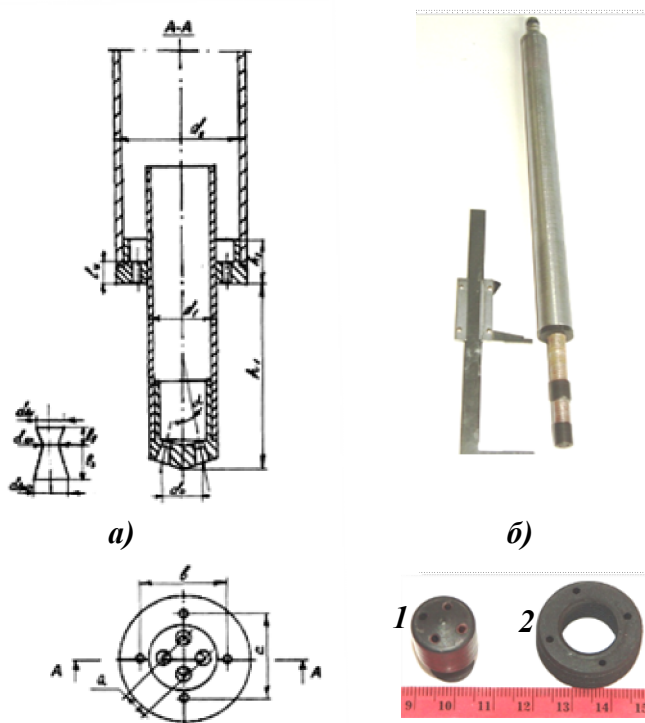


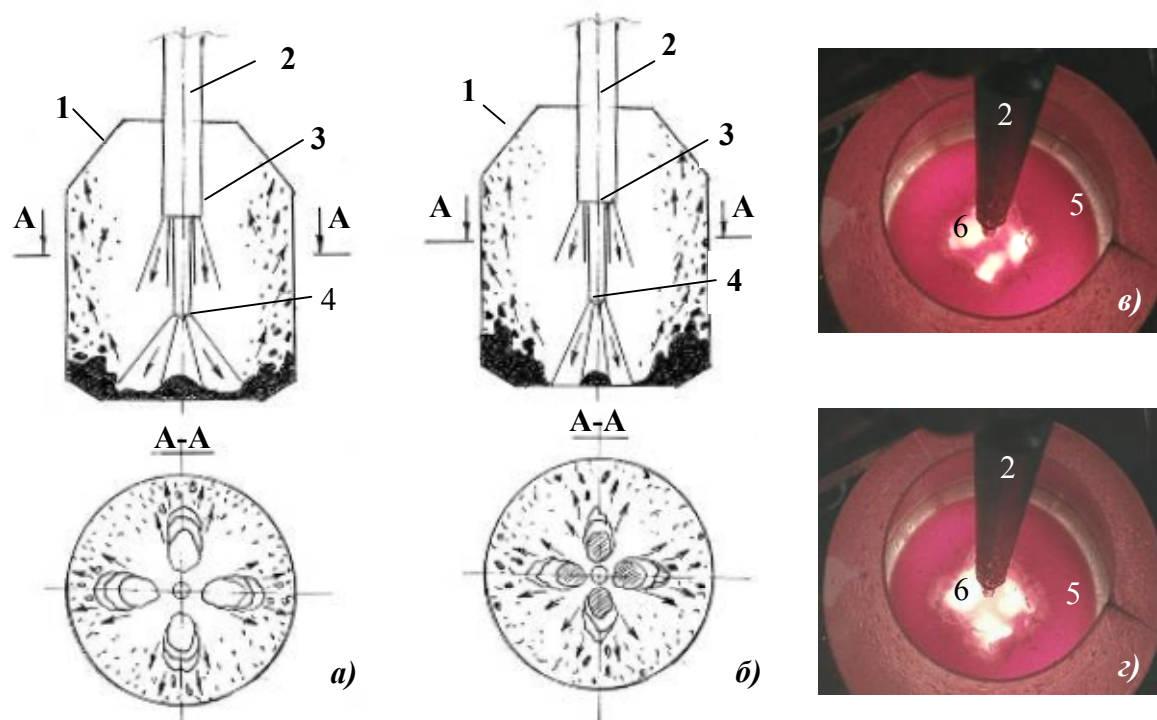
Рисунок 2 – Конструктивные параметры (а) и общий вид (б) нижнего наконечника (1) и верхнего соплового блока (2) лабораторной двухъярусной фурмы для раздувки жидкой ванны газовыми струями, мм: $d_1=16,0$; $d_2=31,0$; $d_{ц}=1,0$; $l_{ц}=8,0$; $h_1=40-200$; $h_2=18$; $d_{вх}=2,0$; $d_{кр}=1,7$; $d_{вых}=2,2$; $l_{д}=1,1$; $l_3=5,5$; $d_0=6$; $a=11$; $b=c=22$. Угол наклона сопел Лавалья $\alpha = 15^0$

Конструкция двухъярусной фурмы обеспечивала подачу газа через четыре цилиндрических сопла верхнего соплового блока 2 (рис.2) с формированием струй, направленных навстречу потоку капель, выносимых из реакционных зон взаимодействия с ванной газовых струй, формируемых соплами Лавалья нижнего наконечника 1 (рис.2). Сопла в верхнем сопловом блоке и в нижнем наконечнике расположены попарно друг над другом в вертикальных плоскостях вдоль продольной оси фурмы с целью предупреждения попадания капель выносимой жидкости на ствол фурмы. В конструкции лабораторной фурмы предусмотрена возможность изменения расстояния h_1 (рис.2) между

торцами нижнего наконечника и верхнего соплового блока фурмы в пределах 40-200 мм.

Процесс раздувки жидкой ванны газовыми и газопорошковыми струями фиксировали с помощью цифровых фото- и видеокамер в определенных ракурсах.

Как и в ранее проведенных исследованиях [8, 9] установлено два характерных режима раздувки жидкой ванны на стены конвертера (рис.3).



1 – конвертер; 2 – гарнисажная двухъярусная фурма; 3 – верхний сопловой блок; 4 – нижний наконечник; 5 – жидкая ванна; 6 – реакционная зона взаимодействия струй, истекающих из сопел Лавалья, с жидкой ванной

Рисунок 3 – Схемы (а, б) и вид (в, з) режимов раздувки жидкой ванны с использованием двухъярусной фурмы: без пробоя ванны (а) и «с пробоем» ванны (б) при $Q_r=1,02 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$. а, в) $H_\phi/d_{кр}=70 \text{ кал.}$; б, з) $H_\phi/d_{кр}=40 \text{ кал.}$

В соответствии с первым режимом раздувки, когда глубина проникновения струй в жидкую ванну при фиксированном расходе газа (Q_r , $\text{м}^3/\text{с}$) через сопло и изменением положения фурмы (H_ϕ , м) меньше глубины ванны (h_j , м), истекающие из сопел 4-х канального нижнего наконечника (рис.2) под углом (α , град) к вертикали струи внедряются в ванну с образованием обособленных или соприкасающихся по внешним границам четырех кратеров эллипсоидной формы (рис.3, а) с размерами основания по большой и малой оси, приблизительно соответствующими сечению отдельной струи на уровне жидкости.

Под действием отраженного потока газа у внешней границы кратера формируются гребни волн, которые перемещаются в радиальном по большой оси направлении с образованием на периферии вала, с вершины которого отрываются, прежде всего, крупные всплески и брызги клейстера с преимущественным выносом более мелких капель по траектории отраженного потока. По мере увеличения диаметра эллипсоидного кратера по большой оси и значений Q_r , H_ϕ , α крупные всплески и брызги жидкости в

большем количестве попадают на стены конвертера, однако высота нанесения гарнисажа при этом уменьшается. Разрушение всплесков с направленным выносом брызг на стены конвертера осуществляется по механизму подрезания гребня волны на краю вала отраженным от основания кратера газовым потоком.

Второй режим взаимодействия многоструйного дутья с жидкой ванной, когда в рассматриваемом диапазоне изменения величин Q_r , H_ϕ , α происходит пробой газовыми струями слоя жидкости с образованием отраженного от днища обратного газожидкостного потока, является основным в практике раздувки шлака с целью ошлакования футеровки конвертера. В данном случае диаметр основания обособленного кратера на днище конвертера (рис.3, б) практически совпадает с диаметром вдуваемой наклонной струи на этом уровне, а обратный газовый поток вызывает перемещение по поверхности кратера волн с развитием брызговывноса по механизму подрезания гребней волн с возникновением и разрушением крупных всплесков, особенно на возвышающейся периферийной части кратера.

В условиях формирования обособленных кратеров во втором режиме взаимодействия струй с ванной (рис.3, б) интенсивность брызговывноса капель в межкратерном пространстве уменьшалась, что отрицательно отражалось на равномерности нанесения гарнисажа по толщине. С дальнейшим повышением расхода газа происходило объединение кратеров с образованием общей реакционной зоны и увеличением интенсивности выноса капель шлака на верхние горизонты конвертера.

Установлено, что при использовании двухъярусной фурмы (рис.2) и неизменной величине Q_r конфигурация образующихся кратеров и интенсивность направленного брызговывноса из них на стены конвертера и ствол фурмы определяется положением последней (H_ϕ), глубиной ванны (h_k) и расстоянием между ярусами сопел (h_1). С уменьшением H_ϕ возрастала интенсивность направленного выброса капель клейстера на верхние горизонты рабочего пространства агрегата, их выноса из конвертера, а также попадания капель на ствол фурмы. Снижение H_ϕ ниже оптимальных значений при неизменном Q_r приводило к уменьшению диаметра формирующегося кратера (d_k) по большой оси, форма кратера на поверхности ванны приближалась к окружности, со снижением интенсивности направленного на стены брызговывноса и усилением выноса через горловину конвертера.

При использовании двухъярусной фурмы (рис.2), в отличие от обычной, имеющей только нижний наконечник с соплами Лаваля [8], струи газа, истекающие из цилиндрических сопел верхнего блока, в определенных пределах Q_r отражают поток выносимых из ванны капель в вертикальной плоскости своего распространения вдоль ствола фурмы. В таком случае на поверхности ствола в промежутке (h_1) между нижним наконечником и верхним блоком формируются зоны, свободные от шлаковой настывли. Установлено, что протяженность зоны на стволе фурмы, свободной от настывли, определяется интенсивностью продувки, расстоянием между ярусами и высотой фурмы.

Если суммарный импульс газовых струй $\sum i_a^0$ отнести к массе жидкого шлака m_w , то условия перехода между режимами раздувки ванны можно представить в форме зависимости [8]

$$\frac{H_\phi}{d_c^n} = f\left(\sqrt{\frac{\sum i_a^0}{m_w \cdot g}}\right), \quad (2)$$

учитывающей изменение масштаба процесса.

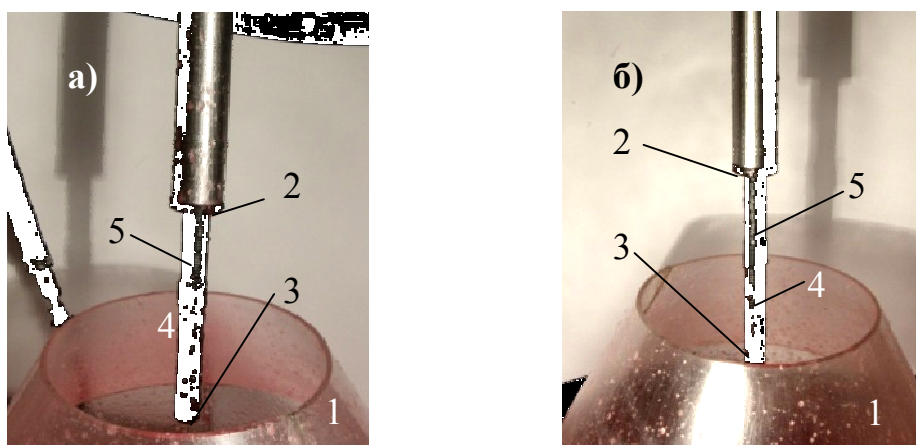
В соответствии с результатами проведенных экспериментов значения рабочей высоты двухъярусной фурмы (рис.2) ($\dot{I}_\phi^{\text{ддд}}$) над уровнем днища конвертера при вы-

бранной интенсивности подачи газа (Q_G) на раздувку жидкой ванны определяются по выражению

$$\frac{H_{\delta}^{\delta\delta\delta}}{d_{\tilde{n}}^{\tilde{e}}} = 12,4 \left(\frac{\sum i_a^0}{m_{\theta} \cdot g} \right)^{0,126} \quad (3)$$

Наиболее интенсивный брызговынос жидкости на стены конвертера обеспечивается при условии превышения при данной рабочей высоте ($I_{\delta}^{\delta\delta\delta}$) значениями общего диаметра образуемой реакционной зоны ($D_{\text{общ}}$) размера внутреннего диаметра горловины конвертера (D_r) (рис.1).

Установлено, что при нижнем (в исследованном диапазоне $Q_G = 0,9 \cdot 10^{-3} - 1,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$) расходе газа не удастся предотвратить образование сплошного гарнисажа на стволе фурмы. По мере повышения расхода газа более $1,02 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$ обеспечивается соответствующее увеличение протяженности зоны ($L_{\text{св}}$) на стволе фурмы в промежутке между верхним блоком и нижним наконечником, свободной от гарнисажного покрытия (рис.4, а, б).



1 – конвертер; 2 – верхний сопловой блок; 3 – нижний наконечник;
4 – гарнисаж; 5 – зона на поверхности ствола фурмы без гарнисажа

$H_{\phi}/d_{\text{кр}}=50$ кал; $l=120$ мм; а) $Q_G=1,02 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$, б) $Q_G=1,25 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$

Рисунок 4 – Гарнисажный слой на стволе двухъярусной фурмы по окончании раздувки

Установлено, что при $l=20-90$ мм газовый поток, истекающий вдоль ствола фурмы из сопел верхнего соплового блока (рис.1), существенно изменяет траекторию полета брызг жидкости, выносимых навстречу из реакционных зон взаимодействия газовых струй, истекающих из сопел Лавала нижнего наконечника, с жидкой ванной. При этом объем и высота нанесения сплошного гарнисажного слоя на стены конвертера уменьшается. В гарнисажном слое на стволе фурмы, в вертикальной плоскости распространения струй из верхнего блока, формируется свободная от слоя жидкости область (рис.4, а, б), протяженность $L_{\text{св}}$ которой пропорциональна интенсивности продувки и величине l (рис.2).

С увеличением значения l свыше 90 мм условия формирования зон на стволе фурмы, свободных от гарнисажного слоя, ухудшаются. В таком случае снижается тормозящее влияние струй газа, истекающих из верхнего соплового блока на поток капель, выносимых из жидкой ванны на стены конвертера.

Зависимость $L_{св}$ от интенсивности продувки (в изученном диапазоне расходов) приведена на рис.5.

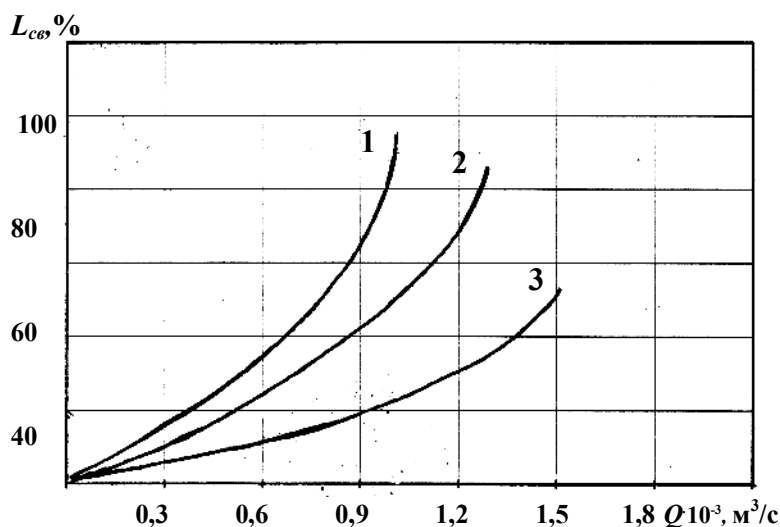


Рисунок 5 – Зависимость протяженности зоны на поверхности ствола фурмы, свободной от гарнисажа (рис.4), от интенсивности продувки Q_r при расстоянии l между ярусами: 1 – 60 мм; 2 – 120 мм; 3 – 200 мм

Установлено существование оптимального соотношения между интенсивностью продувки жидкой ванны, расстоянием от торца нижнего наконечника и между ярусами сопел двухъярусной фурмы (рис.2), обеспечивающего максимизацию площади и плотности «ошлакования» стен модели конвертера при условии предотвращения формирования сплошной настлы на стволе фурмы.

При переносе полученных данных с модели на 250-т конвертер (ПАО «ДМКД») с учетом зависимости (3) установлено, что оптимальный диапазон изменения рабочей высоты ($H_{ф}$) двухъярусной фурмы с 4-х сопловым нижним наконечником при расходе азота на раздувку конечного шлака в пределах 700-900 м³/мин составляет 0,4-0,6 м при размещении нижнего наконечника от верхнего соплового блока на расстоянии 50-70 диаметров критического сечения сопла Лаваля нижнего наконечника.

Выводы. Установлены гидрогазодинамические особенности раздувки жидкой ванны с использованием двухъярусной фурмы с разделенным газовым потоком при условии предотвращения образования сплошного слоя настлы на ее стволе. Получено выражение для определения рабочей высоты расположения фурмы над раздуваемой ванной.

ЛИТЕРАТУРА

1. Перспективные направления продления срока службы футеровки конвертеров / А.В.Мокринский, А.Н.Лаврик, В.В.Соколов [и др.] // Сталь. – 2004. – №5. – С.40-44.
2. Процессы теплообмена в условиях нанесения шлакового гарнисажа и факельного торкретирования футеровки конвертеров. Математическая модель / Е.В.Протопопов, В.В.Соколов, А.Г.Чернятевич [и др.] // Известия вузов. Черная металлургия. – 2004. – № 10. – С.8-13.
3. Schriefer J. Making a more reliable heat in the BOF / Schriefer J. // New Steel. – 1996. – № 5. – P.48-52.
4. British Steel to start slag splashing in Wales // Steel Times. – 1996. – Vol.224, № 10. – P.337.

5. Rymarchyk N. Post combustion lances in Basic Oxygen Furnace (BOF) operations / N.Rymarchyk // Steelmaking Conference Proceedings. – 1998. – P.445-449.
6. Некоторые вопросы теории кислородно-конвертерного процесса / Т.Коотц, К.Беренс, Г.Маас, П.Баумгартен // Черные металлы. – 1965. – № 15. – С.42-52.
7. Чернятевич А.Г. К вопросу о размерах реакционной зоны при продувке металла кислородом / А.Г.Чернятевич, Б.И.Шишов // Производство стали в кислородно-конвертерных и мартеновских цехах: тематич. отрасл. сб. ИЧМ МЧМ СССР. – М.: Металлургия. – 1981. – №9. – С.8-12.
8. Чернятевич А.Г. Гидрогазодинамические закономерности нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера / А.Г.Чернятевич, Е.Н.Сигарев, Е.А.Чубина // Металл и литье Украины. – 2005. – № 3-4. – С.45-47.
9. Чернятевич А.Г. Инновационная технология формирования огнеупорного гарнисажа на футеровке конвертера / А.Г.Чернятевич, Е.Н.Сигарев, Е.А.Чубина // Збірник наукових праць Дніпродзержинського технічного університету: (технічні науки) / Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2006. – С.3-9.

Поступила в редколлегию 11.06.2013.

УДК 669.184

ОГУРЦОВ А.П., д.т.н., профессор
КУЛИК А.Д., к.т.н., доцент
КАЩЕЕВ М.А., к.т.н., доцент
ПОХВАЛИТЫЙ А.А., ассистент
СОТНИЧЕНКО С.С., студент

Днепродзержинский государственный технический университет

**ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИИ
ВЫПУСКА МЕТАЛЛА ИЗ КОНВЕРТЕРА.
СООБЩЕНИЕ 1. МОДЕЛЬ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ СТРУИ С ГАЗОМ
В ПОЛОСТИ ЛЕТКИ**

Введение. Выпускной канал любого сталеплавильного (СП) агрегата является очень важным его узлом, от состояния и геометрических параметров которого во многом зависят результаты производства стали. Выпускной канал конвертера является его самым простым и надежным в эксплуатации узлом, функции которого в последние десятилетия расширены в связи с проблемой отсечки печных шлаков. Вместе с тем, для конвертерной технологии обостряется проблема увеличения рафинировочного потенциала – назрели проблемы снижения окисленности (на выпуске $\Delta[O] \geq 800-1200$ ppm), десульфурации и дегазации металла. Эти показатели уже на стадии выпуска определяют и качество, и экономику технологии.

В работе [1] показано, что имеет место недооценка рафинировочного потенциала летки конвертера. Практически конвертер имеет удлинённый мини-реактор, в котором в течение 5-10 мин с большой скоростью движется высокотемпературная струя недорафинированного полупродукта. На рис.1 представлены схемы различного исполнения узлов летки 250-т конвертера с длиной канала 2000 мм и диаметром 150 мм.

Постановка задачи. В основу работы поставлена цель: изложить методику определения параметров модели выпускной летки для последующего изучения особенностей взаимодействия в ней металла с газом.

Результаты работы. Для создания модели использован метод анализа размерностей [2].

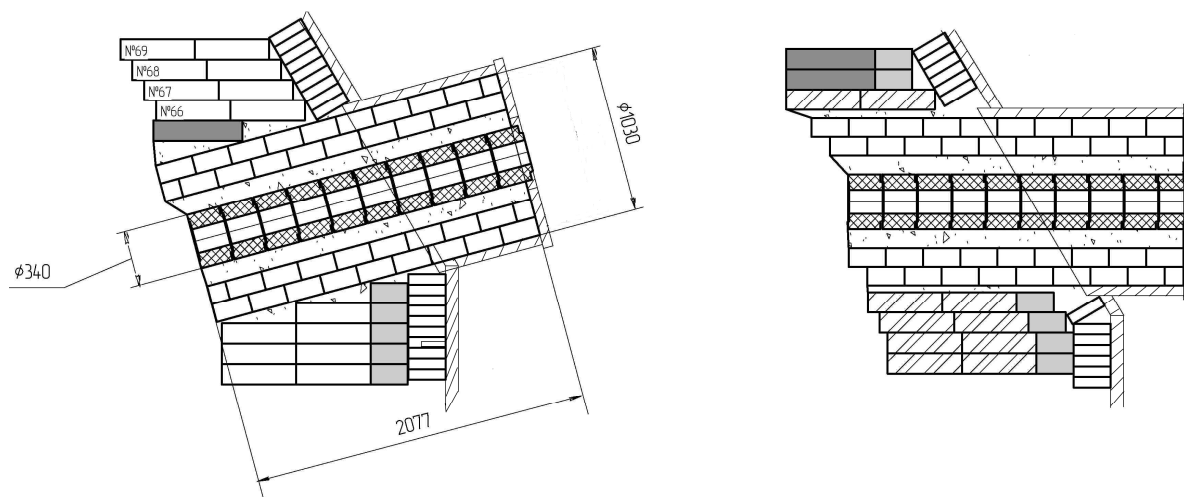


Рисунок 1 – Разновидности исполнения леток

С учетом реальной схемы истечения металла (рис.2) составили перечень наиболее значимых переменных, исключив из рассмотрения вязкость металла и высоту шла-

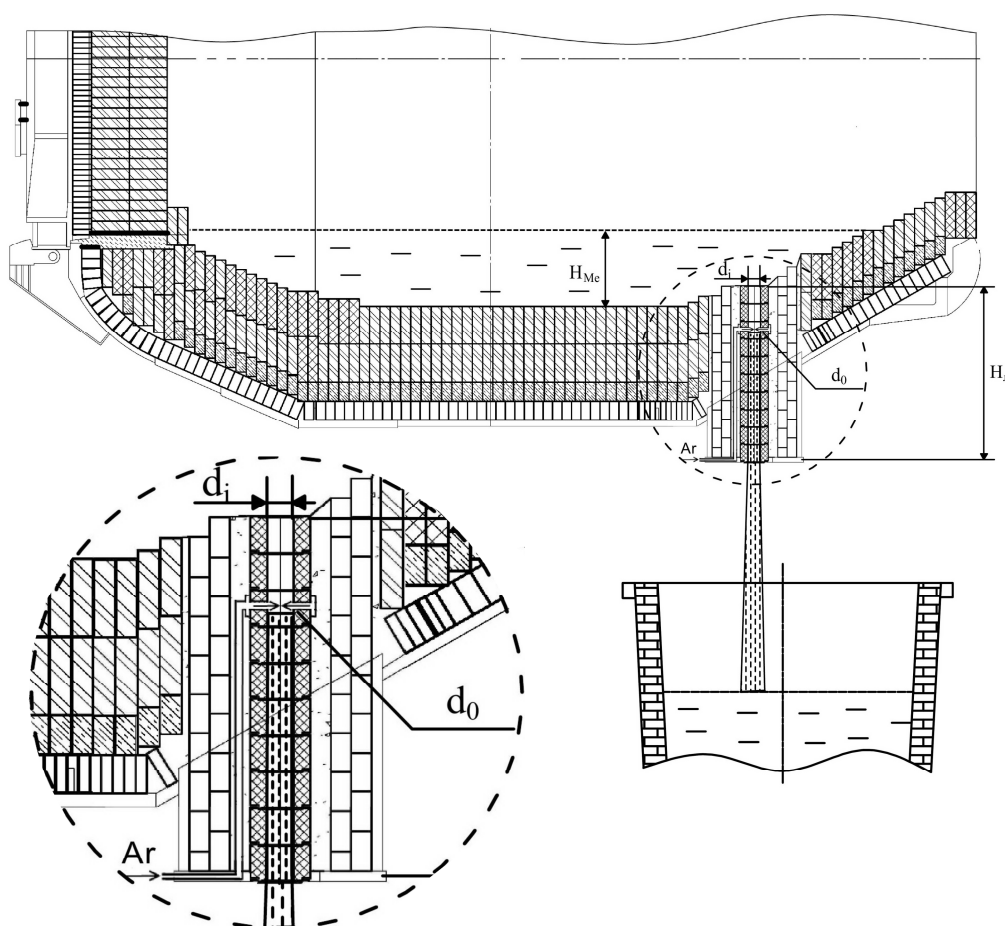


Рисунок 2 – Схема выпускного канала и его ведущие параметры

кового слоя. Переменной, косвенно определяющей эффект торможения струи газовой средой, приняли время истечения металла из конвертера ($\tau_{вып.}$); получили уравнение:

$$\tau_{вып} = c \cdot d_0^n \cdot d_i^a \cdot h_{Me}^c \cdot g^p \cdot W_2^t \cdot W_{Me}^B \cdot \delta_{Me}^K \cdot \rho_2^s \cdot \rho_{Me}^d, \quad (1)$$

где c – безразмерный коэффициент пропорциональности;

d_i – диаметр летки, м; d_0 – диаметр газового сопла, м;

h_{Me} – высота столба металла, м; g – ускорение свободного падения, м/с²;

W_2 – скорость истечения газа из сопла, м/с;

W_{Me} – скорость движения металла в летке, м/с;

δ_{Me} – поверхностное натяжение металла, Н/м;

ρ_2, ρ_{Me} – плотность газа и металла соответственно, кг/м³;

$n, a, c, p, t, B, K, s, d$ – неизвестные показатели степени.

После соответствующих преобразований получили уравнение

$$\frac{\tau_{вып} \cdot W_{Me}}{d_i} = c \left(\frac{d_i \cdot g}{W_{Me}} \right)^p \cdot \left(\frac{h_{Me}}{d_i} \right)^c \cdot \left(\frac{\delta_{Me}}{d_i \cdot \rho_{Me} \cdot W_{Me}^2} \right)^k \cdot \left(\frac{W_2}{W_{Me}} \right)^t \cdot \left(\frac{\rho_2}{\rho_{Me}} \right)^s \cdot \left(\frac{d_0}{d_i} \right)^n \quad (2)$$

с соответствующими симплексами и критериями подобия:

$$\varepsilon = \frac{\tau_{вып} \cdot W_{Me}}{d_i} \text{ – безразмерное время истечения металла;}$$

$$K_W = \left(\frac{W_2}{W_{Me}} \right) \text{ – симплекс необходимости соблюдения начальных условий, то есть}$$

отношение скорости истечения газа из сопла к скорости движения металла в летке;

$$K_c = \frac{h_{Me}}{d_i} \text{ – симплекс, указывающий на необходимость соблюдения геометрическо-}$$

го подобия при выборе диаметра летки;

$$K_\rho = \frac{\rho_2}{\rho_{Me}} \text{ – симплекс плотностей, характеризующий физическое подобие;}$$

$$K_d = \left(\frac{d_0}{d_i} \right) \text{ – симплекс, указывающий на необходимость соблюдения геометрическо-}$$

ского подобия при определении диаметра сопел;

$$\frac{l}{Fr} = \frac{d_i \cdot g}{W_{Me}^2} \text{ или } Fr = \frac{W_{Me}^2}{d_i \cdot g} \text{ – критерий Фруда, характеризующий динамическое по-}$$

добие системы, находящейся под действием сил инерции и тяжести.

В качестве базового, с помощью которого оценивали масштабный коэффициент, приняли критерий Вебера, характеризующий соотношение свободных образований в жидкости (пузырей, капель и т.д.) и линейных размеров канала летки

$$W_e = \frac{\delta_{Me}}{d_i \cdot \rho_{Me} \cdot W_{Me}^2} = \frac{\delta_{Me}}{d_i^2 \cdot \rho_{Me} \cdot g}$$

Учитывая, что для реального объекта и модели справедливо равенство

$$We = \frac{\delta_{Me}}{d_i^2 \cdot \rho_{Me} \cdot g} = \frac{\delta_{M'}}{d_{M'}^2 \cdot \rho_{M'} \cdot g}, \quad \text{нашли} \quad \frac{d_{M'}^2}{d_i^2} = \frac{\delta_{M'} \cdot \rho_{Me}}{\rho_{M'} \cdot \delta_{Me}}, \quad (3)$$

где переменные со штрихом означают параметры модели, а $d_{M'}$ – диаметр выпускного канала модели.

Металл при 1600°C моделировали водой при 20°C, а аргон – воздухом со свойствами:

$$\rho_{Me} \approx 7000 \text{ кг/м}^3; \quad \delta_{Me} \approx 1,865 \text{ Н/м}; \quad \rho'_{воды} = 1000 \text{ кг/м}^3; \quad \delta'_{воды} = 0,073 \text{ Н/м}.$$

Масштабный коэффициент, рассчитанный с учетом ρ_{Me} и $\rho'_{воды}$, оказался малопримемлемым для использования $\frac{d'_{M_1}}{d_i} = \sqrt{\frac{\delta'_{воды} \cdot \rho_{Me}}{\delta_{Me} \cdot \rho'_{воды}}} = 0,523 \approx 0,5$.

В связи с этим взяли критерий Вебера с другим сочетанием переменных: вместо ρ_{Me} (плотность металла) использовали параметр ρ_2 (плотность газа):

$$We = \frac{\delta_{Me}}{d_i^2 \cdot \rho_2 \cdot g} = \frac{\delta'_{воды}}{d_{M_2}'^2 \cdot \rho_2' \cdot g}, \quad \text{откуда} \quad \frac{d_{M_2}'^2}{d_i^2} = \frac{\rho_2 \cdot \delta'_{воды}}{\rho_{Me} \cdot \rho_2'}, \quad (4)$$

где d'_{M_1} и d'_{M_2} – диаметры модели летки, рассчитанные по критерию Вебера по жидкости и по газу соответственно.

Учитывая, что ρ_2 (аргон) = 1,78 кг/м³ и для воздуха $\rho_2' = 1,29$ кг/м³, получили

$$\frac{d'_{M_2}}{d_i} = \sqrt{\frac{\rho_2 \cdot \delta'_{воды}}{\delta_{Me} \cdot \rho_2'}} = 0,23 \approx 0,2. \quad (5)$$

Таким образом, масштабный коэффициент для модели можно принимать в пределах $d'_{M_2} / d_i = 0,2 \dots 0,5$. Ограничились значением $d'_{M_2} / d_i = 0,2$. С учетом диаметра летки 240-т конвертера ($d_i = 150$ мм) диаметр модели составит $d'_{M_2} = 0,2 \cdot 150 = 30$ мм.

Расчет расхода газа через сопла модели выполнили с учетом масштабного коэффициента 0,2.

1. Для расчета массового расхода воздуха на модели учли безразмерный М-критерий [2]

$$M = \frac{M_{Ar}}{\frac{1}{\rho_{Ar}} \cdot \frac{5}{g^2} \cdot d_i^2} = \frac{M'_{возд}}{\frac{1}{\rho'_{возд}} \cdot \frac{5}{g^2} \cdot d_{M_2}'^2}, \quad (6)$$

где M_{Ar} и $M'_{возд}$ – расход газа, подаваемого в полость летки (аргон) и в канал модели (воздух) соответственно, кг/с.

Из уравнения (6) с учетом $\frac{d'_{M_2}}{d_i} = 0,2 = \frac{1}{5}$ и, следовательно, $d_i = 5d'_{M_2}$ получим

$$M'_{\text{возд}} = \frac{M_{Ar} \cdot \rho'_{\text{возд}}}{\rho_{Ar} \cdot 5 \left(\frac{5}{2}\right)} \quad (7)$$

2. Задаемся удельным расходом аргона от 0,1 до 1,0 м³/т (для 240-т конвертера). Тогда при общем расходе аргона 24...240 м³/плавку и при максимальном времени выпуска металла 10 минут объемный расход аргона составит 2,4...24 м³/мин. или массовый расход – (2,4...24)·1,78 = 4,27...42,72 кг/мин. = 0,071...0,712 кг/с.

3. Принимаем общее число сопел в летке конвертера 8. Тогда на одно сопло $M_{Ar} = (0,071...0,712)/8 = 0,0089...0,089$ кг/с.

4. Минимальный расход воздуха на модели на одно сопло в случае расхода аргона 1 м³/т металла

$$M'_{\text{возд}} = \frac{M_{Ar} \cdot \rho'_{\text{возд}}}{\rho_{Ar} \cdot 5 \left(\frac{5}{2}\right)} = \frac{0,089 \cdot 1,29}{1,78 \cdot 55,95} = 0,001154 \text{ кг/с.}$$

Минимальный объемный минутный расход воздуха на 1 сопло модели

$$M'_{\text{min.возд}} = 0,001154/1,29 \cdot 60 = 0,054 \text{ м}^3/\text{мин.}$$

5. Верхний предел расхода газа на модели оценим с помощью того же уравнения (7), исходя из суммарного на все 8 сопел летки конвертера расхода аргона, составляет 0,712 кг/с (при удельном расходе аргона равном 1 м³/т).

$$M'_{\text{возд}} = \frac{0,712 \cdot 1,29}{1,78 \cdot 55,95} = 0,0092 \text{ кг/с.}$$

Максимальный объемный минутный расход воздуха на модели на одно или больше сопел

$$M'_{\text{max.возд}} = 0,0092/1,29 \cdot 60 = 0,428 \text{ м}^3/\text{мин.}$$

Таким образом, минимальный расход $M'_{\text{min.возд}} = 0,054$ м³/мин на одно сопло и максимальный расход $M'_{\text{max.возд}} = 0,428$ м³/мин на все сопла модели при удельном расходе аргона 1 м³/т на реальном конвертере. Т.е. для лабораторных условий необходимо иметь газовый расходомер с пределами измерений расхода воздуха 0,054... 0,428 м³/мин. Однако в распоряжении кафедры имеется расходомер газа типа ротаметр РС-9, позволяющий контролировать расход газа в пределах 0,1...0,8 м³/мин., с завышенным в 2 раза нижним уровнем расхода. При моделировании использовали расходы в пределах 0,11...0,86 м³/мин.

С целью визуальной оценки процессов, происходящих в выпускном канале для жидкости, было признано необходимым изготовить прозрачную модель летки с расположением на разных уровнях двух сопел для подачи газа в полость летки (рис.3).

С учетом последнего обстоятельства (два сопла, расположенных один против другого на прозрачной модели) приняли необходимым изучать процессы, протекающие в полости летки при взаимодействии газа с истекающей жидкостью, начиная с минимального расхода сжатого воздуха (на модели)

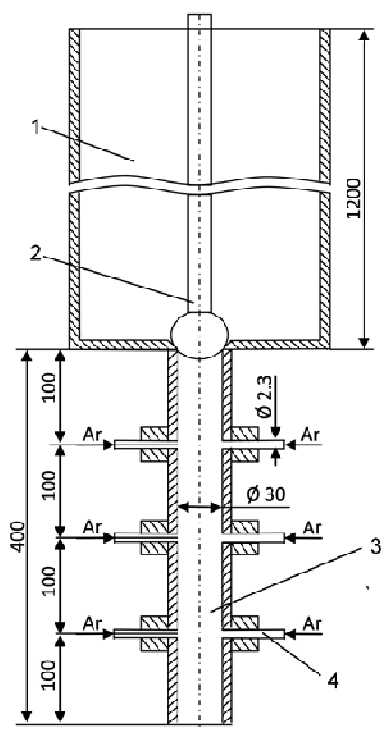
$$M'_{\text{min}} = 0,054 \cdot 2 = 0,108 \approx 0,11 \text{ м}^3/\text{мин.}$$

Верхний предел расхода сжатого воздуха

$$M'_{\text{max}} = 0,428 \cdot 2 = 0,856 \approx 0,86 \text{ м}^3/\text{мин.}$$

Выводы. Для изучения особенностей формирования газо-металлического потока в процессе выпуска плавки из конвертера разработана физическая модель и создана лабораторная установка. С её помощью планируется определять оптимальные режимы подачи газа в полость летки для получения хорошо организованного газо-металлического потока. Это позволит перенести часть рафинировочных процессов из ковша в летку, что даст возможность снизить расход раскислителей и улучшить технико-экономические показатели конвертерной плавки.

Результаты работы представлены в сообщении 2.



1 – емкость, моделирующая конвертер;
2 – стопор; 3 – модель летки;
4 – сопло

Рисунок 3 – Схема устройства модели летки, закрепленной на емкости

ЛИТЕРАТУРА

1. Кулик А.Д. Совершенствование выпуска стали из конвертера / А.Д.Кулик, М.А.Кашеев, А.А.Похвалитый // *Металлургическая и горно-рудная промышленность*. – 2013. – №1. – С.18-20.
2. Марков Б.Л. Физическое моделирование в металлургии / Б.Л.Марков, А.А.Кирсанов. – М.: Металлургия, 1984. – 119с.

Поступила в редколлегию 27.06.2013.

УДК 669.184

ОГУРЦОВ А.П., д.т.н., профессор
КУЛИК А.Д., к.т.н., доцент
КАЩЕЕВ М.А., к.т.н., доцент
ПОХВАЛИТЫЙ А.А., ассистент
СОТНИЧЕНКО В.С., студент

Днепродзержинский государственный технический университет

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИИ ВЫПУСКА МЕТАЛЛА ИЗ КОНВЕРТЕРА. СООБЩЕНИЕ 2. РЕЗУЛЬТАТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА

Введение. В работе [1] показана актуальность проблемы повышения рафинировочного потенциала конвертерной технологии, полная оценка которого пока отсутствует. В работе [2] предложено решать эту задачу за счет расширения функций выпускного канала конвертера. Струю металла, попавшую в летку, предлагается подвергнуть воздействию газа требуемого состава и давления и преобразовать ее в однородный газо-металлический поток с высокой удельной поверхностью раздела. Это позволит, в случае подачи инертного газа, обеспечить протекание процессов обезуглероживания –

раскисления, дегазации. Не исключается возможность ввода газовых смесей ($O_2 + N_2$ или $O_2 + Ar$), что позволит расширить диапазон влияния на изменение состава металла.

В сообщении 1 рассмотрены особенности приближенного моделирования новой технологии для выпускного канала 240-т конвертера.

Постановка задачи. В основу работы поставлена цель: изложить результаты первого этапа приближенного моделирования, показать не только количественные параметры, но и качественную оценку характера взаимодействия в узких каналах ($d/L \approx 1/10$, где d – диаметр летки, L – длина летки) высокоскоростной струи жидкости с газообразной средой, оценить роль ее тормозящего эффекта, влияние на организацию и брызгоунос с учетом места расположения сопел для подачи газа.

Некоторые особенности. Детально методика изложена в сообщении 1. Выполненный этап исследований носит предварительный характер, т.к. ограничились моделированием сложного процесса истечения без учета напора шлаковой фазы. С одной стороны, это упрощало исследование (устройство модели), с другой – дало возможность оценить поведение жидкой струи в новых условиях без влияния второго менее плотного расплава.

Модель сталевыпускного канала 240-т конвертера выполнили с использованием масштабного коэффициента $d'_{M_2}/d_i = 1/5$, определенного с помощью критерия Вебера [3], где d'_{M_2} , d_i – диаметр выпускного канала модели и конвертера соответственно.

Схема лабораторной установки приведена на рис.1. В табл.1 указаны параметры образца и модели.

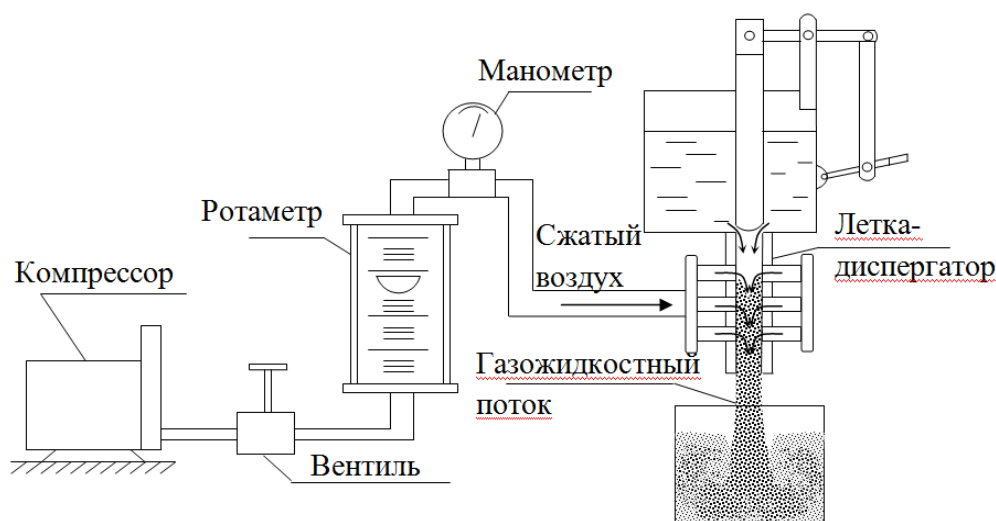


Рисунок 1 – Схема лабораторной установки

Результаты работы. Было проведено несколько серий опытов. Первая серия предусматривала определение времени выпуска жидкости массой ~ 300 кг из емкости при обычных условиях выпуска – без обработки сжатым воздухом (с оценкой естественного брызгоуноса). Вторая серия опытов предусматривала определение длительности выпуска при тех же начальных условиях, но с подачей сжатого воздуха в полость модели летки через 6 отверстий диаметром 2,3 мм, расположенных вдоль летки на трех уровнях с шагом 100 мм (рис.2). Данные табл.2 позволили констатировать следующее.

1. Подача сжатого газа в канал модели летки в количестве $0,60$ м³/мин (для образца это соответствует 24 м³/мин) заметно удлиняет время выпуска: с 117 секунд при

Таблица 1 – Основные переменные для образца и модели

Наименование переменных	Образец	Модель (масштаб. коэф. 0,2)
Высота столба жидкости, Н, мм	1500	300 (500-1000)
Диаметр летки d_0 , мм	150 (200)	30 (36)
Длина летки H_n , мм	2000	400
Диаметр отверстия для подачи газа в летку, мм	11,26	2,3
Число сопел	8	2
Угол наклона сопел к стенке летки, град.	90	90
Моделирующая жидкость	Сталь	Вода
Плотность, кг/м ³	7000	1000
Поверхностное натяжение, Н/м	1,2	0,073
Средне массовый расход $G_m = M_{пл}/\tau_{вып.}$, т/мин	24 ($\tau_{вып.} \approx 10$ мин.)	0,154
Рабочий газ для обработки жидкости	Аргон	Воздух
Плотность газа, кг/м ³	1,78	1,29
Интервал изменения расхода газа, м ³ /мин	2,4-24	0,1-0,6 (0,86)

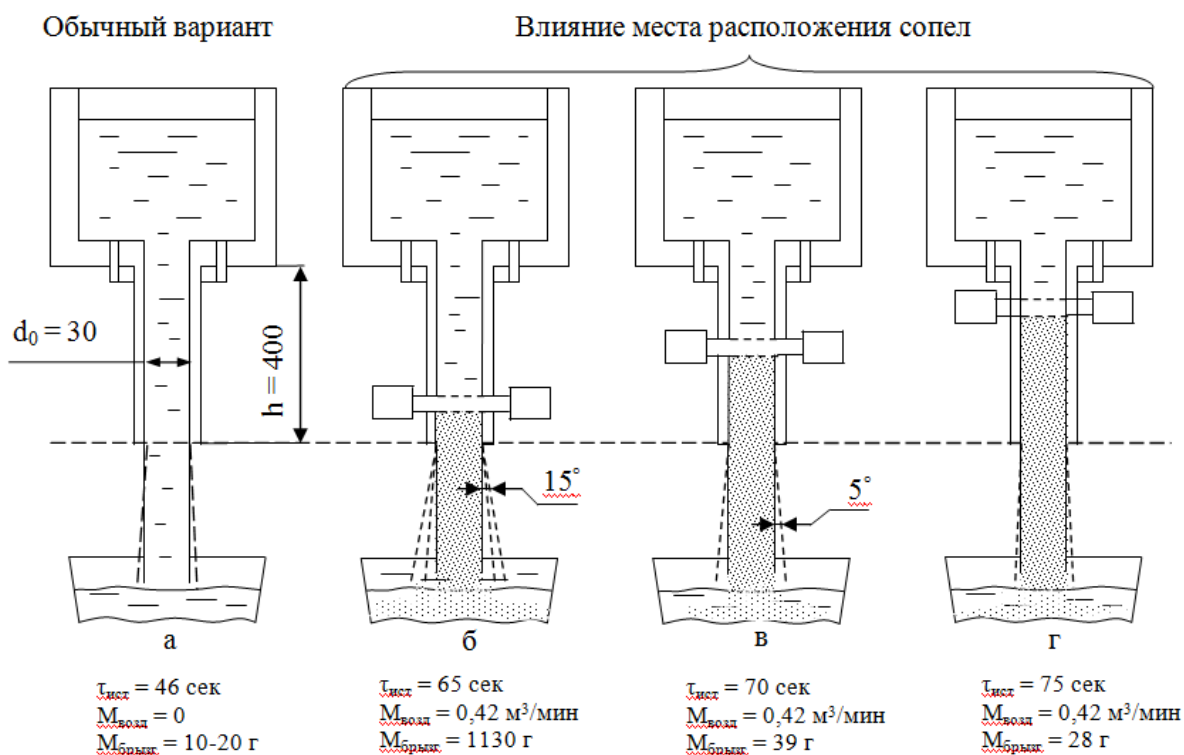


Рисунок 2 – Влияние места расположения диспергатора на состояние потока в летке, его организацию и разбрызгивание

выпуске в обычном режиме оно увеличилось до 212 секунд при обработке струи сжатым воздухом; степень торможения струи изменялась в пределах от 1,56 до 2,13 раз (в среднем 1,81 раза).

2. При подаче сжатого воздуха в отмеченном режиме (через все сопла, расположенные на трех уровнях, при $P = 0,5$ МПа и расходе $0,6$ м³/мин) образуется достаточно структурированный однородный газожидкостный поток. Однако на выходе из канала он был неорганизованным: рассеивание струи, брызгоунос $0,15$ % от массы жидкости; угол разбрызгивания достигал $10-15^\circ$.

При проведении второй серии опытов вначале выявили влияние расхода воздуха на «пробивную силу» газовых струй, которую оценивали по их смыканию в канале. Об-

Таблица 2 – Количественная оценка первой и второй серии опытов

Уровень жидкости в емкости, мм.	Время истечения, сек.		$\Delta\tau$, сек	Тормозящий эффект (степень снижения скорости) при воздействии газовым потоком, τ_2/τ_1
	Обычная струя, τ_1	С обработкой струи сжатым воздухом, τ_2		
1000-900	9	14	5	1,56
900-800	9	15	6	1,67
800-700	10	16	6	1,60
700-600	10	17	7	1,70
600-500	11	18	7	1,64
500-400	12	20	8	1,67
400-300	12	23	11	1,92
300-200	13	26	13	2,00
200-100	14	29	15	2,07
100-0	16	34	18	2,13
	117	212		1,81

наружено, что такое смыкание происходит при расходе газа от 0,3-0,4 м³/мин. до 0,6-0,7 м³/мин. – возникает режим «пробоя». При расходе воздуха ниже указанного газовые струи теряют свою жесткость, удлиняются и выгибаются в сторону движения жидкости с формированием «воронки» изменяющейся длины и дальнейшим исчезновением. При возникновении воронки образуются «газовые дорожки», при которых удельная поверхность газ-металл снижается, в результате чего снижается эффект диспергирования струи жидкости. Таким образом, в режиме «пробоя», т.е. при расходе газа от 0,3-0,4 м³/мин. до 0,6-0,7 м³/мин, создаются условия для эффективного диспергирования струи, при которых удельная поверхность газ-металл имеет максимальное значение. В связи с отмеченным недостатком, а именно значительным брызгообразованием, провели третью серию опытов, целью которых было получение минимального брызгоуноса (табл.3).

Таблица 3 – Результаты трех серий опытов

Условия работы	Расход воздуха, м ³ /мин	Время истечения, сек.	Масса брызг, г	Комментарии к опытам
Без подачи воздуха	0	46	20	Хорошо организованная струя (брызгоунос 0,0 20 : 300 = 0,01 %)
Воздух через 6 отв.	0,60	70	440	Значительное рассеивание газожидкостного потока (относительные потери 0,15% от общей массы жидкости в емкости)
Первый ярус (2 отв.)	0,42	75	28 (48)	Получен организованный газожидкостный поток с незначительным брызгоуносом (относительные потери 0,02 % (0,03 %))
Второй ярус (2 отв.)	0,42	70	80	Средняя степень рассеивания струи (относительные потери 0,05 %)
Третий ярус (2 отв.)	0,42	65	1100	Значительное рассеивание газожидкостного потока в его нижней части (относительные потери 0,73%)

Третью серию опытов выполняли с соблюдением таких условий: подачу сжатого воздуха выполняли через попарно расположенные сопла на трех разных уровнях (первый – 300 мм от нижнего торца; второй – 200 мм; третий – 100 мм); использовали напор воды с уровнем в емкости от 1,0 до 0,5 м; расход газа-диспергатора был одинаковым и составлял 0,42 м³/мин (что соответствовало для образца 15 м³/мин).

Выводы. Проведено моделирование гидродинамических процессов при вдувании газа в канал выпускного отверстия конвертера. Установлена возможность преобра-

зования струи металла в полости выпускного канала в газожидкостный поток с различной степенью организации его после выхода из летки. Определен режим, при котором брызгоунос имеет минимальное значение, а поток наиболее организован.

При всех вариантах расположения сопел **ниже их уровня возникает однородный газожидкостный поток** с большой поверхностью раздела газ-жидкость, но **с различной степенью их организации**. При этом увеличивается время истечения в 1,56-2,13 раза относительно обычного режима выпуска.

Решающим фактором для организации струи является место установки сопел. **По мере перемещения сопел от нижнего края вверх летки** степень организации потока улучшается. Минимальный брызгоунос зафиксирован при расположении сопел в 300 мм от торца модели летки, т.е. в реальной летке для 240-т конвертера это расстояние составит около 1500 мм от ее торца.

ЛИТЕРАТУРА

1. Об альтернативном направлении развития конвертерной технологии / А.Д.Кулик, В.В.Несвет, В.П.Полетаев, А.А.Похвалитый // Экологическая безопасность: проблемы и пути решения: 6-ая Междунар. науч.-практ. конф., 6-10 сентября 2010 г., г. Алушта: сб. трудов. – X., 2010. – С.241-245.
2. О назревшей необходимости расширения рафинировочного потенциала конвертерной технологии (рабочие гипотезы: в порядке обсуждения) / А.Д.Кулик, М.А.Кашеев, А.А.Похвалитый, А.С.Пономарь // Сборник научных трудов Днепродзержинского государственного технического университета (технические науки). – 2011. – № 2 (17). – С.25-30.

Поступила в редколлегию 27.06.2013.

УДК 621.785.539:787.044:669.296

ЛЫСЕНКО А.Б., д.ф.-м.н., профессор
ГУБАРЕВ С.В., ассистент
КАЛИНИНА Т.В., к.ф.-м.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

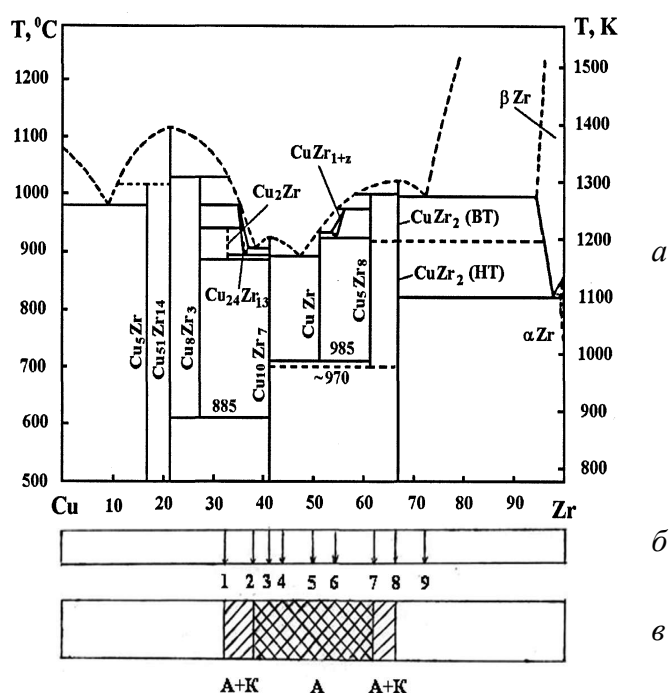
ВЛИЯНИЕ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА И СКОРОСТИ ОХЛАЖДЕНИЯ НА СТРУКТУРУ СПЛАВОВ Cu-Zr

Введение. В последние десятилетия при производстве металлических сплавов, наряду с традиционными металлургическими технологиями, находят использование методы закалки из жидкого состояния (ЗЖС). В этих методах тонкие слои перегретого расплава приводятся в контакт с массивным теплоприемником и быстро охлаждаются путем отвода тепла в его внутренние слои [1-3]. Для типичных условий ЗЖС скорость охлаждения расплава достигает значений $\sim 10^6$ К/с, при которых нормальный ход процессов кристаллизации нарушается и фиксируются метастабильные структурные состояния, в том числе аморфные и нанокристаллические с уникальным комплексом свойств. Переход материалов в аморфное состояние происходит при достаточно высоких (критических) скоростях охлаждения расплава v_c , которые соответствуют слоям толщиной в несколько десятков микрометров. Уровень значений v_c может быть существенно снижен за счет целенаправленного подбора природы и относительных количеств компонентов, которые обеспечивают замедление процессов зарождения и роста

кристаллов. Таким путем были получены так называемые объемные металлические стекла (ОМС), т.е. сплавы, затвердевающие без кристаллизации в относительно крупных (>1 мм) сечениях [4-7]. Разработка составов новых ОМС, а также способов и режимов их изготовления являются актуальными задачами современного материаловедения, занимающегося проблемами микрометаллургии прецизионных сплавов.

Постановка задачи. В настоящей работе представлены результаты исследований быстрозакаленных сплавов системы Cu-Zr в зависимости от состава и скорости охлаждения, выполненных с целью определения оптимальных соотношений базовых элементов для создания на их основе многокомпонентных композиций с высокой склонностью к некристаллическому затвердеванию.

Результаты работы. Методика эксперимента. Для исследования выбраны следующие составы сплавов $Cu_{100-x}Zr_x$ ($x = 32, 36, 38, 41, 44, 50, 55, 62, 67, 73$ ат.%), которые представлены стрелками на двойной диаграмме Cu-Zr (рис.1, б) [8]. Для приготовления сплавов использовались компоненты высокой степени чистоты (99,9% для Zr и 99,98% для Cu). Плавление осуществлялось в вакуумной печи сопротивления СШВЭ-1.2, 2/25-43 с остаточным давлением 10^{-3} Па в алундовых тиглях. Для достижения



а – равновесная диаграмма состояния системы Cu-Zr (Zr, ат %);
 б – составы исследуемых сплавов;
 в – концентрационные интервалы обнаружения аморфных (А) и аморфно-кристаллических (А+К) структур в сплавах, полученных закалкой из жидкого состояния

Рисунок 1 – Фазовый состав сплавов Cu-Zr в равновесном состоянии и после закалки из расплава

однородности сплавы переплавлялись 3 раза. Состав сплавов контролировали взвешиванием слитков, сравнением фазового состава отожженных образцов с данными диаграммы состояния системы Cu-Zr [8], а также выборочно методом химического анализа. Закалку из жидкого состояния выполняли путем соударения малой (~100 мг) порции расплава, перегретого на 100 К выше точки плавления, с массивной медной пластиной, расположенной под углом 45° к направлению движения капли. Изготовленные таким способом чешуевидные образцы имели толщину $l \cong 100-300$ мкм и использовались для структурных исследований в качестве объектов, закаленных из расплава с минимальными скоростями охлаждения. В другой модификации метода ЗЖС неподвижную пластину заменяли полым медным цилиндром, вращающимся со скоростью до 8000 об/мин. На внутреннюю поверхность цилиндра струей аргона под давлением

$(2-5) \cdot 10^5$ Па впрыскивали каплю перегретого расплава. Соударяясь с движущейся цилиндрической поверхностью, капля растекалась по ней тонким слоем и за-

твердевала в виде фольг, толщина которых изменялась в пределах ~ 20-100 мкм. Помимо относительно бездефектных и однородных по толщине фольг этим способом получали так называемые "усы", т.е. миниатюрные образцы толщиной менее 20 мкм, которые использовали для структурных исследований материалов, полученных в экстремальных условиях ЗЖС. Скорость охлаждения ν продуктов быстрой закалки определяли по их толщине l с помощью зависимостей $\nu(l)$, полученных авторами работы [9] согласованием результатов численных решений соответствующей тепловой задачи с массивом экспериментальных оценок ν :

$$\lg(\nu) = \begin{cases} 8,06 - 1,69 \lg(l) & \text{для } l > 100 \text{ мкм} \\ 10,53 - 2,93 \lg(l) & \text{для } 20 \leq l \leq 100 \text{ мкм} \\ 8,43 - 1,311 \lg(l) & \text{для } l < 20 \text{ мкм} \end{cases} \quad (1)$$

Рентгеновские исследования литых и быстрозакаленных сплавов осуществляли на рентгеновском дифрактометре ДРОН-3 в монохроматическом $\text{Cu}_{K\alpha}$ -излучении. Съемку дифрактограмм вели в интервале углов отражения $2\theta = 20-100^\circ$. Фазовый состав исследуемых образцов определяли сравнением экспериментальных наборов межплоскостных расстояний и относительных интенсивностей дифракционных максимумов со справочными данными картотеки ASTM.

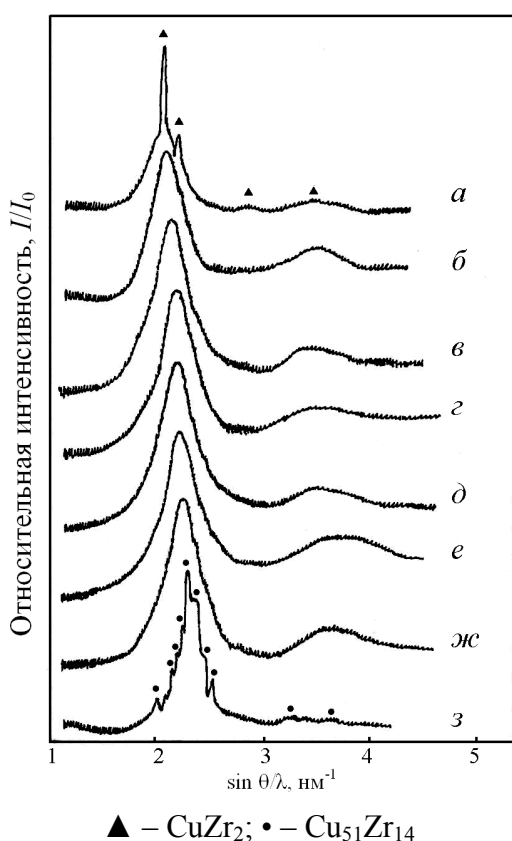


Рисунок 2 – Дифрактограммы быстрозакаленных фольг толщиной 50-60 мкм (б-ж) и 20-30 мкм (а, з) сплавов Cu-Zr с содержанием циркония (ат.%): а – 67; б – 62; в – 55; г – 50; д – 44; е – 41; ж – 38; з – 32

Анализ экспериментальных данных. С целью определения концентрационных интервалов, в пределах которых при заданном режиме охлаждения формируются аморфные структуры, сплавы различных составов, отмеченные стрелками на рис.1, б, подвергали закалке из жидкого состояния, добиваясь получения фольг близкой толщины (50-60 мкм). Структуру быстрозакаленных фольг контролировали дифрактометрическим методом, для чего осуществляли съемку дифракционных картин от контактной (КП) и свободной (СП) поверхностей образцов. На рис.2 показана серия кривых рассеяния для быстрозакаленных сплавов Cu-Zr с содержанием циркония от 32 до 67 ат.%. Видно, что дифрактограммы фольг, принадлежащих концентрационному интервалу 38-62 ат.% Zr, в интервале значений $\sin\theta/\lambda=1-5 \text{ nm}^{-1}$ содержат лишь два сильно размытых максимума, т.е. имеют вид, типичный для расплавов и металлических стекол. Отсутствие в дифракционных спектрах быстрозакаленных образцов четких максимумов, являющихся характерной особенностью

картин рассеяния поликристаллических материалов, свидетельствует о том, что в рассматриваемом промежутке составов в условиях ЗЖС процессы кристаллизации подавляются и фиксируются аморфные структуры.

Путем обработки дифракционных картин полученных аморфных образцов определяли координаты первого θ_1 и второго θ_2 максимумов, а также эффективные размеры областей когерентного рассеяния (ОКР) L и кратчайшие межатомные расстояния R_0 , которые рассчитывали по соотношениям Селякова-Шеррера [10] и Эренфеста [11] соответственно:

$$L = \lambda / \beta \cdot \cos \theta_1, \quad (2)$$

$$R_0 = 0,615 \cdot \lambda / \sin \theta_1, \quad (3)$$

где λ – длина волны рентгеновского излучения;

β – интегральная ширина первого диффузного гало.

Изменения контролируемых структурных параметров от состава показаны в табл.1.

Таблица 1 – Результаты обработки дифрактограмм быстрозакаленных сплавов системы $\text{Cu}_{100-x}\text{Zr}_x$

x, ат%	l , мкм	$\sin \theta_1 / \lambda$, нм^{-1}	$\frac{\sin \theta_2}{\sin \theta_1}$	L , нм	R_0 , нм	$R_0^{\text{инт}}$, нм
38	58	2,26	1,72	1,30	0,272	0,281
41	56	2,23	1,67	1,27	0,275	0,283
44	62	2,22	1,66	1,26	0,277	0,285
50	55	2,21	1,66	1,33	0,280	0,289
55	57	2,12	1,66	1,31	0,290	0,292
62	50	2,11	1,65	1,28	0,293	0,297

Как видно из табл.1, с ростом содержания циркония положение первого пика ($\sin \theta / \lambda$) дифракционных картин изменяется от 2,26 до 2,11 нм^{-1} . Однако относительные положения максимумов не обнаруживают концентрационной зависимости, а соотношение $\sin \theta_2 / \sin \theta_1$ лежит в пределах 1,65-1,72, что является характерной особенностью структуры металлических стекол. Результаты расчетов размеров ОКР свидетельствуют о том, что все дифрактограммы имеют приблизительно одинаковую степень диффузности, которая отвечает значениям L в пределах 1,28-1,33 нм. Рассчитанные значения кратчайших межатомных расстояний R_0 в рассматриваемом концентрационном интервале демонстрируют увеличение от 0,272 до 0,293 нм с ростом содержания циркония и удовлетворительно коррелируют с теоретическими значениями $R_0^{\text{инт}}$, полученными по кристаллографическим параметрам для чистых компонентов (Zr и Cu) и равновесных кристаллических фаз системы Cu–Zr (табл.1). Это означает, что аморфные фазы системы Cu–Zr имеют состав, близкий к исходному, а закономерное увеличение R_0 и $R_0^{\text{инт}}$ объясняется ростом относительного количества циркония, имеющего больший атомный радиус (1,60 нм) по сравнению с атомным радиусом меди (1,28 нм) [12].

Как видно из рис.1, в и 2, при выходе за пределы концентрационного интервала 38-62 ат.% Zr как в одну, так и в другую сторону в быстрозакаленных фольгах фиксируются аморфно-кристаллические структуры. В сплавах, обогащенных цирконием,

роль кристаллической фазы играет соединение CuZr_2 (рис.2, а), в то время как в сплавах с повышенным содержанием меди выявляется соединение $\text{Cu}_{51}\text{Zr}_{14}$ (рис.2, з). Дальнейшее отклонение состава сплавов от указанного выше интервала приводит к полному исчезновению аморфной составляющей в структуре быстроохлажденных фольг и формированию смеси равновесных фаз системы Cu-Zr. Таким образом, согласно результатам дифрактометрического анализа при закалке из жидкого состояния сплавов системы Cu-Zr со скоростями охлаждения $\sim(2-4) \cdot 10^5$ K/c, которые соответствуют толщине фольг 50-60 мкм, полностью аморфная структура фиксируется в сплавах с содержанием циркония от 38 до 62 ат.%.
 С целью использования сплавов Cu-Zr в качестве базовой системы для создания многокомпонентных объемно-аморфизирующихся композиций для сплавов, принадлежащих области аморфизации, определяли критическую скорость охлаждения v_c (максимальную толщину фольг l_c), при которой фиксируется полностью аморфная структура. Сплавы считали аморфными, если дифрактограммы, полученные от противоположных поверхностей фольг, являются качественно подобными, носят диффузный характер и не содержат явно выраженных максимумов интенсивности от кристаллических фаз. Исследуемые образцы в виде фольг толщиной от 30 до 200 мкм получали, варьируя технологические параметры используемых способов быстрой закалки (давление транспортирующего газа, скорость вращения цилиндра и степень предварительного перегрева расплава). Результаты расчетов критической скорости охлаждения от содержания Zr в исследуемых сплавах представлены на рис.3, кривая 1.

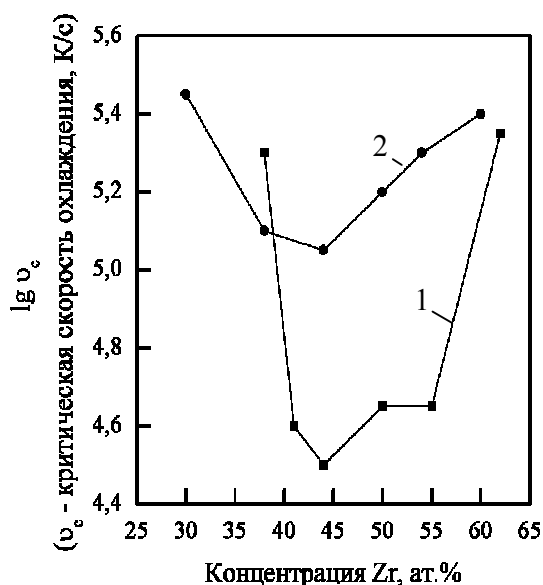


Рисунок 3 – Концентрационная зависимость критической скорости закалки для сплавов системы Cu-Zr

Как следует из рис.3, наивысшей склонностью к аморфизации характеризуется сплав $\text{Cu}_{56}\text{Zr}_{44}$ ($v_c = 3 \cdot 10^4$ K/c, $l_c = 120$ мкм). Согласно равновесной диаграмме состояния (рис.1, а) состав этого сплава близок к точке низкотемпературного эвтектического превращения, в котором участвуют промежуточные соединения $\text{Cu}_{10}\text{Zr}_7$ и CuZr . Одна из эвтектических фаз (CuZr) образуется по перитектической реакции и в процессе дальнейшего охлаждения при температуре 985 K испытывает эвтектоидный распад на смесь интерметаллидов $\text{Cu}_{10}\text{Zr}_7$ и CuZr_2 . Отмеченные особенности строения диаграммы состояния свидетельствуют, что соединение CuZr характеризуется низкой устойчивостью структуры и, следовательно, относительно невысокими значениями скоростей зарождения и роста кристаллов. Поэтому при закалке из жидкого состояния образование фазы CuZr может быть подавлено, что облегчает некристаллическое затвердевание анализируемого сплава.

При отклонении состава сплавов от точки максимальной стеклообразующей способности в сторону меди значения v_c резко возрастают, достигая уровня $\sim 2 \cdot 10^5$ K/c в сплаве $\text{Cu}_{62}\text{Zr}_{38}$, соответствующем нижней границе интервала полной аморфизации.

Наоборот, при увеличении содержания Zr относительно состава $\text{Cu}_{56}\text{Zr}_{44}$ концентрационная зависимость v_c демонстрирует иной характер. В интервале составов 44-50 ат.% Zr прирост значений v_c весьма незначителен (приблизительно 36%), в сплавах с 50-55 ат.% Zr кривая проходит через второй слабо выраженный минимум, после чего на отрезке 55-62 ат.% Zr критическая скорость закалки возрастает практически на порядок (от $5 \cdot 10^4$ до $4 \cdot 10^5$ К/с). На рис.3, кривая 2 также представлены результаты работы [13]. Видно, что кривые 1 и 2 на рис.3 коррелируют между собой по расположению точки абсолютного минимума (44 ат.% Zr). Однако соответствующее значение критической скорости охлаждения ($\sim 10^5$ К/с), приведенное авторами [13], существенно превышает оценочное значение ($3 \cdot 10^4$ К/с), полученное в настоящей работе с помощью соотношений (1). Причинами выявленного несоответствия, по-видимому, являются различия методик приготовления быстрозакаленных образцов и расчетов скорости охлаждения.

Выводы.

1. Рентгеноструктурными исследованиями сплавов системы Cu-Zr установлено, что при закалке из жидкого состояния со скоростями охлаждения $v_c = (2-4) \cdot 10^5$ К/с в концентрационном диапазоне 38-62 ат.% Zr процессы кристаллизации подавляются и фиксируются аморфные фазы исходного химического состава.

2. При выходе за границы интервала аморфизации формируются аморфно-кристаллические структуры, в которых роль кристаллической составляющей играют равновесные конгруэнтные соединения: $\text{Cu}_{51}\text{Zr}_{14}$ в сплавах, обогащенных медью (32-37% Zr), и CuZr_2 в сплавах, обогащенных цирконием (63-68% Zr).

3. Показано, что наибольшей склонностью к некристаллическому затвердеванию обладает сплав $\text{Cu}_{56}\text{Zr}_{44}$, который переходит в аморфное состояние при скорости быстрой закалки $v_c = 3 \cdot 10^4$ К/с. Этот состав сплавов Cu-Zr может быть рекомендован в качестве базовой бинарной композиции для создания легко стеклющихся многокомпонентных сплавов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Либерман Х.Х. Приготовление образцов: различные методы и описание способов закалки из расплава // Аморфные металлические сплавы / [под ред. Ф.Е.Люборского; пер. с англ. А.М.Глезера]. – М.: Metallurgia, 1987. – 584с.
2. Мирошниченко И.С. Закалка из жидкого состояния / И.С.Мирошниченко – М.: Metallurgia, 1982. – 167с.
3. Маслов В.В. Получение аморфных металлических сплавов / В.В.Маслов, Д.Ю.Падерно // Аморфные металлические сплавы. – Киев: Наукова Думка, 1987. – С.52-86.
4. Wang W.H Bulk metallic glasses / W.H.Wang, C.Dong, C.H.Shek // Mat. Sci. and Eng. – 2004. – R.44. – P.45-89.
5. Ковнеристый Ю.К. Объемно-аморфизирующиеся металлические сплавы / Ю.К.Ковнеристый. – М.: Наука, 1999. – 80с.
6. Suryanarayana J. Bulk metallic glasses / J.Suryanarayana, A.Inoue. – New York: Taylor & Francis Group, 2011. – 523p.
7. Schroers J. Processing of Bulk Metallic Glass / J.Schroers // Adv. Mater. – 2010. – Vol. 22. – P.1566-1597.
8. Диаграммы состояния двойных металлических систем: справочник в 3-х т. Т. 2 / [под общ. ред. Лякишева Н.П.]. – М.: Машиностроение, 1997. – 1024с.
9. Лысенко А.Б. Расчет скорости охлаждения при закалке сплавов из жидкого состояния / А.Б.Лысенко, Г.В.Борисова, О.Л.Кравец // Физика и техника высоких давлений. – 2004. – Т. 14, № 1. – С.44-53.

10. Уманский Я.С. Рентгенография металлов и полупроводников / Я.С.Уманский.– М.: Металлургия, 1969. – 496с.
11. Скрышевский А.Ф. Структурный анализ жидкостей / А.Ф.Скрышевский. – М.: Высшая школа, 1971. – 352с.
12. Горелик С.С. Рентгенографический и электроннооптический анализ / С.С.Горелик, Л.Н.Расторгуев, Ю.А.Скаков. – М.: Металлургия, 1970. – 366с.
13. Glass forming ability of transition metal – Zr alloys / Nishi Y., Morohoski T., Kawakomi M. [et al.] // Proc. 4-th Int. Conf. on Rapidly Quenched Metals. – Sendai, 1982. – P.111-114.

Поступила в редколлегию 26.06.2013.

УДК 621.643.412

РЕЙДЕРМАН Ю.І., к.т.н. доцент
ЧЕРЕДНИК Є.О., ст. викладач
ПЕРЕМІТЬКО В.В., к.т.н., доцент
ЛАЗАРЕНКО Р.О., магістр
СІМЧУК В.І., магістр

Дніпродзержинський державний технічний університет

УПРАВЛІННЯ ЯКІСТЮ ШЛЯХОМ РОЗРОБКИ АЛГОРИТМУ РОЗРАХУНКУ ПАРАМЕТРІВ РЕЖИМУ ЗВАРЮВАННЯ У ВУГЛЕКИСЛОМУ ГАЗІ ДЛЯ ПРОГРАМИ НА МОВІ JAVA-2

Вступ. Розрахунок параметрів режиму зварювання і форми зварного шва є актуальним завданням у зв'язку із зростанням ступеня автоматизації, роботизації виробництва зварних конструкцій і необхідністю підвищення продуктивності праці інженерів при проектуванні технології.

Постановка задачі. Зроблено багато спроб пов'язати параметри процесу зварювання шляхом плавлення. Можна виділити три напрями у вирішенні цього завдання: розробку методик визначення режимів зварювання і розмірів шва за допомогою номограм і емпіричних рівнянь [1]; створення рівнянь, що зв'язують режим зварювання і розміри шва методом формальної [2] і критеріальної інтерполяції [3]; розробку систем, що складаються з рівнянь, отриманих з теорії теплопередачі при зварюванні, та рівнянь, складених методом критеріальної інтерполяції. У деяких випадках в систему вводять рівняння, отримані методом формальної інтерполяції [4]. Поставлено завдання розробки алгоритму розрахунку параметрів режиму зварювання в CO_2 з'єднань різних типів з низьковуглецевих і низьколегованих сталей.

Результати роботи. За базову систему прийнята система чотирьох рівнянь, що дозволяє визначити чотири параметри режиму зварювання (зварювальний струм $I_{зв}$, напруження дуги U_d , швидкість зварювання $V_{зв}$ і діаметр електродного дроту d_e) за заданими розмірами конструктивних елементів з'єднань та швів (товщина деталей S , зазор в місці їх з'єднання b , притуплення c , кут оброблення α або катет k , ширина і висота підсилення g шва) по ГОСТ 14771-76. Рівняння пов'язують параметри режиму зварювання, розміри швів і конструктивних елементів з'єднань, а також теплофізичні характеристики зварюваного матеріалу (коефіцієнти теплопровідності λ і теплопровідності α , щільність матеріалу ρ , температуру його плавлення T і ефективний ККД дуги η). Система має вигляд:

$$I_{\text{ца}}^{1,32} \cdot U_{\text{а}}^0 \cdot V_{\text{ца}}^{-1} \cdot d_e^{-0,64} = \frac{F_i \cdot \rho \cdot KF}{l^{0,38}}; \quad (1)$$

$$I_{\text{ца}} \cdot U_{\text{а}} \cdot V_{\text{ца}} \cdot d_e^0 = \frac{\varphi^2 \cdot 32 \cdot \pi \cdot \alpha \cdot \lambda \cdot T \cdot KY}{2,718 \cdot \eta}; \quad (2)$$

$$I_{\text{ца}}^{0,71} \cdot U_{\text{а}}^{0,71} \cdot V_{\text{ца}}^{-1} \cdot d_e^{-0,71} = \frac{h_i}{\alpha} \cdot \left(\frac{T_{\lambda}}{\eta} \right)^{0,71} \cdot KH; \quad (3)$$

$$I^{0,37} \cdot U_{\text{а}}^{-1} \cdot V_{\text{ца}}^0 \cdot d_e^0 = KU, \quad (4)$$

де F_H – площа наплавленого електродного металу, кв.м.;

l – виліт електроду, м.;

φ – коефіцієнт форми зварювальної ванни ($\varphi=2,4$ безрозмірний);

h_H – глибина проплавлення основного металу при наплавленні, м.;

KF, KY, KH, і KU – коефіцієнти, призначені для коригування системи; в даному випадку KF=6493,5; KY=1,0; KH=5,26; KU=3,65(безрозмірні);

$a=0,084$ см²/с;

$\lambda=0,42$ Дж;

$T=1530^\circ\text{C}$;

$\eta=0,8$.

Рівняння (1) пов'язує площу наплавлення електродного металу F_H з параметрами режиму:

$$F_i = \frac{\alpha_p \cdot (1 - \psi_{\text{а}})}{3600 \cdot \rho} \cdot I_{\text{ца}} \cdot V_{\text{ца}}^{-1}, \quad (5)$$

де α_p і $\psi_{\text{в}}$ – коефіцієнти відповідно розплавлення і втрат електродного металу на розбрикування(безрозмірні).

Для визначення коефіцієнта розплавлення електродного металу використовують вираз

$$\alpha_{\delta} = 0,616 \cdot I_{\text{ца}}^{0,32} \cdot d_e^{-0,64} \cdot l^{0,38}, \quad (6)$$

виведений методом найменших квадратів за експериментальними даними, отриманими при наплавленні постійним струмом зворотної полярності.

Площу наплавлення електродного металу можна визначити за геометричними розмірами з'єднання і шва. Наприклад, для з'єднання типу С17 використовуємо формулу

$$F_i = b \cdot S + (S - c)^2 \cdot \text{tg} \alpha + \mu_{\text{а}} \cdot e \cdot g, \quad (7)$$

де $\mu_{\text{в}}$ – коефіцієнт повноти валика.

Рівняння (2)-(4) отримані і описані в роботі [6].

Модельовання параметрів режиму за допомогою формул (1)-(4) встановлює зв'язок між глибиною проплавлення основного металу h_H і площею наплавлення:

$$h_i = A \cdot \sqrt{F_i} - B, \quad (8)$$

де $A=0,8000$; $B=0,02835$ при $F_H=0,02 \dots 0,125$ см² (коефіцієнт кореляції $r=0,942$);

$A=1,4788$; $B=0,2732$ при $F_H=0,18 \dots 0,32$ см² (коефіцієнт кореляції $r=0,998$);

$A=1,3296$; $B=0,19848$ при $F_H=0,32 \dots 0,5$ см² (коефіцієнт кореляції $r=0,989$).

Вищеназвані вирази для площі наплавлення F_n і пов'язаної з нею глибини проплавлення h_n дозволяють розраховувати параметри режиму зварювання з'єднань різних типів, які розбиті на дві групи. Перша група включає з'єднання (ГОСТ 14771-76) типу Т1, Т3, Н1, Н2, і багатопрхідні С6...С27, Т6...Т9 утворюють другу групу.

Порядок розрахунку режиму зварювання з'єднань цих двох груп відрізняється тим, що вхідними величинами в першому випадку є F_n , обчислена за геометричними розмірами оброблення крайок і шва, і h_n , визначена за формулою (8), у другому випадку – h_n , обчислена за геометричними розмірами оброблення.

Визначення h_n для з'єднань другої групи має такі особливості. Основою для розрахунку режиму зварювання з'єднань другої групи є глибина проплавлення деталей h ; для з'єднань типу С2, С4, С5, С6 $h=S$, а для С7 $h = \frac{2}{3} \cdot S$. Параметри режиму зварювання з'єднань типу С7 з обох сторін приймають рівними.

Формула (1) описує вплив параметрів режиму зварювання в CO_2 на глибину проплавлення h_n . При розрахунку режиму зварювання з'єднання типу С2 і С7 необхідно враховувати вплив зазорів на глибину проплавлення. Теоретично отримана наступна залежність між зміною глибини проплавлення ($\Delta h=h-h_n$) і зазором:

$$\Delta h = \frac{1}{\Psi_{\Gamma \delta}} \cdot \frac{b}{\mu_a}, \quad (9)$$

де φ_{np} – коефіцієнт форми проплавлення.

Проведені експерименти по зварюванню в CO_2 і суміші $CO_2+30\%O_2$ пластин зі змінним зазором від 0 до 2 мм дозволили визначити значення коефіцієнта $\frac{1}{\Psi_{\Gamma \delta}} \cdot \mu_a$ у формулі (9), що дорівнює одиниці ($I_{зв}=190...200$ А; $U_d=24...26$ В; $V_{зв}=12,5$ м/год.; $d_e=1,2$ мм).

У випадках, коли діаметр електродного дроту відомий до розрахунку (заданий технологом), інші параметри режиму визначають розв'язанням системи трьох рівнянь. В залежності від типу з'єднань використовують формули (1), (2) і (4), призначені для розрахунку режиму зварювання з'єднань першої групи розв'язанням системи, що включає друге, третє і четверте з'єднання другої групи.

У деяких випадках при відомому зварювальному струмі і діаметрі електрода використовують системи двох рівнянь: складається з першого і четвертого рівнянь базової системи (1), і складається з третього і четвертого рівнянь базової системи.

У роботі не ставилося завдання застосування методу пошукової оптимізації параметрів режиму зварювання, але оцінювалася якість зварних швів і ефективність процесу зварювання.

При проведенні експериментів для виведення рівнянь (3) і (4) вибирали режими зварювання, що забезпечують добре формування шва і мінімальне розбризкування металу. Тому застосування цих рівнянь при розрахунку забезпечує деяку оптимізацію параметрів режиму.

Якісними швами насамперед вважають ті, геометричні розміри яких входять в діапазон, визначений ГОСТ 14771-76. Для більш повної оцінки якості швів введено комплексний геометричний критерій якості, що включає коефіцієнт проплавлення φ_{np} для стикових з'єднань і φ – для таврових, φ_v – форми валика, $\varphi_{п.к}$ – суцільності провару кореня шва і φ_k – різнокатетності (табл.1).

Таблиця 1 – Формули для розрахунку коефіцієнтів рівнянь

Коефіцієнт	Формула для розрахунку	Тип з'єднання (ГОСТ 14771-76)					
		C2, C4, C5, C6	C7	T1	T3	H1, H2	C8...C27, T6...T9
φ_v	e/g	6...12		–	–	–	–
$\varphi_{пр}$	e/h	1,3...4		–	–	–	1,0...2,0*
φ	e/H	–	–	1,0...2,0		–	–
$\varphi_{п.к.}$	$h_1 + h_2 - S$	–	3...6	–	3...6	–	3...6**
φ_k	K_1/K_2	–	–	1,0...2,0		–	–

* – для корневих проходів з'єднань;

** – для корневих проходів з'єднань і двосторонніх швів.

Для розрахунку величин, що входять в критерій якості, використовують залежності, отримані в роботі. Так, ширина шва визначається за рівнянням:

$$e = 0,0441 \cdot \left(\frac{I_{\text{сд}} \cdot U_{\text{д}}}{\sqrt{d_e}} \right)^{0,308} \cdot V_{\text{сд}}^{-0,846} \quad (10)$$

виведеним аналогічно рівнянню (3) інтерполяцією безрозмірних критеріїв Пекле $p_e = \frac{e \cdot V_{\text{сд}}}{a}$ і тиску дуги

$$p = \frac{q^2 \cdot V_{\text{сд}}}{(T \cdot \lambda) \cdot a \cdot d_e} \quad (11)$$

Позначення: e, g – ширина і висота підсилення шва з'єднання відповідно; H – загальна висота шва з'єднання типу T і H ($H=h=g$); h_1, h_2 – відповідно глибина проплавлення шва з першої та другої сторони.

Висота посилення шва розраховується з урахуванням усадки Δb [6]:

$$g = \frac{F_i - h \cdot (b - \Delta b)}{\mu \cdot e} \quad (12)$$

Якщо хоча б один із критеріїв якості, прийнятих для даного з'єднання, виходить за межі, вказані в табл.1, то необхідний їх перерахунок.

За критерій ефективності процесу зварювання прийнято коефіцієнт втрат електродного металу на розбризування.

Область параметрів режимів ($I_{зв}$ від d_e) зварювання в CO_2 може бути розбита на дві: область, де параметри режиму забезпечують $\varphi_{п} \leq 10\%$, і область, використання параметрів режиму якої призводить до підвищення розбризування ($\varphi_{п} > 10\%$). У результаті експериментального вивчення виведено математичний опис меж області з $\varphi_{п} \leq 10\%$. При цьому параметри режиму зварювання пов'язані між собою наступними співвідношеннями:

$$I_{\delta} = 4359 \cdot d_e^{1,25}; \quad (13)$$

$$I_i = 8955 \cdot d_e^{2,00}, \quad (14)$$

де I_{ϕ} , $I_{н}$ – значення зварювального струму на кордоні струму області при зварюванні на форсованих і нормальних режимах відповідно;

d_e – діаметр електрода, см.

Оптимізація по ефективності полягає в пошуку $I_{зв}$ для форсованих або нормальних режимів, що забезпечують $\phi_{п} \leq 10\%$ ($d_e \leq 1,6$ мм).

На основі описаного математичного забезпечення розроблено алгоритм розрахунку параметрів режиму зварювання в CO_2 за допомогою телефонів на мові Java-2; розрахунок починають розв'язанням рівнянь (1)-(4). Потім за спеціально розробленим алгоритмом по ГОСТ 2246-70 (0,8; 1,0; 1,2; 1,4; 1,6; 2,0 мм) вибирають діаметр, найближчий до обчисленого. Інші параметри режиму знаходять розв'язанням системи трьох рівнянь.

Через недостатній обсяг пам'яті телефону основною системою для нього може бути система трьох рівнянь, тому необхідно попередньо задати діаметр електрода, а в разі розрахунку режиму зварювання з'єднань першої групи – його виліт.

Якщо розрахований зварювальний струм не забезпечує $\phi_{п} \leq 10$, то в залежності від типу проєктованого процесу – форсованого ($I_{зв} \geq I_{н}$) – застосовують обчислене за рівнянням (13) або (14) значення струму. Інші параметри визначають розв'язанням системи двох рівнянь.

Після оптимізації параметрів режиму зварювання за ефективністю процесу проводиться їх перевірка на оптимальність за критеріями якості. Якщо параметри режиму не забезпечують якості швів, то вводять поправку за h або b , d_e або l і параметри режиму перераховують.

Висновки. Розроблено систему з 4-х рівнянь, за допомогою якої моделюється процес плавлення електродної проволочки в зварювальній дузі. Створено алгоритм вирішення цієї системи. Алгоритм перетворено у вихідник програми на мові Midlet Pascal. Зроблено компіляцію програми, її встановлення та налагодження на мобільному телефоні HP-1560.

Все це надало можливість використовувати результати, одержані авторами, на практиці в умовах виробництва.

ЛІТЕРАТУРА

1. Акулов А.И. Технология и оборудования сварки наплавлением / А.И.Акулов, Т.А.Бельчук, В.П.Демянцевич. – М.: Машиностроение, 2004. – 432с.
2. Дубовицкий С.В. Оптимизация режима сварки в CO_2 / С.В. Дубовицкий, Г.И.Сергацкий, О.Г.Касаткин. – Автоматическая сварка. – 2008. – № 12. – С.30-35.
3. Рыкалин Н.Н. Расчет термического цикла околошовной зоны по очертанию полосы сварной ванны / Н.Н.Рыкалин, А.И.Бекетов. – Сварочное производство. – 1967. – №9. – С.22-25.
4. Бабкин А.С. Разработка метода расчета оптимальных параметров режима сварки в углекислом газе с применением ЭВМ / А.С.Бабкин, В.Е.Кривошея // Автоматизация сварочного производства. – СПб.: Машиностроение, 2001. – С.53-57.

Надійшла до редколегії 06.06.2013.