

7. Oshovskaya E.V. Simulation of ladle lining with variable heat load / E.V. Oshovskaya, I.N. Salmash, D.A. Fomenko / Sciences works of DonNTU : Metallurgy. – 2011. – Issue 13 (194). – P. 198-210. (Rus.)
8. ELCUT. Simulation of electromagnetic, thermal and elastic fields of finite element method. User's Guide. – St. Petersburg: «Tor ООО», 2013. – 295 p. (Rus.)
9. Engineering analysis in ANSYS Workbench : textbook / V.A. Bruyaka [and other]. – Samara : Samara State Technical University, 2010. – 271 p. (Rus.)
10. Chirkin V.S. Thermophysical properties of materials : reference / V.S. Chirkin. – M. : State Publishing House of physical and mathematical literature, 1959. – 356 p. (Rus.)
11. Automated control system stand vertical drying buckets / V. Perehodchenko [and other] // Modern automation technology. – 2006. – №3. – P. 32-36. (Rus.)

Рецензент: В.И. Головки
д-р техн. наук, проф., НМетАУ

Статья поступила 13.03.2015

УДК 669.184.14

© Лухтура Ф.И.*

О СТЕПЕНИ ДОЖИГАНИЯ КОНВЕРТЕРНЫХ ГАЗОВ В КОНВЕРТЕРАХ ВЕРХНЕГО ДУТЬЯ

Рассмотрены причины и степень существующего дожигания конвертерных газов в шлаке и газовой полости конвертера в период продувки конвертерной ванны. Показана их зависимость от параметров истечения кислородного потока из сопел фурм верхнего дутья и других параметров продувки.

Ключевые слова: фурма, сопло, сверхзвуковой поток, конвертерные газы, расплав, эжекция, горение.

Лухтура Ф.И. Про ступень спалювання конвертерних газів у конвертерах верхнього дутья. Розглянуті причини та ступень існуючого спалювання конвертерних газів у шлаку і газовій порожнині конвертеру в період продувки конвертерної ванни. Показана їх залежність від параметрів витікання кисневого потоку з сопел фурм верхнього дутья та інших параметрів продувки.

Ключові слова: фурма, сопло, надзвуковий потік, конвертерні гази, розплав, ежекція, горіння.

F.I. Lukhtura. On degree of converter waste gases afterburning in top-blown converters. The reasons and degree of converter waste gases afterburning in slag and gas cavity of the converter during blowing have been studied. The afterburning is connected with reflection of the circumferential part of an oxygen jet on its length from the nozzles output section to the metal melt surface because of ongoing streams of converter waste gases and slag layer. Thus oxygen assimilation degree because of the above mentioned factors decreases by 5-35 of % depending on regime parameters, the blowing devices design, portable properties of supersonic jets in the high-temperature gas cavity of the converter and melt, on the height of the tuyere arrangement above the melt etc. Afterburning is influenced with the gas jet and the liquid melt interaction at upper blowing which is various at different intensity of blowing and the height of the tuyere arrangement, that is laminar, transient or turbulent. It has been shown, that gas and melt interaction is also influenced with the probability of the disturbances from the surrounding atmosphere transfer into

* ст. преподаватель, ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет», г. Мариуполь, lukhelena@yandex.ru

the jet. The proper analytical ratios that are necessary in order to be able to define the degree of the converter waste gases afterburning above the metal melt at interaction of reflected streams of an oxidizing agent, the converter waste gas and the metal melt have been shown. It has also been proved that the degree of afterburning decreases with growing intensity of blowing, the velocity of the oxidizing agent in the effective (isobaric) section, with increase of the nozzles diameter and number of nozzles reduction, descent of the tuyere and the distance from the jet root to the melt surface decrease.

Keywords: *a tuyere, nozzle, supersonic flow, converter waste gases, melt, ejection, combustion.*

Постановка проблеми. Создание условий для достижения большой степени окисления углерода и дожигания окиси углерода (СО) до СО₂ в конвертере становится с каждым годом все актуальней в связи с экономией энергоресурсов на плавку. Актуальность дожигания СО в последнее время возросла также в связи со снижением содержания СО₂ в конвертерных газах из-за повышения производительности конвертерных цехов и (или) соответственно интенсивности продувки, полного давления истекающего из сопел фурм кислорода [1] и сокращения времени продувки. Кроме того при создании дутьевых устройств для продувки ванны при малошлаковой технологии, шихтовке конвертера с повышенным содержанием относительно дешевого металлического лома и др. обычно реализуют специальными методами и устройствами вторичное дожигание СО с целью улучшения теплового баланса плавки. При решении перечисленных задач обычно игнорируют существующее в процессе продувки любой плавки дожигание конвертерных газов, что некорректно, т.к. этот процесс существенно изменяет показатели текущих теплового и материального балансов плавки, состав конвертерных газов, долю дожигания при вторичном дожигании конвертерных газов в полости конвертера (и др). Основная причина такого положения - сложность изучаемого явления, невозможность объяснить его механизм в отсутствие полной математической модели конвертерного процесса, в т.ч. достаточно развитой модели взаимодействия окислительного потока с газшлакометаллическим расплавом. И, кроме того, нет возможности определить, даже оценить, доли дожигания в процессе прямого окисления конвертерных газов кислородом, и косвенного – окислами шлака.

Анализ последних исследований и публикаций. Согласно данным [1, 2 и др.], окисление СО до СО₂ без принятия специальных мер по организации вторичного дожигания конвертерных газов происходит в основном при прохождении газов через шлак. Количество образовавшегося СО₂ зависит по мнению [1-3 и др.] от окисленности шлака и температуры ванны, и с ростом окисленности предполагают [1, 2 и др.] рост степени дожигания. В противоположность этому мнению в [2, 4 и др.] дожигание связывают, по сути, с образованием (существованием) встречных направлению подачи окислителя потоков отходящих газов, которые «подхватывают» низконапорные периферийные слои потока окислителя с образованием СО₂ (первичное дожигание). Уровень дожигания (и выход СО₂) зависит, как показано экспериментально в [4 и др.], от используемых в эксперименте конструкции наконечника фурмы, уровня расположения его от «зеркала» металла по высоте конвертера и расхода окислителя. Он растет с увеличением числа сопел, и при подъеме фурмы, уменьшении интенсивности дутья. Последний фактор является иногда вынужденной технологической операцией при продувке. При этом для определения степени дожигания используются соотношения для расчета относительной присоединенной массы конвертерного газа к струе окислителя, применимые либо лишь для дозвуковых течений [4 и др.], где ее значения намного превышают таковые для сверхзвуковых течений, или для сверхзвуковых течений (путем введения поправки на изменение длины сверхзвукового ядра) при истечении окислителя из ограниченного числа испытываемых конструкций фурменных сопел [4 и др.]. Тем самым методики, приведенные в них, обладают известными недостатками, отсутствием обобщающих зависимостей. В [5] приведены исследования, в которых при всей привлекательности подхода к проблеме вторичного дожигания СО над расплавом и шлаке не учитывается существующее в этой зоне первичное («фоновое») дожигание СО, которое определяет характеристики процесса тепломассопереноса в этой зоне. Кроме того, эти результаты не совпадают с представленными в [3, 4 и др.] результатами вторичного дожигания в шлаке. К тому же, парк используемых в металлургии продувочных сопел и устройств достаточно обширен, различны также геометрические характеристики сопел и в печати эти факторы, влияющие

на уровень первичного дожигания, практически никак не отражены.

Таким образом, несмотря на достаточную освещенность этого вопроса в ряде публикаций [1-6 и др.], механизм первичного дожигания конвертерных газов в шлаке и полости конвертера верхнего дутья достаточно глубоко и систематически не изучен, и в печати существуют очевидные разногласия по этому вопросу (практически диаметрально противоположные взгляды [1]).

Цель статьи – доказательство (или подтверждение) существования первичного дожигания, уточнение механизма первичного дожигания СО и образования СО₂ в конвертерных газах, устранение перечисленных выше некоторых противоречий во мнениях по этому вопросу, расширение круга факторов влияния на процесс дожигания на основе аналитического изучения процесса формирования отраженных потоков окислителя при верхней продувке сверхзвуковыми нерасчетными кислородными струями металлического расплава, и дожигания в них СО и др. (реакционного газа), поступающего из реакционной зоны в зону реагирования.

Изложение основного материала. Для достижения цели была разработана пространственная модель взаимодействия сверхзвуковых осесимметричных дутьевых струй с газовой фазой и жидким расплавом кислородного конвертера верхнего дутья. Результаты представлены в квазиодномерной постановке, наиболее доступной инженерам – металлургам и технологам.

При этом учитывались следующие факторы влияния на процесс дожигания: высота расположения фурмы над расплавом, угол наклона оси сопел к оси фурмы, степень использования кислорода дутья ванной, состав, температура и скорость встречных, в общем гетерогенных, потоков конвертерных газов, динамика взаимодействующих фаз, содержание углерода в ванне, горение его в потоке кислорода при полученных распределениях концентраций всех компонентов и примесей в потоке кислорода и общепринятой существующей кинетике образования продуктов горения (или восстановления) и др. При этом рассматриваемая область взаимодействия (дожигания, реагирования) при верхнем вдуве окислителя разделялась на участки прямой нисходящей струи и отраженной восходящей.

С физической точки зрения при взаимодействии потока окислителя с встречными потоками конвертерных газов, жидким шлаком и металлом (ШГМЭ), практически невозможен перенос (полное проникновение) всей массы истекающего из сопел наконечника фурм кислорода к поверхности металла (рис. 1). Происходит это по причине существующего неравномерного распределения скорости (и полного давления) в поперечном сечении кислородной струи, в периферийной части которой (периферийные) струйки имеют скорость более низкую, чем скорость встречного потока конвертерных газов, а при течении в шлаке полное давление в этих струйках меньше, чем гидростатическое давление в расплаве. Поэтому достигают ванны более «энергичные» внутренние слои потока окислителя (первичный поток). Менее энергичные струйки кислорода попадают во встречные потоки или слой ШГМЭ и взаимодействуют с ними, образуя вторичный отраженный поток, в результате которого осуществляется первичное («фоновое») дожигание СО до СО₂ и окисление частиц ШГМЭ. Последнее может наблюдаться при скорости в слое даже до 400 м/с при наличии в отходящих газах следов водорода [7]. При этом, углекислый газ может реагировать с корольками металла и шлака в этой зоне с образованием СО согласно известным реакциям [1, 2], особенно интенсивно при малых углах наклона оси сопел к оси фурмы. Течение в газовой полости каверны может содержать дозвуковые и сверхзвуковые зоны, ударные волны и является двухфазным и турбулентным. В соответствии со структурой взаимодействия кислородной струи с расплавом конвертерные газы (в общем случае, с корольками металла и шлака) поступают в зону дожигания из реакционной зоны, кислород – из отраженного потока на участке струи до металлического расплава.

Согласно представленной модели, для определения степени дожигания СО в потоке О₂ необходимо определить долю кислорода, отраженного от струи на участке от начального изобарического (эффективного) сечения сверхзвуковой струи [8] до металлического расплава, т. е. в конечном итоге задача заключается в определении границы или поверхности раздела между нисходящей и отраженной струей.

При малых давлениях (интенсивности) дутья и (или) больших высотах расположения фурмы при взаимодействии газовой струи окислителя с неподвижным расплавом наблюдается «слоистый» («невозмущенный») режим течения, при котором жидкость движется вдоль поверхности по дну лунки, а газ – по гладкой поверхности раздела фаз. Имеет место при поверхностных скоростях жидкости менее 0,15 м/с и газа 0,6÷3,0 м/с (рис. 2, а) и является аналогом

ламинарного режима движения жидкости.

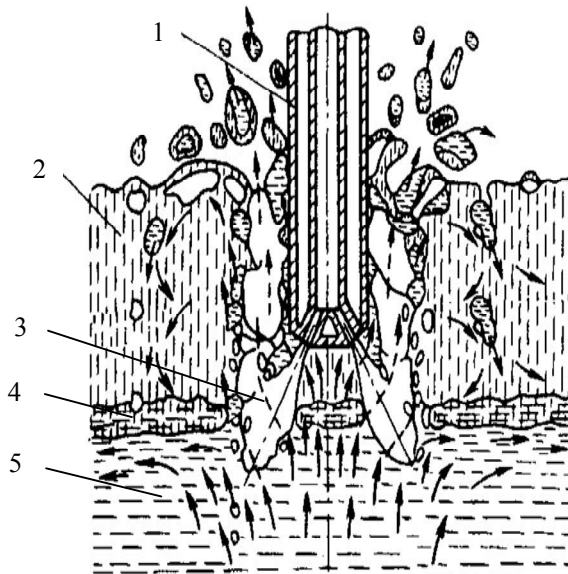


Рис. 1 – Общий характер взаимодействия истекающего газа с жидкостью при продувке сверху с расположением фурмы выше границы металл-шлак: 1 – фурма; 2 – шлак; 3 – зона взаимодействия кислородной струи с расплавом; 4 – шлакометаллическая эмульсия; 5 – металл

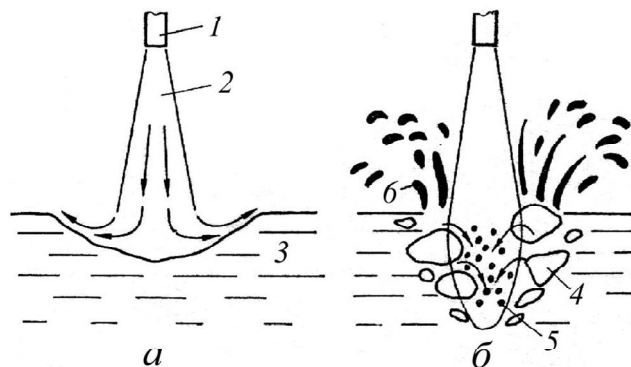


Рис. 2 – Режимы движения газовой струи в жидкости при вдуве сверху: а – ламинарный; б – турбулентный режим; 1 – сопло фурмы; 2 – поток окислителя; 3 – жидкая ванна; 4 – газовые объемы; 5 – диспергированная жидкость; 6 – жидкие объемы (капли жидкости), выносимые из зоны взаимодействия

При увеличении давления дутья и(или) снижении высоты фурмы над расплавом наблюдается переходный («волновой») режим. «Волновое» течение аналогично «слоистому», за исключением того, что на поверхности раздела фаз образуются волны, бегущие в направлении движения потока при скоростях жидкости менее 0,3 м/с и газа примерно 4,5 м/с (рис. 2, а). Этот режим является аналогом переходного (возмущенного) режима движения жидкости от ламинарного к турбулентному. Кроме этих двух режимов движения газа в жидкости, где взаимодействие происходит на молекулярном уровне, при больших давлениях дутья наблюдается турбулентный (рис. 2, б) – взаимодействие на макроуровне с переносом макрообъемов между фазами.

Анализ взаимодействия газа с жидким расплавом (жидкостью) позволил установить также в зависимости от уровня шлака и угла наклона оси сопел в наконечнике к оси фурмы $\alpha_{\text{накл}}$ при верхнем вдуве кислорода, два различных условия течения газожидкостной струи при глубоком ее проникновении в расплав. При малых углах наклона – изобарическое («пробойное»), при больших и погружном положении дутьевых устройств – неизобарическое («беспробой-

ное»). В первом случае давление в струе может быть равно давлению в газовой атмосфере над жидкостью (изобарическое или «пробойное»), в связи с передачей возмущений из окружающей атмосферы в струю, во втором случае - осредненное по времени давление в струе распределяется по гидростатическому закону и может быть отличным от атмосферного. В соответствии с этим в первом случае границей нисходящей струи служит поверхность, контур и форма которой определяется из условия равенства между полным избыточным давлением в газовой фазе и гидростатическим давлением в жидкости в каждой точке этой поверхности. При этом при верхней продувке жидкой ванны без «окутывания, обволакивания» встречными отраженными потоками ШГМЭ нисходящей струи окислителя, что наблюдается при больших углах наклона оси сопел к оси фурмы, из-за нарастания гидростатического давления в жидкости скорость на границе нисходящего потока должна определяться из условий:

$$\text{в шлаке: } w_{гх} \cong \sqrt{\frac{2P_{изб}}{\rho_{гх}}} = \sqrt{\frac{2\rho_{шл}gh_{шл}}{\rho_{гх}}} = \sqrt{\frac{2\rho_{шл}gh_{шл} \cdot (RT)_{гх}}{P_{\infty}}} \cong \sqrt{\frac{2\rho_{шл}gh_{шл} \cdot (RT_0)_{гх}}{P_{\infty}}}; \quad (1)$$

$$\text{в FeC-расплаве: } w_{гп} = \sqrt{\frac{2(\rho_{ж} - \rho_{гх})gx_{рас}}{\rho_{гх}}} \cong \sqrt{\frac{2\rho_{ж}gx_{рас}}{\rho_{гх}}}, \quad x_{рас} = x - H_{\phi}. \quad (2)$$

Во втором случае при распространении вертикальной нисходящей струи окислителя в отраженном встречном потоке и при малых углах наклона оси сопел $\alpha_{накл}$ и окутывании потока окислителя отраженными потоками ШГМЭ при условии изобаричности течения – из условия равенства скорости нисходящего потока на границе нулю

$$w_{гп} = w_{гх} \cong \frac{w_{ex}}{c \cdot \bar{x}_{\Sigma рас}} \sqrt{\frac{\rho_{ex}}{\rho_{гх}}} = \frac{w_{ex}}{c \cdot (\bar{H}_{\phi} + 2\bar{H}_{загл}^{рас} - \bar{x}_{рас})} \sqrt{\frac{\rho_{ex}}{\rho_{гх}}}, \quad (3)$$

где $\rho_{шл}$, $h_{шл}$ – соответственно плотность и высота уровня шлака;

g – ускорение свободного падения;

P_{∞} – давление в окружающей струю среде (полости конвертере);

$(T)_{ex}$, $(T_0)_{ex}$ – соответственно статическая температура и полная температура газа в рассматриваемом сечении струи;

$\rho_{ж}$, $\rho_{гх}$, ρ_{ex} – соответственно плотность жидкости и газа в рассматриваемой точке (сечении), и газа в изобарическом сечении [8];

w_{ex} – скорость потока окислителя в изобарическом сечении струи [8], зависящая от числа Маха сопел M_a , применяемых для продувки, степени нерасчетности истечения (n) или полного давления P_{0a} в выходном сечении сопел, угла раствора сопла γ_a и др.;
 c – (условно) постоянная перемешивания газовой струи с высокотемпературной окружающей средой (расплавом и конвертерными газами) [9];

\bar{H}_{ϕ} – относительная высота расположения фурмы над металлическим расплавом;

$\bar{H}_{загл}^{рас}$ – относительное заглубление струи окислителя в расплав;

$\bar{x}_{рас}$ – расстояние от поверхности металлического расплава до рассматриваемого сечения в расплаве вдоль оси течения струи;

x – расстояние от выходного сечения сопла до рассматриваемого сечения в расплаве вдоль оси течения струи, м.

Полученная таким образом граница, разделяет дутьевой поток при верхней продувке на два характерных: нисходящий поток, направляющийся в металлическую ванну и отраженный восходящий поток.

При $\bar{x}_{рас} = 0$ выражение (3) определяет скорость потока на оси течения на выходе из металлического расплава.

Следует отметить, что, как показывают расчеты, граничная скорость изменяется в широком диапазоне: от скорости конвертерных газов в полости конвертера (5-15 м/с) до скорости (90-350 м/с), соответствующей гидростатическому давлению, создаваемому слоем шлака.

При таких значениях граничной скорости коэффициент использования первичного дутья составляет $\eta_{исп} = \bar{m}_{ex}' = 0,95 \div 0,65$. При этом количество окислителя, направляющегося в ме-

таллическую ванну и первично ею используемого, согласно автомодельности профиля скорости в поперечных сечениях струи окислителя составляет:

$$\overline{m}'_{ex} \equiv \frac{m'_{ex}}{m_{ex}} = \frac{D - B}{A - B} \quad (4)$$

Количество отраженного дутья (без учета отраженного дутья в поверхностных слоях металла):

$$\overline{m}''_{ex} \equiv \frac{m''_{ex}}{m_{ex}} = \frac{A - D}{A - B}, \quad (5)$$

где m_{ex} – массовый расход окислительного газа;
 m'_{ex} , m''_{ex} – соответственно количество окислителя, направляющегося в металлическую ванну, и отраженного дутья;
 $1/A$, $1/B$, $1/D$ – относительные средние скорости (средняя скорость, отнесенная к максимальной) соответственно на толщине прямой, отраженной и всей струи:

$$\frac{1}{A} \cong \overline{w}_{гх} + \frac{\overline{w}_{гх}^{max} - \overline{w}_{гх}}{2} = \frac{1}{2}(1 + \overline{w}_{гх}); \quad (6)$$

$$\frac{1}{B} \cong \frac{\overline{w}_{гх}}{2}; \quad \frac{1}{D} \cong \frac{\overline{w}_{гх}^{max}}{2} = \frac{1}{2}. \quad (7)$$

Скорость на границе дутьевого потока, направляющегося в металлическую ванну, $w_{гп} = w_{гх}$.

Часть отраженного дутья в основном с CO и каплями металла (FeC) и шлака [5] из реакционной зоны (до наступления «критической» концентрации углерода в расплаве [10]) взаимодействует с первично неиспользуемым (отраженным до внедрения в металлическую ванну) окислителем в газовой фазе и слое шлака, при его наличии, и дополнительно окисляется, образуя CO₂, окислы железа и др. в соответствии с известной в настоящее время кинетикой окисления компонентов в области взаимодействия. Косвенно этот процесс подтверждается очень низкой степенью вторичного дожигания в подфурменной зоне [5].

На степень усвоения кислорода конвертерной ванной влияет также скорость обезуглероживания. При максимальной скорости обезуглероживания степень усвоения окислителя (кислорода, углекислого газа) максимальна (см. рис. 3, обращая внимание на динамику образования CO₂ при продувке расплава).

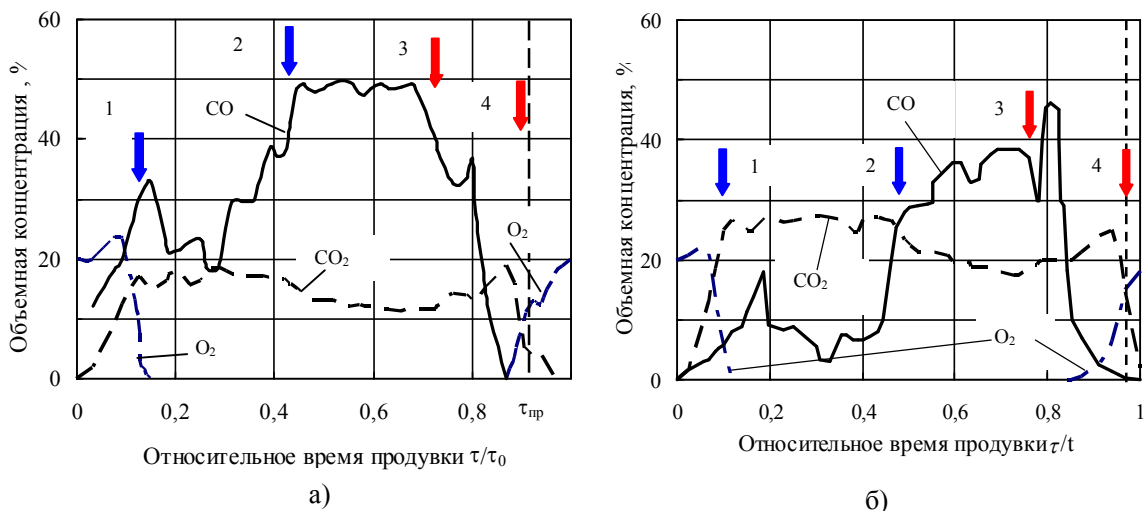


Рис. 3 – Характерная динамика изменения компонентов конвертерного газа в связи с его дожиганием по ходу плавки при верхней продувке при расходе кислорода: а) – 1330 м³/мин [11], б) – 1160 м³/мин [11], цифры у стрелок: 1 – начало интенсивного дожигания CO; 2-3 – период максимальной скорости обезуглероживания и уменьшения степени дожигания; 3-4 – период роста степени дожигания в заключительный период продувки

Для простоты анализа процесса дожигания, в расчетах принято, что процесс горения лимитируется смешением горючего (газа) и окислителя, скорости всех химических реакций бесконечно велики и, следовательно, состав и температура в таком диффузионном пламени термодинамически равновесны, т.е. реакции протекают настолько быстро, что в потоке не могут одновременно существовать топливо и окислитель. Это дает возможность использовать наглядные простые соотношения для анализа процесса горения конвертерных газов в потоке кислорода. При этом допускаем, что конвертерные газы, выходящие из реакционной зоны, состоят в основном из CO, т.к. CO₂ согласно существующим представлениям (кинетике) [1, 2] реагирует с углеродистым расплавом до образования CO, а объемное содержание частиц металла и шлака в отраженном потоке зависит от координаты выхода последнего на поверхность расплава. Предполагаем, что потоки конвертерных газов достаточно быстро перемешиваются с отраженным кислородом, пренебрегая длиной пути перемешивания. Пренебрегаем также растворением кислорода в металле. Тогда, согласно представленной модели, при концентрации окислителя в смеси $C_{\text{окисл}} \leq \frac{c_{\text{O}_2}}{k_{\text{стех}} + c_{\text{O}_2}}$, производство массы углекислого газа на единицу массы отраженного дутья составит:

$$\left[\frac{\% \text{CO}_2}{100} \right] = (k_{\text{стех}} + 1) \frac{c_{\text{O}_2}}{k_{\text{стех}}} C_{\text{окисл}} = 2,75 \cdot c_{\text{O}_2} C_{\text{окисл}} = 2,75 \cdot c_{\text{O}_2} \frac{\bar{m}_{\text{ex}}''}{\bar{m}_{\text{ex}}'' + g''} = 2,75 \cdot c_{\text{O}_2} \frac{1}{1 + g''/\bar{m}_{\text{ex}}''} = 2,75 \cdot c_{\text{O}_2} \frac{W_{\text{ГХ}}}{2 \cdot W_{\text{ex}}}, \quad (8)$$

окси углерода:

$$\left[\frac{\% \text{CO}}{100} \right] = (1 - C_{\text{окисл}}) \cdot c_{\text{CO}} - \frac{c_{\text{O}_2} \cdot C_{\text{окисл}}}{k_{\text{стех}}} = c_{\text{CO}} - \left(c_{\text{CO}} + \frac{c_{\text{O}_2}}{k_{\text{стех}}} \right) \cdot \frac{W_{\text{ГХ}}}{2 \cdot W_{\text{ex}}}, \quad (9)$$

кислорода:

$$\left[\frac{\% \text{O}_2}{100} \right] = 0. \quad (10)$$

Соответственно при величине концентрации окислителя $C_{\text{окисл}} \geq \frac{c_{\text{O}_2}}{k_{\text{стех}} + c_{\text{O}_2}}$, наблюдаемый в начале и конце продувки:

$$\left[\frac{\% \text{CO}_2}{100} \right] = (k_{\text{стех}} + 1)(1 - C_{\text{окисл}}) \cdot c_{\text{CO}} = 1,571 \cdot c_{\text{CO}}(1 - C_{\text{окисл}}) = 1,571 \cdot c_{\text{CO}} \left(1 - \frac{\bar{m}_{\text{ex}}''}{\bar{m}_{\text{ex}}'' + g''} \right) = 1,571 \cdot c_{\text{CO}} \left(1 - \frac{W_{\text{ГХ}}}{2 \cdot W_{\text{ex}}} \right); \quad (11)$$

$$\left[\frac{\% \text{O}_2}{100} \right] = (c_{\text{O}_2} + k_{\text{стех}} \cdot c_{\text{CO}}) \cdot C_{\text{окисл}} - k_{\text{стех}} \cdot c_{\text{CO}} = (c_{\text{O}_2} + k_{\text{стех}} \cdot c_{\text{CO}}) \left(1 - \frac{W_{\text{ГХ}}}{2 \cdot W_{\text{ex}}} \right) - k_{\text{стех}} \cdot c_{\text{CO}}; \quad (12)$$

$$\left[\frac{\% \text{CO}}{100} \right] = 0, \quad (13)$$

где c_{O_2} – концентрация кислорода в окислительном дутье;

$k_{\text{стех}}$ – стехиометрический коэффициент в реакции горения CO;

$C_{\text{окисл}}$ – концентрация окислителя в струе (смеси);

c_{CO} – концентрация CO в продуктах сгорания (конвертерном газе) из реакционной зоны;

$\frac{g''}{\bar{m}_{\text{ex}}''} = \left(B \frac{W_{\text{ex}}}{W_{\text{ГХ}}^{\text{max}}} - 1 \right) = \left(\frac{2W_{\text{ex}}}{W_{\text{ГХ}}} - 1 \right)$ – относительная присоединенная масса конвертерного газа к отраженной струе окислителя (без учета присутствующих в этом по-

токе частиц шлакометаллической эмульсии);

w_{ex} , $w_{гх}^{max}$, $w_{гх}$ – соответственно скорость окислителя в начальном (эффективном) изобарическом сечении [8], на оси течения и в отраженной струе в рассматриваемом сечении.

В соотношениях (8-13) присоединенная ко всей струе масса конвертерного газа:

$$g = g' + g'' = \frac{m'_{\infty} + m''_{\infty}}{m_{ex}} = \frac{m_{\infty}}{m_{ex}} = CD - 1 = \left(D \frac{w_{ex}}{w_{гх}^{max}} - 1 \right) \cong \frac{2w_{ex}}{w_{гх}^{max}} - 1; \quad (14)$$

к нисходящей части струи окислителя на переходном и основном участках, направляющейся в металлическую ванну

$$g' \cong \frac{m'_{\infty}}{m_{ex}} = \left(A \frac{w_{ex}}{w_{гх}^{max}} - 1 \right) \frac{D - B}{A - B} = \left(A \frac{w_{ex}}{w_{гх}^{max}} - 1 \right) \overline{m}'_{ex} = \left(\frac{A}{B} \frac{2w_{ex}}{w_{гх}} - 1 \right) \overline{m}'_{ex}; \quad (15)$$

к отраженной части струи окислителя до поверхности металлического расплава

$$g'' \cong \frac{m''_{\infty}}{m_{ex}} = \left(B \frac{w_{ex}}{w_{гх}^{max}} - 1 \right) \frac{A - D}{A - B} = \left(B \frac{w_{ex}}{w_{гх}^{max}} \frac{w_{гх}}{w_{гх}} - 1 \right) \overline{m}''_{ex} = \left(\frac{2w_{ex}}{w_{гх}} - 1 \right) \overline{m}''_{ex}. \quad (16)$$

Для оценки влияния вынесенных из реакционной зоны отраженным потоком объемов металла (до наступления критической концентрации углерода FeC-расплав, после – в основном FeO) использовались соотношения для определения присоединенной массы расплава, выраженные через величину присоединенной массы газа к чисто газовой струе. Присоединенная масса расплава к струе на выходе из металлического ванны (в дальнейшем следе окислительной струи) составила

$$g''_{рас} \cong \frac{m''_{рас\infty}}{m'_{ex}} \approx g'' \sqrt{\frac{\rho_{рас}}{\rho_{гх}}}, \quad \frac{g''_{рас}}{\overline{m}''_{ex}} = \left(\frac{w_{ex}^{Me}}{w_{гх}} - 1 \right) \sqrt{\frac{\rho_{рас}}{\rho_{гх}}} = \left(\frac{w_{ex} \cdot \sqrt{\frac{\rho_{ex}}{\rho_{ex}^{Me}}}}{c \cdot \overline{H}_{\phi} \cdot w_{гх}} - 1 \right) \sqrt{\frac{\rho_{рас}}{\rho_{гх}}}, \quad (17)$$

$$\text{где } g'' \cong \frac{m''_{\infty}}{m'_{ex}} = \left(B \frac{\overline{w}_{ex}^{Me}}{w_{гх}^{max}} - 1 \right) \frac{A - D}{A - B} = \left(\frac{2\overline{w}_{ex}^{Me}}{w_{гх}} - 1 \right) \overline{m}''_{ex} = \left(\frac{w_{ex}^{Me}}{w_{гх}} - 1 \right) \overline{m}''_{ex},$$

$$g'' \cong \frac{m''_{\infty}}{m'_{ex}} = \left(\frac{\frac{w_{ex}}{c \cdot \overline{H}_{\phi}} \sqrt{\frac{\rho_{ex}}{\rho_{ex}^{Me}}}}{w_{гх}} - 1 \right) \overline{m}''_{ex} = \left(\frac{w_{ex} \cdot \sqrt{\frac{\rho_{ex}}{\rho_{ex}^{Me}}}}{c \cdot \overline{H}_{\phi} \cdot w_{гх}} - 1 \right) \overline{m}''_{ex},$$

\overline{w}_{ex}^{Me} , ρ_{ex}^{Me} – относительная скорость и плотность окислителя в нисходящей струе на поверхности металлического расплава.

С учетом (3)

$$g''_{рас} = \left[\sqrt{\frac{\rho_{гх}}{\rho_{ex}^{Me}}} \left(1 + \frac{2\overline{H}_{загл}^{рас}}{\overline{H}_{\phi}} \right) - 1 \right] \sqrt{\frac{\rho_{рас}}{\rho_{гх}}}, \quad (18)$$

где $\rho_{гх}''$ – плотность газа в рассматриваемом сечении отраженной струи.

При этом присоединенная масса (или концентрация) жидкой фазы в отраженном из реакционной зоны потоке над расплавом будет определяться соответствующим переносом массы жидкости по толщине сдвигового (пограничного) слоя с учетом того, что перенос осуществляется, если скорость не ниже некоторой критической скорости «витания» жидких капель. С некоторым приближением, полагая, что свойства жидких частиц подобны твердым, эту скорость можно представить как

$$w_{гп} = w_{п} = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{\rho_{ж} - \rho_{гх}}{\rho_{гх}} \frac{g_0 d_k}{c_x}} \cong \sqrt{\frac{4}{3} \frac{\rho_{ж}}{\rho_{гх}} \frac{g_0 d_k}{c_x}}; \quad d_k = f(g, \psi); \quad (19)$$

$$c_x = \frac{13}{\sqrt{Re}} = \frac{13}{\sqrt{\frac{w_{гх} - w_{ж}}{v_{гх}} d_k}} = \frac{13}{\sqrt{\frac{w_{гх} d_k (1 - \psi)}{v_{гх}}}} \cong 13 \sqrt{\frac{v_{гх}}{w_{гх} d_k}} \quad \text{при } 10 < Re \leq 2 \cdot 10^3;$$

$$c_x \cong 0,4 \quad \text{при } 2 \cdot 10^3 < Re < 2 \cdot 10^5;$$

$$c_x \cong 0,2 \quad \text{при } Re > 2 \cdot 10^5,$$

где d_k, g, ψ – соответственно диаметр капель, относительная присоединенная масса жидкого расплава к струе окислителя, коэффициент скольжения (динамического запаздывания) жидкой фазы;

c_x – коэффициент сопротивления частиц жидкости.

В значительной мере, как показал анализ расчетных данных, на величину присоединенной к струе окислителя жидкой массы (концентрацию жидкого металла) влияет также слой шлака по причине частичного отражения окислительной струи в этом слое и высота расположения фурмы при всех остальных неизменных параметрах дутья.

Обычно коэффициент (степень) дожигания определяют по соотношению

$$\alpha \equiv \frac{P_{CO_2}}{P_{CO_2} + P_{CO}} = \frac{\{CO_2\}}{\{CO_2\} + \{CO\}} = \frac{1}{1 + \frac{\{CO\}}{\{CO_2\}}}, \quad (20)$$

где P_{CO_2}, P_{CO} и $\{CO_2\}, \{CO\}$ – парциальные давления, и объемные концентрации составляющих конвертерных газов соответственно.

Оценить коэффициент можно также, используя массовые концентрации образующихся компонентов, при концентрации окислителя в смеси $C_{окисл} \leq \frac{c_{O_2}}{k_{стех} + c_{O_2}}$ по формуле

$$\alpha \equiv \frac{c_{CO_2}}{c_{CO_2} + c_{CO}} = \frac{1}{1 + \frac{c_{CO}}{c_{CO_2}}} = \frac{1}{1 + \frac{c_{CO} - \left(c_{CO} + \frac{c_{O_2}}{k_{стех}} \right) \cdot \frac{w_{гх}}{2 \cdot w_{ex}}}{\left(k_{стех} + 1 \right) \frac{c_{O_2}}{k_{стех}} \cdot \frac{w_{гх}}{2 \cdot w_{ex}}}}. \quad (21)$$

Анализ полученных данных позволил установить, что в начальный и конечные моменты продувки степень дожигания увеличивается с ростом интенсивности (полного давления) дутья, с ростом скорости окислителя в эффективном (изобарическом) сечении, при увеличении характерных размеров (диаметров) сопел и уменьшении числа сопел, опускании фурмы и снижении расстояния от корня струй до поверхности ванны.

В основное время продувки степень дожигания уменьшается при перечисленных выше направлений воздействий (с ростом интенсивности и полного давления дутья и др.).

В свою очередь, на параметры потока в эффективном сечении влияют как режимные параметры (полное давление P_0 , число Маха сопла M_a , температура окружающей среды T_∞ , скорость встречных потоков w_∞), так и геометрические характеристики наконечника фурм и сопел (угол раствора сопла γ_a , угол наклона оси сопел к оси фурм $\alpha_{накл}$ и др.). Влияние некоторых режимных параметров (P_0, M_a) и геометрии сопел (γ_a) на параметры в эффективном (изобарическом) сечении: на скорость w_{ex} и др., представлены в [8].

На рис. 3 показан качественный экспериментальный пример изменения степени дожигания в динамике во время плавки в 350-т кислородном конвертере при продувке через базовую фурму [11], соответствующий результатам приведенных расчетов.

В начальный период продувки после наведения шлака коэффициент дожигания достаточно высок ввиду еще низкого содержания СО в конвертерных газах из-за преимущественного окисления других примесей при достаточно высоком содержании отраженного O_2 при его невысокой степени усвоения ванной.

В дальнейшем он снижается ввиду подъема уровня ванны (увеличения уровня шлака и

металла) и уменьшения расстояния между наконечником и уровнем расплава, из-за высокой скорости обезуглероживания и вытеснения определенного объема металлической ванны, но в конечный период обнаруживается тенденция к его вторичному росту по причине снижения содержания углерода в металле и выхода стехиометрической поверхности (поверхности обезуглероживания) при реагировании окислителя с расплавом (реакционной зоны) на поверхность металла, при котором дополнительно увеличивается степень дожигания конвертерных газов из-за поступления непрореагировавшего кислорода из реакционной зоны в шлак и газовую фазу (стрелка 3, рис.3). Снижение интенсивности продувки или, что тоже самое, полного давления перед соплами наконечника фурмы, или скорости в изобарическом сечении струи, (рис.3,б) приводит к общему повышению степени дожигания при сохраняющейся примерно одинаковой динамике ее изменения в течение продувки (при всех остальных примерно одинаковых или неизменных параметрах). Следует отметить, что измерение концентраций компонентов в конвертерном газе производились в [11] газоходе на соответствующей отметке, где замечено влияние дожигания в тракте конвертерных газов. При этом распределение концентраций по ходу продувки заметно зависят от абсолютного выхода конвертерных газов и величины подсоса воздуха через неплотности газового тракта до упомянутой отметки. Тем не менее, нет сомнений в истинности динамики качественного изменения состава конвертерных газов по ходу продувки в связи с тем, что влияние подсасываемого кислорода воздуха не вносит существенных изменений в глубоком перераспределении компонентов в отходящих конвертерных газах на соответствующей отметке.

Выводы

1. Установлено, что дожигание конвертерных газов осуществляется практически на протяжении всей конвертерной плавки. Подтверждено, что с ростом интенсивности продувки за счет снижения массы отраженного окислительного дутья коэффициент дожигания конвертерных газов снижается. Основной составляющей общего процесса дожигания является дожигание газов отраженным потоком окислителя в ШГМЭ. При этом степень дожигания в чисто газовой фазе выше, чем в ШГМЭ по причине окисления в отраженном потоке также металла и шлака. С увеличением угла наклона оси сопла к оси фурмы степень дожигания в области ближнего поля струи уменьшается.

2. Получены зависимости степени дожигания конвертерных газов от различных факторов: газодинамических параметров истечения сверхзвуковых потоков, свойств газовой и жидкой фазы, некоторых параметров шлакового режима плавки, режимных параметров и геометрии дутьевых устройств, высоты расположения фурмы над расплавом, глубины внедрения кислородной струи и др.

3. При дальнейших исследованиях в рассматриваемом направлении целесообразным является дополнительный учет скорости химических реакций, степени диссоциации компонентов горения, динамики и тепло- и массообмена взаимодействующих фаз (жидкого расплава и газа), а также распределение концентраций всех компонентов в нисходящем и отраженном (обратном) потоках окислителя при верхней продувке с учетом особенностей геометрии зоны взаимодействия и длины пути перемешивания фаз, что позволит получить более полную картину первичного дожигания конвертерного газа в ванне, и разработать более эффективные мероприятия по регулированию доли вторичного дожигания в процессе плавки в кислородных конвертерах.

Список использованных источников:

1. Бойченко Б.М. Конвертерне виробництво сталі / Б.М. Бойченко, В.Б. Охотський, П.С. Харлашин. – Дніпропетровськ : РВА «Дніпро-ВАЛ», 2004. – 454 с.
2. Баптизманский В.И. Тепловая работа кислородных конвертеров / В.И. Баптизманский, Б.М. Бойченко, В.П. Черевко. – М. : Металлургия, 1988. – 174 с.
3. Бигеев А.М. Металлургия стали / А.М. Бигеев. – М. : Металлургия, 1988. – 480 с.
4. Механизм дожигания в конвертере / М. Хираи [и др.] // Тэцу то хаганэ. – 1987. – Т. 73, № 9. – С. 1117-1124.
5. Безчерев А.С. Совершенствование дутьевых устройств кислородных конвертеров на основе исследования процесса дожигания отходящих конвертерных газов : автореф. дис. ...канд.

- техн. наук : 05.16.02 / А.С. Безчерев; Приазов. гос. техн. ун-т. – Мариуполь, 2007. – 24 с.
6. Баптизманский В.И. Конвертерные процессы производства стали. Теория, технология, конструкция агрегатов / В.И. Баптизманский, М.Я. Меджибожский, В.Б. Охотский. – Киев; Донецк : Вища школа, 1984. – 343 с.
 7. Хзмалян Д.М. Теория горения и топочные устройства / Д.М. Хзмалян, Я.А. Каган. – М. : Энергия, 1976. – 488 с.
 8. Lukhtura F.I. One-dimensional theory of off-design supersonic gas jets / F.I. Lukhtura // Fluid Dynamics. – 1993. – V. 28, № 1. – P. 35-40.
 9. Капустин Е.А. Одномерная теория струй / Е.А. Капустин, Ф.И. Лухтура // Вісник Приазовського державного технічного університету : Зб. наук. праць / ПДТУ. – Мариуполь, 2001. – Вип. 11. – С. 243-249.
 10. Лухтура Ф.И. О критической концентрации углерода в расплаве конвертера / Ф.И. Лухтура // Вісник Приазовського державного технічного університету : Зб. наук. праць / ДВНЗ «ПДТУ». – Мариуполь, 2012. – Вип. 24. – С. 49-56.
 11. Сущенко А.В. Совершенствование дутьевых режимов и устройств кислородных конвертеров на основе исследования процессов в реакционной зоне : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.16.02 / А.В. Сущенко; Приазов. гос. техн. ун-т. – Мариуполь, 2002. – 26 с.

Bibliography:

1. Boychenko V.M. Converter processe of steelmaking / V.M. Boychenko, V.B. Ohotskii, P.S. Kharlashin. – Dnipropetrovsk : RVA «Dnipro-Val», 2004. – 454 p. (Ukr.)
2. Babtizmanskii V.I. Thermal work of oxygen converters / V.I. Babtizmanskii, V.M. Boychenko, V.P. Cherevko. – М. : Metallurgiya, 1988. – 174 p. (Rus.)
3. Bigeyev A.M. Metallurgy of steelmaking / A.M. Bigeyev. – М. : Metallurgiya, 1988. – 480 p. (Rus.)
4. Mechanism of reburning in the converter / M. Khirai [et al.] // Tetsu to khagane. – 1987. – V. 73, № 9. – P. 1117-1124. (Rus.)
5. Bezcherev A.S. Perfection of blast devices oxygen converters on the basis research of process reburning of converter off-gas : phd. thesis : 05.16.02 / A.S. Bezcherev; Priazovskyi state technical university. – Mariupol, 2007. – 24 p. (Rus.)
6. Babtizmanskii V.I. Converter processes of steelmaking. Theory, technology, construction of aggregates / V.I. Babtizmanskii, M.Ya. Medzhibozhskii, V.B. Ohotskii. – Kyiv; Donetsk : Vishcha shkola, 1984. – 343 p. (Rus.)
7. Khzmalyan D.M. The theory of combustion and furnace devices / D.M. Khzmalyan, Ya.A. Kagan. – М. : Energia, 1976. – 488 p. (Rus.)
8. Lukhtura F.I. One-dimensional theory of off-design supersonic gas jets / F.I. Lukhtura // Fluid Dynamics. – 1993. – V. 28, № 1. – P. 35-40.
9. Kapustin E.A. One-dimensional theory of jets / E.A. Kapustin, F.I. Lukhtura // Reporter of the Priazovskyi state technical university : Collection of scientific works / PSTU. – Mariupol, 2001. – Issue 11. – P. 243-249. (Rus.)
10. Lukhtura F.I. About the critical concentration of carbon in a melt of converter // F.I. Lukhtura // Reporter of the Priazovskyi state technical university : Collection of scientific works / SHEE «PSTU». – Mariupol, 2012. – Issue 24. – P. 49-56. (Rus.)
11. Sushchenko A.V. Perfection of the blast modes and devices of oxygen converters on the basis of research processes in a reactionary zone : phd. thesis : 05.16.02 / A.V. Sushchenko; Priazovskyi state technical university. – Mariupol, 2002. – 26 p. (Rus.)

Рецензент: А.М. Скребцов
д-р техн. наук, проф., ГВУЗ «ПГТУ»

Статья поступила 07.05.2015