

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

УДК 669.162.267

СИГАРЕВ Е.Н., к.т.н, доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

ДИСПЕРГИРОВАНИЕ ГАЗОВОЙ СТРУИ ПРИ ВРАЩЕНИИ ПОГРУЖНОЙ ФУРМЫ

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

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

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

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

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

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

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

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

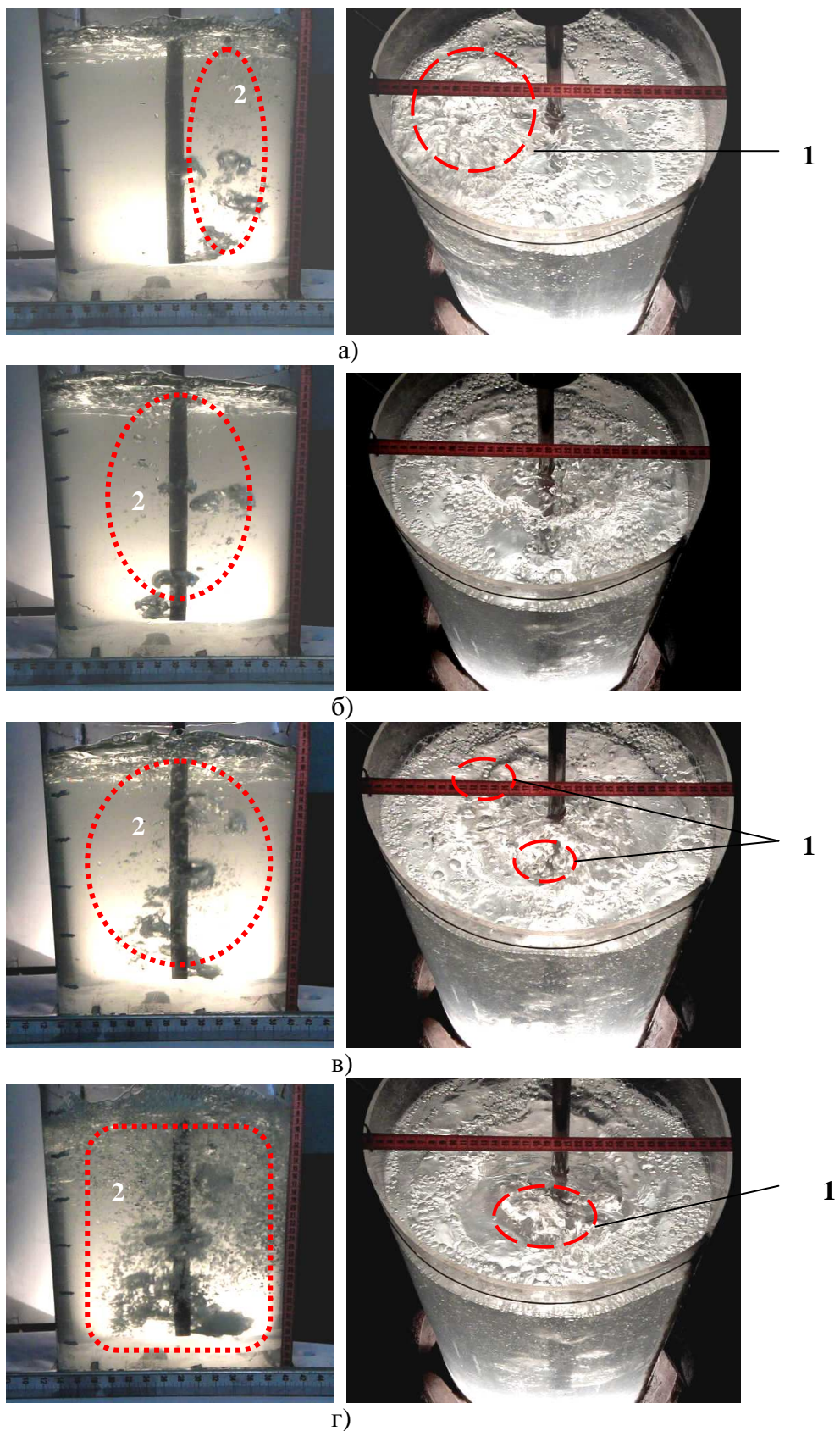


Рисунок 1 – Характерная картина выхода струи газа из сопла стационарной (а) и вращающейся фурмы (б-г) при расходе газа $0,05 \text{ м}^3/\text{мин}$. Скорость вращения фурмы: а) 10 ; б) 30 и в) 50 мин^{-1} соответственно

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

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

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

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

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

С учетом принятых допущений выражение (2) примет вид:

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

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

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

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

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

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

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

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

Скорость прогрева футеровки фурмы определяли по выражению [7]:

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Среднюю интегральную скорость струи определяли с учетом следующих положений:

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

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

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

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

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

получим:

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

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

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

$$0,0615 \rho_{жс} V^2_{cp} k_2 L^2 + 2Q_g g (\rho_{жс} + \rho_{г}) - \rho_{г} Q_g V^2/R = 0. \quad (12)$$

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

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

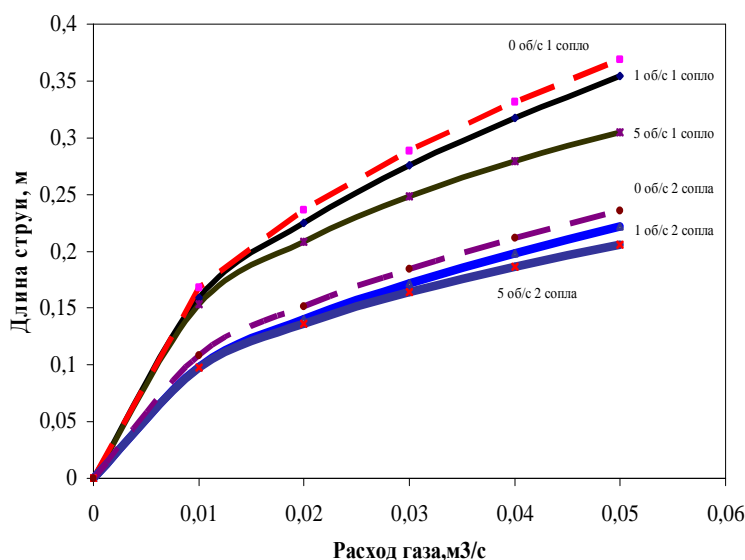


Рисунок 3 – Зависимость длины основного участка газовой струи от скорости вращения (об/с) и конструкции (числа сопел) погружной фурмы

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

ЛИТЕРАТУРА

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

2. Промышленный опыт применения вращающихся фурм / С.Л. де Соуза Коста, Е.П.Меирелес де Араухо, И.Л.Алвес, Д.Лима де Сиквейра // IX Международный симпозиум по десульфурации чугуна и стали, 18-21 сентября, Галати, Румыния, 2006. – С.27-35.
3. Высокотемпературное и численное моделирование десульфурации чугуна вдуванием диспергированного магния через погружную вращающуюся фурму / Сигарев Е.Н., Чернятевич А.Г., Чубин К.И., Зарандия С.А. // Известия вузов. Черная металлургия. – 2011. – № 6. – С.60-65.
4. Гидрогазодинамика ванны при продувке через вращающуюся фурму / Чернятевич А.Г., Сигарев Е.Н., Зарандия С.А., Сидоренко Д.В. // Проблемы математического моделирования: міждерж. наук.-метод. конф., 25-27 травня 2011 р.: тези доповідей. – ДДТУ: Дніпродзержинськ. – С.115-118.
5. Горбис З.Р. Теплообмен и гидромеханика дисперсных сквозных потоков / Горбис З.Р. – М.: Энергия, 1970. – 424с.
6. Куземко Р.Д. Математическая модель течения в фурмах для глубокой продувки расплавов порошками и инертными газами / Р.Д.Куземко, В.А.Нахимов // Вопросы теории и практики сталеплавильного производства. – М.: Металлургия. – 1991. – С.103-126.
7. Кутателадзе С.С. Справочник по теплопередаче / С.С.Кутателадзе, В.М.Боришанский. – М.-Л.: Госэнергоиздат, 1953. – 423с.
8. Ганин П.Г. Теоретическая оценка устойчивости адсорбционного взаимодействия частиц твердой и газообразной дисперсных фаз в аппарате с механическим перемешиванием и аэрацией (обзор) / П.Г.Ганин // Сорбционные и хроматографические процессы. – 2008. – Т. 8. – Вып.4. – С.553-569.
9. Колмогоров А.Н. Рассеяние энергии при локальной изотропной турбулентности / А.Н.Колмогоров // Докл. АН СССР. – 1941. – Т. 32. – Вып. 1. – С.19-21.

УДК 669.184

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

Днепродзержинский государственный технический университет

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

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

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

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