

Преимущества процесса продольного разделения раската контролируемым разрывом:

- возможность осуществлять деление раската при больших зазорах между разрезными гребнями упрощает настройку валков;
- отсутствие шейки разрыва в месте разделения заготовок;
- надежное самоцентрирование раската в двухручьевом калибре;
- возможность увеличения угла до 90° у вершин гребней двухручьевого калибра повышает срок службы валков;
- простота конструкции выводной валковой арматуры.

К недостаткам продольного разделения раската следует отнести:

- вскрытие зернистой структуры металла в месте разделения заготовок;
- необходимость осуществлять деление раската в узком диапазоне значений отношения зазора между разрезными гребнями к толщине перемычки, влияющего на радиус кривизны передних концов разделенных профилей на выходе из валков.

Преимущества технологии «слиттинг-процесс»:

- ровная поверхность шейки разрыва, растягивающаяся от обжатия в овальном калибре без оставления видимых следов;
- наличие делительного устройства «подстраховывает» протекание процесса разделения, дорезая дефектный участок от выкрошенных гребней калибра.

К недостаткам технологии «слиттинг-процесс» следует отнести:

- разделение в делительном устройстве полосы, полученной в калибре со значительным износом

разрезных гребней, увеличивает шейку разрыва, появляется вероятность образования заката;

- необходимость в формировании на раскате очень тонкой (порядка 0,8 – 1,0 мм) перемычки, что снижает срок службы валков (низкая стойкость формирующего калибра);
- наличие разделяющего устройства сложной конструкции, требующего квалифицированного обслуживания.

Отличия способа продольного разделения контролируемым разрывом от «слиттинг-процесса»:

- отсутствует шейка разрыва, при этом происходит рваное вскрытие зернистой структуры металла, следы которого заметны после обжатия в последующем овальном калибре;
- простота конструкции выводной проводки, но при этом необходимо выдерживать величину отношения зазора между разделяющими гребнями калибра к толщине перемычки для получения прямолинейного выхода разделенных профилей из калибра.

Выводы. Рассмотрены особенности, преимущества и недостатки продольного разделения раската в калибрах и разделения раската с применением специальных устройств при прокатке арматурных профилей. Выявлены отличия способа продольного разделения контролируемым разрывом от «слиттинг-процесса».

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Погорелов А.И., Копылов И.В., Ефимов О.Ю. и др. // Сталь. 2004. № 5. С. 63 – 66.
2. Ефимов О.Ю., Чинокалов В.Я., Копылов И.В. и др. // Сталь. 2008. № 8. С. 78 – 80.

© 2012 г. И.В. Копылов, К.В. Волков,
А.Ю. Ромадин, В.Н. Перетьяко
Поступила 22 мая 2012 г.

УДК 669.184.66

Е.В. Протопопов¹, Р.Ф. Калимуллин¹, А.Г. Чернятевич², П.С. Харлашин³

¹ Сибирский государственный индустриальный университет

² Национальная металлургическая академия Украины

³ Приазовский государственный технический университет

МОДЕЛИРОВАНИЕ ГАЗОПОРОШКОВОГО ТЕЧЕНИЯ В ФУРМЕ С ВНЕШНИМ СМЕШЕНИЕМ

Раздувка конечного шлака с целью нанесения шлакового гарнисажа стала неотъемлемой частью технологии горячих ремонтов футеровки кислородных конвертеров. С использованием такой технологии и других мероприятий в мировой практике рекордная стойкость футеровки уже достигла 20 – 30 тыс. плавов [1]. Выполненные исследования [2, 3] показывают перспективность использова-

ния для нанесения шлакового гарнисажа газопорошковой раздувки конечного шлака, что позволяет значительно снизить расход дорогостоящих магнезиальных материалов, присаживаемых в ванну по ходу плавки для придания шлаку специальных «гарнисажных» свойств.

Как установлено промышленными экспериментами [4], отсутствие в конвертере в период нанесения

гарнисажа металла позволяет отказаться от водяного охлаждения дутьевого устройства и использовать специальные газоохлаждаемые фурмы. Однако в газопорошковых фурмах с внутренним смешением ввод порошка в несущие газовые струи осложняет их течение, вызывает абразивный износ трактов и значительное усложнение конструкции фурмы. Именно поэтому важно выработать такие технические решения, чтобы динамический напор и мощность внедряющихся в шлаковый расплав газопорошковых струй значительно увеличивались. Накопленный опыт и наличие над конвертерами двух-трех позиционных стандов машины подачи кислорода позволяют устанавливать в резервный стенд специальные дутьевые устройства, приспособленные для нанесения шлакового гарнисажа. Если используются фурмы многоцелевого назначения (например, факельное торкретирование и раздувка шлака) или две фурмы (для кислородной продувки металла и специальная фурма для нанесения гарнисажа), то возможным решением для газопорошковой раздувки может быть использование фурмы с внешним смешением (рис. 1). В такой конструкции за счет подвода теплоты из полости конвертера мощность истекающих газопорошковых струй можно увеличить в несколько раз.

Целью настоящей работы является установление закономерностей и влияния теплоподвода к фурме на концентрацию порошка, размер частиц, а также установление влияния длины фурмы на распределение по высоте фурмы и в выходном сечении сопла давления, скорости фаз и объемной доли твердой фазы.

В работе приняты обозначения: p – абсолютное давление газопорошкового потока, МПа; T_1 , T_2 и T_w – термодинамическая температура несущего газа, частиц порошка и стенки трубы, К; ρ_1 и ρ_2 – плотность газа и по-

рошка, кг/м³; h – энтальпия, кДж/кг; w_1 и w_2 – скорость газа и частиц, м/с; V_n – объемный расход несущего газа (азота) при нормальных физических условиях, м³/мин; G – приведенный массовый расход несущего газа, кг/(с·м²); $\mu = m_2/m_1$ – массовая концентрация порошка в газозвеси, кг/кг; m_1 и m_2 – массовый расход газа и порошка, кг/с; ϵ_1 и ϵ_2 – объемная доля газовой и твердой фазы; $n_2 = \epsilon_2/V$ – счетная концентрация частиц, 1/м³; V – объем частицы, м³; F_{1w} и F_{12} – потеря импульса за счет взаимодействия газа со стенкой трубы и между фазами, Н/м³; C_D – коэффициент аэродинамического сопротивления частиц; Q_{1w} – интенсивность конвективного теплообмена между стенкой трубы и несущим газом, кВт/м³; Q_{12} – интенсивность межфазного теплообмена, кВт/м³; δ – эквивалентный диаметр частиц, м; S – площадь миделевого сечения частиц, м²; D – внутренний диаметр, м; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); a – температуропроводность, м²/с; ν и η – кинематическая и динамическая вязкость, м²/с и Па·с; k_f – коэффициент формы частиц; Re, Nu, Pr и St – числа подобия Рейнольдса, Нуссельта, Прандтля и Стантона.

Индексы 1 и 2 обозначают несущий газ и частицы порошка, 12 – газозвесь, γ – газы в полости конвертера, ϕ – фурму, k – конвертер.

В основу математической модели положены идеи и допущения, изложенные в работах [3, 5, 6]. Отличительной особенностью использования такого метода при течении двухскоростного потока в газоохлаждаемой фурме, находящейся в высокотемпературной полости конвертера, является необходимость для каждой из фаз численно решать дифференциальные уравнения движения и энергии. Так, в одномерном приближении уравнения движения и энергии для газа-носителя в монодисперсном потоке имеют вид

$$\epsilon_1 \rho_1 w_1 \frac{dw_1}{dx} = -\epsilon_1 \frac{dp}{dx} - F_{1w} - F_{12} + \epsilon_1 \rho_1 g \cos \alpha; \quad (1)$$

$$\epsilon_1 \rho_1 w_1 \frac{d}{dx} \left(h_1 + \frac{w_1^2}{2} \right) - F_{12}(w_1 - w_2) - Q_{1w} = Q_{12}, \quad (2)$$

где g – гравитационное ускорение, м/с²; α – угол наклона пневмопровода к горизонту.

Аналогичную систему уравнений необходимо решить и для второй фазы. В такой постановке эти четыре дифференциальных уравнения обладают высокой информативностью, однако по каждому слагаемому должны быть представлены решения.

В полости конвертера теплоперенос от запыленных газов к фурме осуществляется излучением и конвекцией. В этом случае суммарный тепловой поток q_r можно определить по формуле

$$q_r = \epsilon_\phi c_0 \left[\left(\frac{T_r}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_\phi}{100} \right)^4 \right] + \alpha_r (t_r - t_\phi), \quad (3)$$

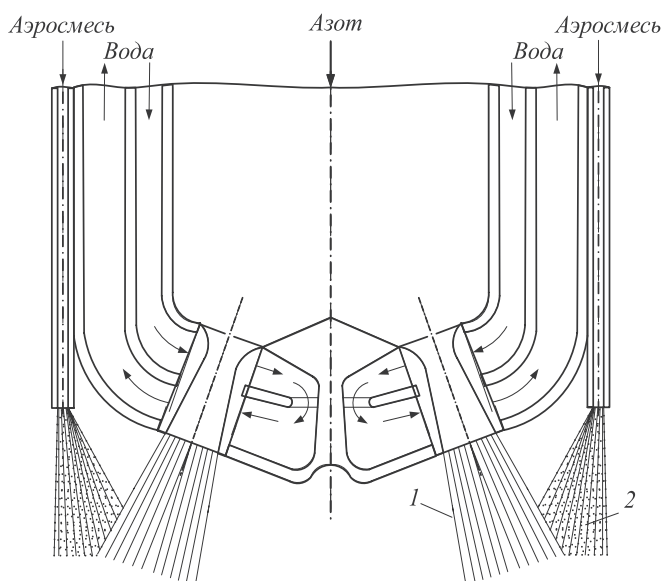


Рис. 1. Схема подачи огнеупорного порошка в истекающие азотные струи:
1 – азотная струя; 2 – газопорошковый поток

где $\varepsilon_\phi = 0,8$ – степень черноты поверхности фурмы; $c_0 = 5,67 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}^4)$ – коэффициент лучеиспускания абсолютно черного тела; α_r – коэффициент теплоотдачи газа, $\text{Дж}/(\text{м}^2 \cdot \text{с} \cdot \text{К})$.

Средний коэффициент теплоотдачи газа $\bar{\alpha}_r$ находили из критериального уравнения

$$\bar{Nu}_r = 0,017 Re_r^{0,8} Pr_r^{0,4} \left(\frac{D_k}{D_\phi} \right)^{0,18}, \quad (4)$$

где $\bar{Nu}_r = \frac{\alpha_r (D_k - D_\phi)}{\lambda_r}$.

Контроль правильности расчетов параметров дисперсного потока в каждом сечении фурмы выполняли по уравнению совместного движения фаз $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = 1$.

Силу межфазного взаимодействия (F_{12}) определяли по следующему выражению:

$$F_{12} = C_D Sp_1 (w_1 - w_2)^2 n_2 k_f / 2; \quad (5)$$

здесь $k_f = (12,4 - 11,4)/f$ – поправочный коэффициент, учитывающий форму частиц (в расчетах для шара принимали $f = 1$).

Методика расчета коэффициента аэродинамического сопротивления C_D изложена ранее в работе [3]. Потери импульса газа и частиц F_{1w} и F_{2w} раздельно по фазам, а также коэффициенты трения несущего газа ξ_1 и частиц ξ_2 о стенку фурмы определяли аналогично [5].

Интенсивность конвективного теплоподвода от стенки трубы фурмы к газовой фазе (Q_{1w}) рассчитывали по выражению

$$Q_{1w} = 4 St p_1 c_p w_1 (T_w - T_1) / D_\phi, \quad (6)$$

где c_p – теплоемкость, $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$.

Так как течение в фурме дозвуковое, то число Стантона вычисляли по формуле Гухмана

$$St = 0,0167 (Re, Pr)^{-0,18} (T_1 / T_w)^{0,35}, \quad (7)$$

где $Re_1 = w_1 D p_1 / \eta$; $Pr = \nu / a_1$.

Интенсивность межфазного теплообмена рассчитывали по уравнению теплового баланса между газовой и твердой фазами

$$Q_{12} = 6 \lambda_1 Nu_{12} (T_1 - T_2) \varepsilon_2 / \delta^2. \quad (8)$$

Без учета сжимаемости число Нуссельта можно определить по выражению

$$Nu_{12} = 2 + 0,6 Re_{12}^{0,5} Pr^{0,33}, \quad (9)$$

где $Re = (w_1 - w_2) \delta / \nu_1$.

Коэффициент теплопроводности λ_1 и кинематическую вязкость ν_1 азота выбирали в зависимости от температуры t_1 .

При выполнении расчетов использовали параметры 350-т конвертеров ККЦ № 2 ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК». Диаметр канала для подачи газопорошкового потока составляет 30 мм, длина фурмы 16 м. При этом участок фурмы длиной 10 м находится в полости конвертера, поэтому омывается высокотемпературным отходящим газом. Диаметр δ частиц порошка меняли в диапазоне 0,05 – 0,30 мм, плотность ρ_2 частиц принимали равной $2000 \text{ кг}/\text{м}^3$, коэффициент формы $k_f = 1,30$. Расход транспортирующего порошок азота принимали постоянным $V_H = 275 \text{ м}^3/\text{ч}$, а расход m_2 порошка меняли в пределах 86 – 201 кг/мин. Таким значениям V_H и m_2 соответствовала концентрация порошка 15 – 35 кг/кг. В расчетах размер частиц принимали равным 0,10 мм.

Представим наиболее характерные примеры численного интегрирования уравнений движения и теплообмена по длине фурмы и в ее выходном сечении с учетом ряда определяющих факторов, существенно влияющих на конечный результат.

Распределение параметров по длине фурмы

Дисперсность порошка. Напомним, что если $m_2 = \text{const}$, а диаметр δ частиц уменьшается в x раз, то их количество возрастает в x^3 раз. В таких условиях динамическое скольжение фаз $\Delta w = w_1 - w_2$ становится меньше, растет диссипация энергии, что неизбежно приводит к повышению давления на входе в фурму. Необходимость увеличивать это давление на входе возникает также при интенсивном теплоподводе к газозвеси, так как появляется дополнительное, так называемое тепловое сопротивление. В этом случае такая же масса дисперсной примеси более мелких частиц в фурме перемещается с большей скоростью и интенсивнее нагревается. Как следует из расчетов, если, например, диаметр частиц уменьшается с 0,30 до 0,05 мм, то при $\mu = 15 \text{ кг}/\text{кг}$ средняя температура $t_{\text{вср}}$ стенки на участке фурмы длиной 10 м, находящейся в полости конвертера, увеличивается с 334 до 600 °С. Это объясняется тем, что при уменьшении значения δ , несмотря на снижение значений Re_{12} и Nu_{12} , тепловой поток Q_{12} , как это следует из формулы (8), увеличивается.

Как видно (рис. 2, а), при уменьшении δ , например, с 0,30 до 0,05 мм, вследствие диссипативных потерь, связанных с ускорением более мелких частиц (при одном и том же значении расходов газа V_H и порошка m_2), давление p на входе в фурму необходимо увеличивать с 0,395 до 0,635 МПа.

Таким образом, если газозвесь состоит из более мелких частиц, то они нагреваются до более высокой температуры, как следует из выражения (8) и рис. 2, а, б. Можно утверждать, что на участке фурмы длиной 6 м, расположенной за пределами опускного газохода и кон-

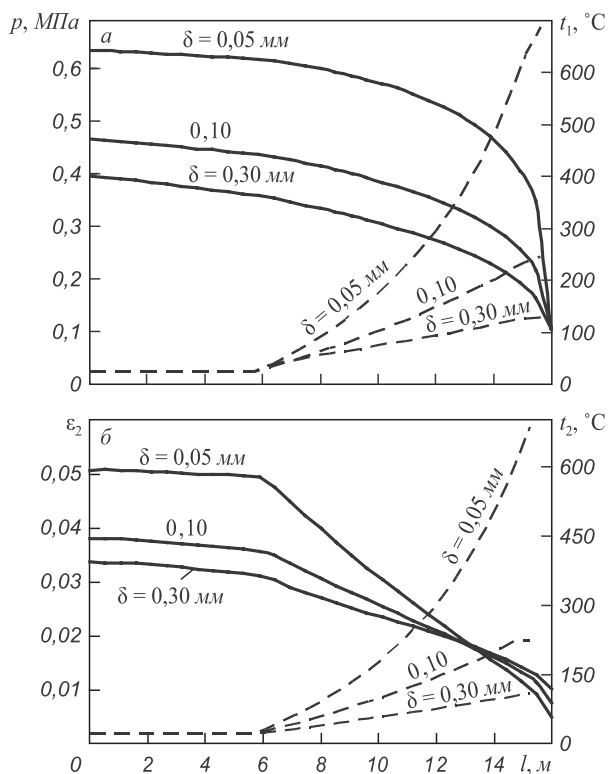


Рис. 2. Влияние диаметра частиц (δ) на распределения давления p (—), температуры несущего газа t_1 (---) (а), а также объемной доли твердой фазы ε_2 (—) и температуры частиц t_2 (- - -) (б) по длине фурмы при $\mu = 15$ кг/кг

вертера, диаметр частиц δ не влияет на температуры несущего газа t_1 (рис. 2, а) и частиц t_2 (рис. 2, б).

При этом объемная доля твердой фазы

$$\varepsilon_2 = \left(1 + \frac{\psi \rho_2}{\mu \rho_1}\right)^{-1} \quad (10)$$

зависит в основном от плотности газа ρ_1 и коэффициента динамического скольжения фаз $\psi = w_2/w_1$. При одном и том же значении μ по длине участка интенсивного теплоподвода (10 м) объемная доля твердой фазы снижается (рис. 2, б).

Длина фурмы. Известно, что в результате преодоления сил трения в трубе постоянного сечения статическое давление p уменьшается, и в сжимаемом потоке плотность ρ_1 падает, а скорость w_1 возрастает. При учете особенностей двухфазного течения в фурме постоянного сечения (учитывается только одно физическое воздействие – трение) для равновесного течения ($w_1 = w_2 = w_p$, $t_1 = t_2 = t$) уравнение обращения воздействия имеет вид

$$\frac{dw_p}{w_p} (\text{Ma}^2 - 1) = -\frac{n}{a_p^2} dl_{\text{тр}}, \quad (11)$$

где $\text{Ma} = w_p/a_p$ – число Маха; $a_p = \sqrt{n \frac{1}{1-\mu} R_1 T}$; $l_{\text{тр}}$ – длина трубы (фурмы).

Показатель политропы газовзвеси n зависит от показателя адиабаты k , теплоемкостей газа c_p , c_v , теплоемкости c_2 и концентрации порошка μ . Из уравнения (11) следует, что так как всегда $dl_{\text{тр}} > 0$, то в дозвуковом потоке ($\text{Ma} < 1$) изменение скорости $dw_p > 0$. Для рассматриваемого случая при неравновесном потоке уравнение (11) усложняется, однако общие закономерности остаются такими же; за счет трения дозвуковой поток в фурме ускоряется. Естественно, что в соответствии с уравнением (11) при сверхзвуковом течении трение будет тормозить поток.

Совместное решение дифференциальных уравнений движения и энергии (1) и (2), а так же целого ряда замыкающих алгебраических соотношений, приведенных в работах [3, 5], дает возможность установить распределение по длине фурмы l совместного давления фаз p , отдельно их скоростей w_1 и w_2 , температур t_1 и t_2 , объемных долей ε_1 и ε_2 , плотности несущего газа ρ_1 и температуры металлической стенки ствола фурмы (t_w). При принятых исходных параметрах (емкость конвертера 350 т, длина фурмы 16 м) абсолютное давление по длине фурмы будет падать с 0,37 МПа (без теплоподвода) и 0,64 МПа (при наличии интенсивного теплоподвода) до атмосферного ($p = 0,1$ МПа) (рис. 2, а).

Концентрация порошка μ . В отличие от местной объемной концентрации порошка ε_2 , массовая концентрация μ по длине фурмы остается постоянной. Численные эксперименты показали, что при принятых исходных данных увеличение значения μ , например, с 15 до 35 кг/кг (путем повышения m_2 с 86 до 201 кг/мин при $V_{\text{н}} = 275$ м³/ч, $\delta = 0,1$ мм и наличии теплоподвода) приводит к необходимости увеличения давления p на входе в фурму с 0,47 до 0,59 МПа (рис. 3, а). Дисперсная примесь будет тормозить газопорошковый поток в фурме. При одном и том же значении δ более существенно ускоряется газовзвесь с меньшей концентрацией порошка (рис. 3, а). Например, при $\mu = 15$ кг/кг порошкообразные частицы в стволе фурмы ускоряются с 27 до 131 м/с, а при $\mu = 35$ кг/кг – с 23 до 84 м/с.

При постоянном диаметре фурмы ($D_{\text{ф}} = \text{const}$) на скорость w_1 несущего газа в каждом сечении фурмы влияют только плотность ρ_1 несущего газа и объемная доля ε_2 твердой фазы, которая, в свою очередь, зависит от значений μ , ψ , ρ_2 и ρ_1 . То есть, в газодисперсном потоке зависимость ρ_1 – это функция многих переменных. При этом характерным является факт, что нагрев газа решающим образом влияет на значение ρ_1 . На интенсивно нагреваемом участке фурмы ($l = 16 - 6 = 10$ м) при любом значении μ происходит резкое падение плотности ρ_1 (рис. 3, б). На этом же участке порошок нагревается тем интенсивнее, чем меньше значение μ . Например, если $\mu = 15$ кг/кг в выходном сечении сопла при средней температуре стенки $t_{wcp} = 385$ °С температура частиц составляет 131 °С, а при $\mu = 35$ кг/кг порошок нагревается только до 114 °С ($t_{wcp} = 311$ °С).

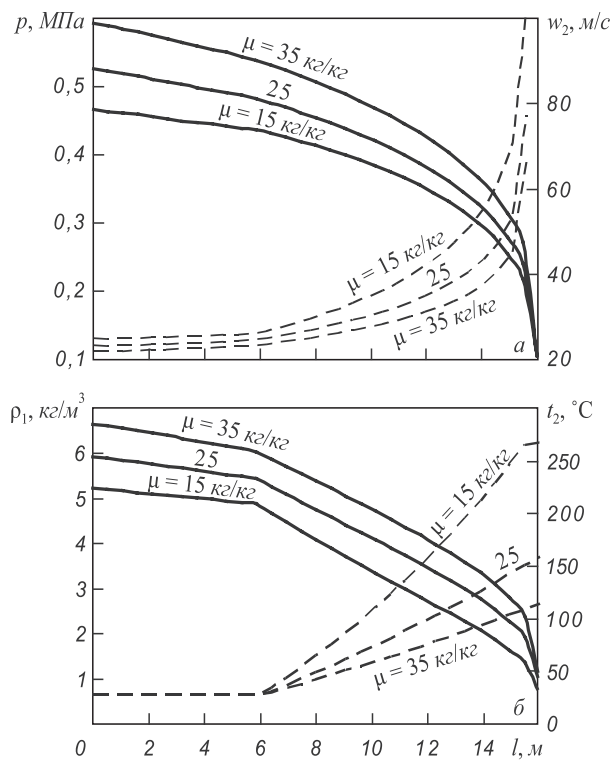


Рис. 3. Изменение давления p (—) и скорости частиц w_2 (---) (а), а также плотности несущего газа ρ_1 (—) и температуры частиц t_2 (---) (б) по длине фурмы при различной концентрации порошка μ

Таким образом, затраты на преодоление сил трения по длине фурмы зависят в основном от концентрации, размера частиц и температуры стенки фурмы.

Теплоподвод к транспортирующему газу. Результаты исследований, приведенные в работе [6], показывают, что после раздувки шлака и извлечения газоохлаждаемой фурмы из конвертера температура поверхности ствола достигает примерно 500 °С. При движении вдоль фурмы газ нагревается, поэтому ближе к выходному сечению при одной и той же температуре в полости конвертера меньше охлаждающая способность движущегося по фурме подогретого газа и выше температура стенки t_w . Температура несущего газа t_1 является функцией многих переменных, в том числе t_w , l , δ , μ , ρ_2 , V_H , p , m_2 , k_f и т.д. Температура t_1 наиболее существенно влияет на плотность газа ρ_1 . По длине фурмы плотность газа уменьшается как в результате падения статического давления p , так и в результате нагрева за счет конвективного потока, передаваемого от стенки трубы фурмы, разогретой до температуры t_w .

Как следует из выражения (10), в условиях многофакторного воздействия плотность ρ_{12} газопорошкового потока функционально связана с целым рядом величин, в том числе m_1 , m_2 , w_1 , w_2 , ρ_2 , ε_2 . В свою очередь эти параметры зависят от давления p , температуры t_1 несущего газа, изменяющихся по длине фурмы. Например, если $D = 30$ мм, $m_2 = 86$ кг/мин, $V_H = 275$ м³/ч, $\mu = 15$ кг/кг, $\rho_2 = 2000$ кг/м³, $\delta = 0,07$ мм, скорость исте-

чения газа $w_1 = 264$ м/с и скорость порошка $w_2 = 155$ м/с ($t_w = 605$ °С), то в выходном сечении фурмы плотность несущего газа составляет $\rho_1 = 0,516$ кг/м³ (рис. 3, б). В этих условиях температура стенки t_w по длине фурмы (10 м) увеличивается с 290 до 605 °С, т.е. в среднем на 315 °С. Таким образом, плотность газа ρ_1 по длине фурмы 16 м снижается с 5,890 кг/м³ на входе до 0,516 кг/м³ в выходном сечении (почти в 11 раз). При таком интенсивном теплоподводе в пределах фурмы несущий газ разогревается с 40 до 431 °С, скорость несущего газа w_1 увеличивается с 24 до 264 м/с, а скорость частиц порошка w_2 увеличивается с 23 до 154 м/с. Объемная доля твердой фазы уменьшается почти в шесть раз (с 0,0424 на входе до 0,0065 в выходном сечении).

Расчеты показывают, что если бы подводящая газопорошковая труба диам. 30 мм не нагревалась (как в фурме с внутренним смешением), то при тех же расходах газа V_{H1} , порошка m_2 и диаметре частиц δ скорости фаз в выходном сечении фурмы составили бы $w_1 = 112$ м/с, $w_2 = 92$ м/с. При принятых выше исходных параметрах кинетическая энергия (мощность) $N = mw^2/2$ в выходном сечении снизилась бы для газовой фазы с 3,33 до 0,60 кВт и для вдуваемого порошка с 17,20 до 4,69 кВт, т.е. в 3,7 – 5,6 раза.

Распределение параметров в выходном сечении сопла фурмы

Программа, разработанная в соответствии с представленной моделью, позволяет рассчитать термогазодинамические параметры монодисперсного двухскоростного, двухтемпературного потока по длине фурмы и в любом ее контрольном сечении. Однако наибольший интерес для исследователей представляет изменение параметров в выходном сечении сопла фурмы, так как по ним можно вычислить определяющие характеристики истекающей двухфазной струи (импульс I_x и мощность N_x).

Как уже было показано, в газодинамических расчетах иногда пользуются не абсолютным значением скорости, например, транспортирующего газа w_1 , а относительной его величиной $Ma = w_1/a_1$. Соответственно, для газовой фазы местная скорость звука определяется как $a_{гв} = \sqrt{kRT_1}$. В настоящей работе рассматривается двухскоростной поток, поэтому по рассчитанным в каждом текущем сечении значениям w_1 и t_1 для газовой фазы двухфазного потока можно найти величину Ma . В выходном сечении с увеличением δ число Ma уменьшается при любом значении концентрации порошка μ (рис. 4, а). Однако в рассматриваемом интервале изменения величины μ наибольшее снижение значения числа Ma с увеличением δ наблюдается при $\mu = 15$ кг/кг. Это объясняется тем, что, как было показано выше, при увеличении δ температура газовой фазы t_1 уменьшается, при этом скорость несущего газа w_1 падает интенсивнее, чем снижается скорость звука.

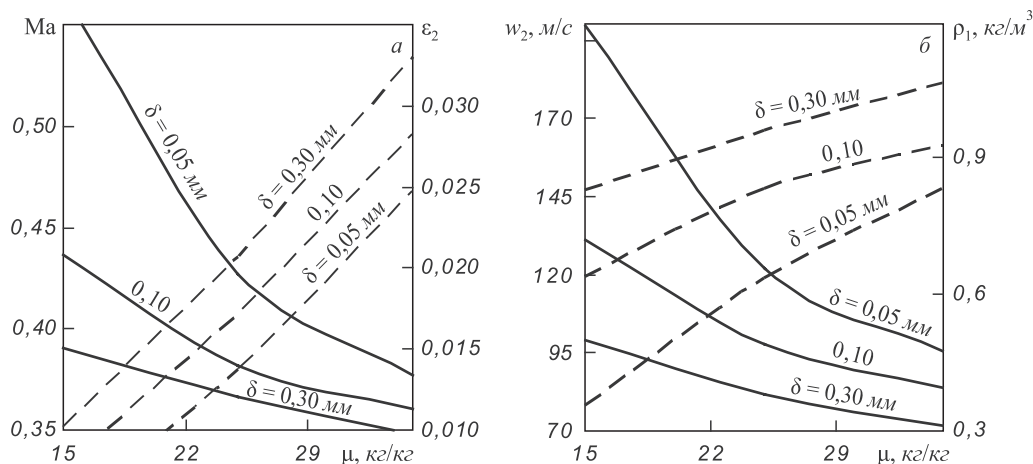


Рис. 4. Влияние концентрации порошка μ на число Маха (—) и объемную долю твердой фазы (---) (а), а также скорость частиц w_2 (—) и плотность несущего газа ρ_1 (---) (б) в выходном сечении фурмы

Увеличение концентрации порошка приводит к существенному понижению температуры t_1 , интенсивность уменьшения числа $Ma(\delta)$ падает.

Если значение δ возрастает с 0,05 до 0,30 мм, то увеличение ε_2 в 1,3 – 2,0 раза объясняется уменьшением температуры t_1 и повышением плотности несущего газа ρ_1 (рис. 4, а).

Причины роста скорости частиц w_2 при снижении концентрации μ и диаметра частиц δ особых объяснений не требуют – это очевидные связи между параметрами газопорошкового потока (рис. 4, б).

Увеличение концентрации μ и диаметра δ частиц вызывает необходимость увеличения давления p , что приводит к снижению температуры t_1 и росту плотности ρ_1 несущего потока (рис. 4, б).

Полученные закономерности чрезвычайно сложно проверить экспериментально, особенно для условий внутреннего объема конвертера. Адекватность модели подтверждается следующими частными решениями:

- несущий газ и частицы порошка нагреваются только начиная с того сечения фурмы, которое уже находится в высокотемпературной полости газодода, т.е. на расстоянии 6 – 16 м (рис. 2, а, б; 3, б);
- выполнено условие дозвукового истечения ($Ma < 1$) – при всех рассмотренных режимах течения при любых значениях μ , δ , t_w в выходном сечении фурмы давление p равно атмосферному ($p_{ат} = 0,1$ МПа) (рис. 2, а; 3, а);
- выполнено требование уравнения обращения воздействия – так как течение газозвеси дозвуковое, то дисперсный поток в фурме ускоряется (рис. 3, а);
- концентрация порошка μ при любом значении δ всегда связана с объемной долей твердой фазы ε_2 пропорциональной зависимостью, что подтверждает правильность решения (рис. 4, а);

- при любом значении μ тонкодиспергированные частицы летят с большей скоростью (рис. 4, б);
- при условиях $m_2 = 0$, $\mu = 0$ модель дает решение для хорошо изученного движения чистого газа в трубе с теплоподводом.

Таким образом, результаты расчета полностью согласуются с общепринятыми представлениями гидродинамики потоков газозвесей.

Выводы. Нагрев газодисперсного потока в фурме за счет высокотемпературной среды, находящейся в полости конвертера, обеспечивает увеличение мощности истекающих газопорошковых струй в два – четыре раза. Влияние диаметра частиц и концентрации порошка на параметры истекающего потока проявляется тем существеннее, чем сильнее нагрет газодисперсный поток. Модель является универсальной и может использоваться как для расчета параметров двухскоростных пылегазовых потоков, так и для нахождения параметров газа при течении в трубах, фурмах, соплах.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Су Тяньсен // Черные металлы. 2003. № 5. С. 64 – 67.
2. Нугуманов Р.Ф., Протопопов Е.В., Чернятевич А.Г. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2006. № 12. С. 7 – 12.
3. Протопопов Е.В., Чернятевич А.Г., Харлашин П.С. и др. // Новости науки Приднепровья. 2008. № 1-2. С. 98 – 100.
4. Чернятевич А.Г., Сигарев Е.Н., Протопопов Е.В. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2011. № 2. С. 15 – 20.
5. Протопопов Е.В., Чернятевич А.Г., Харлашин П.С. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2009. № 6. С. 14 – 17.
6. Протопопов Е.В., Чернятевич А.Г., Харлашин П.С. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2009. № 4. С. 16 – 20.

© 2012 г. Е.В. Протопопов, Р.Ф. Калимуллин, А.Г. Чернятевич, П.С. Харлашин
Поступила 25 мая 2012 г.