

Определение механических свойств (в том числе ударной вязкости при температуре $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$) показало, что уровень свойств значительно превышает требуемые ГОСТ 31385 – 2008 и ПБ-03-605 – 03 (правила устройства вертикальных цилиндрических стальных резервуаров для нефти и нефтепродуктов). Вероятнее всего, это связано со снижением содержания кислорода в металле сварного шва и изменением морфологии оксидных включений. Проведенное определение содержания кислорода по ГОСТ 17745 – 90 методом восстановительного плавления на газоанализаторе фирмы «LECO» TC-600 подтвердило снижение количества кислорода при использовании добавок. Так, массовая доля кислорода в образцах, полученных при сварке под флюсом с 10 % углеродсодержащей добавки, уменьшилась по сравнению с контрольной пробой (сварка под флюсом АН-348А без добавок) в среднем с 534,7 до 317,0 ppm. Фракционный газовый анализ показал, что массовая доля кислорода в силикатах изменилась с 432 до 181 ppm; в алюминатах с 78 до 88 ppm; в алюмосиликатах кальция, силикатах кальция и магниевых шпинелях – с 6,5 до 5,2 ppm. Подтверждением изменения общего уровня содержания кислорода в металле шва является также изменение химического состава флюсов и полученных после сварки шлаков. Концентрации Fe_2O_3 , MnO в шлаке меньше, чем во флюсе, что, по-видимому, связано с перераспределением кислорода между металлом и шлаком и раскислением металла и шлака углеродом добавки во флюсе (рис. 4).

Выводы. Показана принципиальная возможность введения в сварочные флюсы добавок углеродсодержащих компонентов, позволяющая уменьшить общее содержание кислорода в металле шве, и следовательно, снизить уровень загрязненности металла неметаллическими включениями. При этом, как следствие, значительно повышаются механические свойства и особенно ударная вязкость металла сварных соединений. Установлено, что при использовании исследуемой добавки во флюс АН-348А в количестве до 6 % концентрация углерода в металле сварных швов не увеличивается,

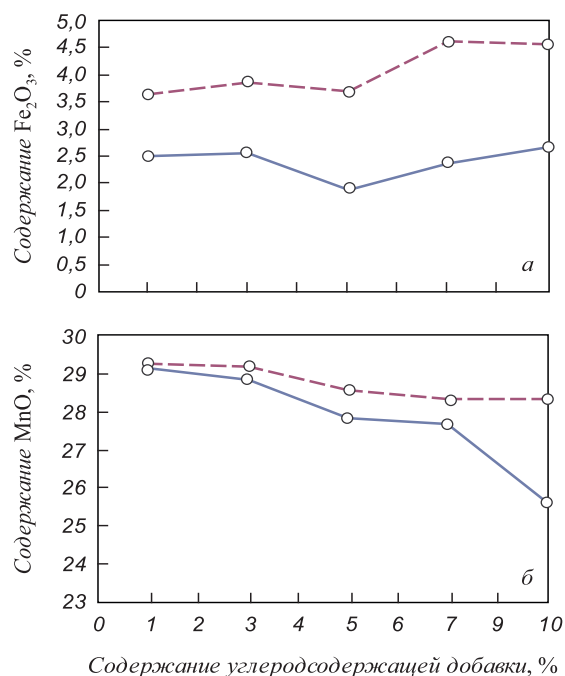


Рис. 4. Изменение концентрации Fe_2O_3 (а) и MnO (б) во флюсе (—) и в шлаке (---) после сварки

твердость не возрастает. Применение таких добавок может быть целесообразно для раскисления металла шва (по сравнению с существующими кремнемарганцевосстановительными процессами).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Сварочные материалы для дуговой сварки: Справочное пособие в 2 т. Т. 1. Защитные газы и сварочные флюсы / Б.П. Конищев, С.А. Курланов, Н.Н. Потапов и др. Под общ. ред. Н.Н. Потапова. – М.: Машиностроение, 1989. – 544 с.
2. Подгаецкий В.В., Люборец И.И. Сварочные флюсы. – Киев: Техника, 1984. – 166 с.

© 2012 г. Н.А. Козырев, В.Ф. Игушев,
З.В. Голдун, Р.Е. Крюков, В.М. Шурупов
Поступила 19 мая 2012 г.

УДК 669.184.124

Е.В. Протопопов¹, Р.Ф. Калимуллин¹, А.Г. Чернятевич², П.С. Харлашин³, Н.А. Чернышева¹

¹ Сибирский государственный индустриальный университет

² Национальная металлургическая академия Украины

³ Приазовский государственный технический университет

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ СВЕРХЗВУКОВОЙ СТРУИ ПРИ РАЗДУВКЕ ШЛАКА В КОНВЕРТЕРЕ

Технология нанесения защитного шлакового гарнисажа на футеровку кислородного конвертера основана на том, что к специально подготовленному шлаку под-

водится и ему передается значительная часть энергии внедряющихся в шлаковый расплав газовых азотных струй. Суммарная мощность струй, истекающих из

фурмы 350-т конвертера при раздувке шлака, достигает почти 4 МВт. Обоснованное и рациональное использование такой энергии обеспечивает оптимизацию этой технологии и возможность повышения стойкости футеровки в несколько раз. В таких условиях следует учитывать особенности газоструйного течения при сверхзвуковом критическом перепаде давления, поскольку поддерживать постоянным давление азота перед соплами фурмы практически невозможно. При этом структура сверхзвуковых нерасчетных струй всегда ударно-волновая, в них газ периодически разгоняется и тормозится (рис. 1). По этой причине происходит диссипация энергии в серии прямых и косых скачков уплотнения струи. Неучет реальных факторов приводит к большим погрешностям при проектировании сопел и расчете динамических характеристик струй, внедряющихся в шлаковый расплав. При неправильном выборе типа и профиля сопла, неточной оценке режима истечения мощность струй при взаимодействии со шлаковым расплавом (при одних и тех же расходе и давлении азота на входе в фурму) только из-за необратимых внутри-

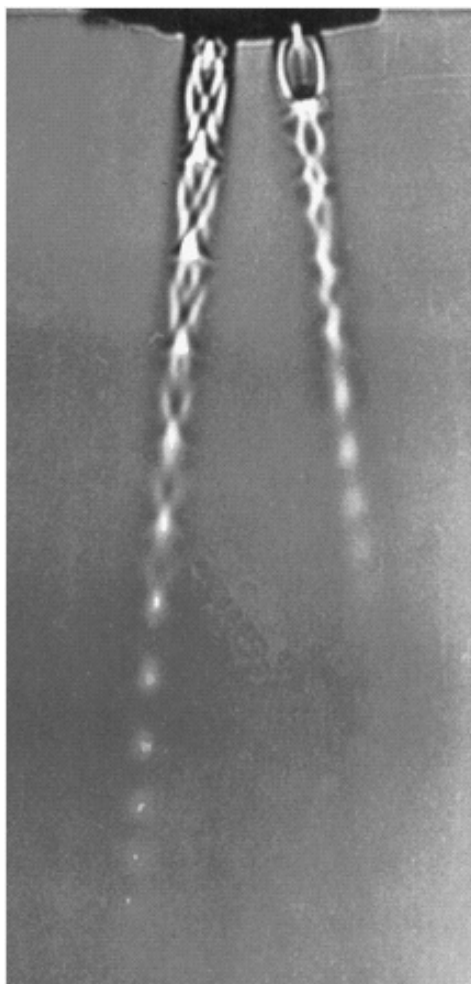


Рис. 1. Газодинамическая структура сверхзвуковых нерасчетных струй, истекающих из сопла фурмы, при постоянных избыточном давлении перед соплами ($p_0 = 1$ МПа) и расходе V_n азота через сопло при различной степени нерасчетности n ($d_{кр} = 3,6$ мм)

струйных процессов и роста энтропии системы может снизиться почти в 1,3 раза.

Для расчета параметров взаимодействия истекающего газового потока с жидким шлаком целесообразно знать параметры струи, определенные с учетом потерь энергии в скачках уплотнения. Интенсивность этих скачков определяется степенью нерасчетности струи $n = p_1/p_{0,c}$, т.е. зависит от отношения статического давления на срезе сопла (p_1) к давлению окружающей среды ($p_{0,c}$). При $n > 5$ ядро начальных скоростей струи ограничено в основном так называемой первой «бочкой» (рис. 1, справа), а на прямом скачке уплотнения скорость газа снижается на 100 – 150 м/с.

По мнению авторов перспективными являются технологии, когда используются специальные гарнисажные фурмы, позволяющие совмещать операции раздувки шлака и факельного торкретирования [1, 2]. При применении газоохлаждаемых продувочных устройств использования технической воды (как охлаждающего фурму реагента) не требуется, а фурма становится эффективным теплообменником, в котором нагревается азот. В работе [3] по результатам проведенного промышленного эксперимента показано, что температура стенки ствола газоохлаждаемой фурмы после раздувки шлака и извлечения последней из 160-т конвертера достигает примерно 500 °С.

С учетом важности проблемы для увеличения энергии истекающих струй возможны различные схемы подогрева азота с внутренним источником теплоты.

Целью настоящей работы является установление влияния расхода азота через сопло (V_n), температуры газопорошкового потока перед соплом (t_0) и в полости конвертера (t_r), степени нерасчетности (n) на распределение температуры t_x и мощности N_x в различных сечениях сверхзвуковой струи, внедряющейся в шлаковый расплав.

Пренебрегая неравномерностью распределения количества движения и кинетической энергии, представим решение для случая поступления сверхзвуковой азотной струи в высокотемпературный нереагирующий газ полости конвертера.

Расчетная модель. Рассмотрим особенности распределения сверхзвуковой нерасчетной струи на участке между выходным сечением продувочного сопла и сечением xx , находящимся, например, на уровне внедрения в шлаковый расплав. Пренебрегая скоростью w_r эжектируемых газов, запишем для этого участка закон сохранения энергии в следующем виде:

$$m_1 c_{p1} T_0 + m_r c_{pr} T_r = (m_1 + m_r) c_{px} T_x + (m_1 + m_r) \frac{w_x^2}{2 \cdot 10^3}, \quad (1)$$

где m_1 и m_r – расход газа через сопло и расход эжектируемых в струю из окружающей среды газов, кг/с; T – термодинамическая температура, К; c_p – изобарная теплоемкость, кДж/(кг·К); w – средняя скорость по-

тока, м/с. Индекс «1» обозначает параметры на срезе сопла; «0» – изоэнтропного торможения потока; «г» – газов в полости конвертера; «х» – газов в контрольном сечении струи; «н» – нормальные физические условия.

Из уравнения (1) легко получить среднемассовую температуру струи на расстоянии $\bar{x} = x/d_1$ от среза сопла

$$T_x = \frac{c_{p0}T_0 + gc_{pr}T_g - (1+g)\frac{w_x^2}{2}}{(1+g)c_{px}}, \quad (2)$$

где $g = m_r/m_1$ – относительный расход (присоединенная масса окружающего струю газа); d_1 – диаметр сопла в выходном сечении, м.

Принимаем, что теплоемкость c_{pr} зависит от температур T_r и T_0 . С учетом присоединенной массы g средняя теплоемкость газов в струе составляет

$$c_{px} = \frac{c_{p1} + gc_{pr}}{1+g}.$$

Температура торможения T_0 , которая вдоль сопла остается постоянной, рассчитывается как $T_0 = T_1 + \frac{w_1^2}{2c_{p1}}$,

где статическая температура T_1 на срезе сопла определяется по предварительно найденному значению газодинамической функции $\tau(\lambda_1)$

$$T_1 = \tau(\lambda_1)T_0.$$

Среднемассовая скорость струи w_x находится при решении уравнения постоянства количества движения, записанного для участка струи между срезом сопла и сечением xx по уравнению

$$\rho_1 w_1^2 F_1 + F_1(p_1 - p_r) = m_x w_x + F_x(p_x - p_r),$$

где ρ – плотность, кг/м³; F – потеря импульса, Н/м³.

Под мощностью N_x понимается кинетическая энергия струи, определяемая по выражению

$$N_x = \frac{m_x w_x^2}{2}, \quad m_x = m_1 + m_r = m_1(1+g). \quad (3)$$

Мощность N_x можно выразить через присоединенную массу g и степень нерасчетности струи n . Так, зная диаметры сопла в критическом ($d_{кр}$) и выходном (d_1) сечениях, последовательно определяется газодинамическая функция расхода $q(\lambda_1) = d_{кр}^2/d_1^2$, а по таблицам по значению $q(\lambda_1)$ находят газодинамические функции температуры $\tau(\lambda_1) = T_1/T_0$ и давления $\pi(\lambda_1) = p_1/p_{0.c}$. Тогда расчетное давление перед соплом (т.е. при $p_1 = p_r$) составит $p_{0.c} = p_r/\pi(\lambda_1)$. Так как фактическое давление p'_0 перед соплом известно, то степень нерасчетности будет равна

$$n = p_1/p_r = p'_0/p_{0.c}.$$

Начиная с сечения струи xx , где статическое давление p_x равно атмосферному p_r , выражение для мощности N_x (уравнение 3) можно представить в виде

$$N_x = \left[\frac{n-1}{n} \frac{k-1}{2k} \frac{\tau(\lambda_1)}{1 - \left(\frac{np_r}{p'_0} \right)^{\frac{k-1}{k}}} + 1 \right]^2 \frac{m_1 w_1^2}{2(1+g)}, \quad (4)$$

где k – показатель адиабаты.

Мощность сверхзвуковой струи, рассчитанная для условий выходного сечения сопла, определяется по выражению $N_1 = m_1 w_1^2/2$. Скорость w_1 в выходном сечении сопла находили из условия $w_1 = \lambda_1 a_{кр}$ (где $a_{кр}$ – критическая скорость), причем λ_1 определяли с использованием известной газодинамической функции расхода $q(\lambda_1)$.

Таким образом, главная проблема, которую нужно решать в постановке задачи, – как определить присоединенную массу g с учетом целого ряда факторов и физических воздействий – p_0 , t_0 , t_r , V_n , n .

Методика расчета присоединенной массы g к сверхзвуковой нерасчетной струе требует совместного решения 12 уравнений и более подробно изложена в работе [4]. Эта величина определяется как

$$g = \frac{2\bar{r}_{\max}\bar{X}}{D\sigma} C_i(1 - C_i^2)^{1/2}(I_{1R} - I_{2R}); \quad (5)$$

здесь \bar{r}_{\max} – относительный максимальный радиус первой «бочки» нерасчетной струи со скачками уплотнения, рассчитывается по аналогии с расчетом в работе [4]; $\bar{X} = x/r_1$ – расстояние от среза сопла до контрольного сечения вдоль оси струи, калибр; r_1 – радиус сопла в выходном сечении; $D = \left(\frac{k-1}{2} \right)^{1/2} Ma_1 n^{\frac{k+1}{2k}}$ – коэффициент,

устанавливает связь между числом Маха Ma_1 на срезе сопла и степенью нерасчетности n истекающей сверхзвуковой струи; $\sigma = 12 + 2,58Ma_i$; Ma_i – число Маха на границе струи и окружающего газа; $C_i = \sqrt{\frac{k+1}{k-1}} \lambda_i$ – чис-

ло Крокко; I_{1R} и $I_{2R} = \int_{-\infty}^{\eta_R} \frac{\varphi^2 d\eta}{\theta + \varphi(1-\theta) - \varphi^2 C_i^2}$ – интегралы,

их значения определяли в соответствии с работой [4]; $\theta = T_r/T_0$ – относительная температура; R – индекс, относящийся к внутренней границе зоны смешения; η_R – переменная, выбрана так, чтобы соблюдалось условие $1 - \varphi(\eta_R) < \varepsilon$; ε – малая величина.

За основу расчета теплового потока, передаваемого конвекцией и излучением в полости конвертера к стволу газоохлаждаемой фурмы, принята методика, изложенная в работе [5].

Расчеты выполнены применительно к фурме ККЦ № 2 ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК» для условий работы 350-т конвертеров. В таких условиях диаметры сопла в критическом ($d_{кр}$) и выходном (d_1) сечениях составля-

ют 43 и 63 мм. Температуру t_0 торможения азота (т.е. на входе в сопло) изменяли в пределах 25 – 600 °С, а температуру t_r газов в полости конвертера – в интервале 300 – 1500 °С. При нерасчетных режимах истечения расход V_n азота через сопло изменяли в пределах 180 – 380 м³/мин (при нормальных физических условиях). Параметры струй рассчитывали на различных расстояниях \bar{x} от среза сопла.

Результаты расчета и их анализ. Как пользоваться приведенной выше методикой расчета, покажем на примере определения мощности N_x . Пусть $V_n = 220$ м³/мин, $p'_0 = 1,5$ МПа, $t_0 = 30$ °С, $d_{кр} = 43$ мм, $d_1 = 63$ мм, $p_r = 0,1$ МПа. Необходимо определить мощность N_x струи на расстоянии $\bar{x} = 20$ калибров, где присоединенная масса, определенная расчетом по выражению (5), составляет $g = 0,32$.

По значению $q(\lambda) = F_{кр}/F_1 = 43^2/63^2 = 0,466$ по таблицам газодинамических функций находим приведенную скорость в выходном сечении сопла $\lambda_1 = 1,748$, $\pi(\lambda_1) = 0,083$, $\tau(\lambda_1) = 0,49$. Тогда расчетное давление перед соплом $p_{0,c} = p_r/\pi(\lambda_1) = 0,1/0,083 = 1,2$ МПа. Степень нерасчетности истекающей струи $n = p_1/p_r = p'_0/p_{0,c} = 1,5/1,2 = 1,25$, критическая скорость $a_{кр}$ составляет 324 м/с, скорость истечения из сопла $w_1 = \lambda_1 a_{кр} = 566$ м/с. Мощность струи, определяемая в соответствии с уравнением (4), на расстоянии 20 калибров составляет

$$N_x = \left[\frac{n-1}{n} \frac{k-1}{2k} \frac{\tau(\lambda_1)}{1 - \left(\frac{np_r}{p'_0} \right)^{\frac{k-1}{k}} + 1} \right]^2 \frac{m_1 w_1^2}{2(1+g)} =$$

$$= \left[\frac{1,25-1}{1,25} \frac{1,4-1}{1,4} \frac{0,49}{1 - \left(\frac{1,25 \cdot 0,1}{1,5} \right)^{\frac{1,4-1}{1,4}} + 1} \right]^2 \times$$

$$\times \frac{220 \cdot 1,25 \cdot 566^2}{60 \cdot 2 \cdot 10^6 (1 + 0,32)} = 0,606 \text{ МВт.}$$

Мощность струи на срезе сопла $N_1 = \frac{m_1 w_1^2}{2000} =$

$$= \frac{1,25 \cdot 220 \cdot 566^2}{60 \cdot 2 \cdot 10^6} = 0,734 \text{ МВт.}$$

Используя приведенную выше методику, покажем, как влияют определяющие факторы на температуру t_x и мощность N_x струи в полости конвертера.

Расход азота через сопло. Расход азота через сопло самым существенным образом (рис. 2) влияет на изменения температуры t_x и мощности N_x по длине струи \bar{x} . Например, при увеличении значения V_n с 180 до 300 м³/мин на расстоянии 20 калибров относительная мощность N_x/N_1 возрастает с 0,49 до 0,76, а относительная температура T_x/T_1 уменьшается с 3,4 до 1,8.

Численные исследования показывают, что при принятых исходных данных, например, при $V_n = 220$ м³/мин

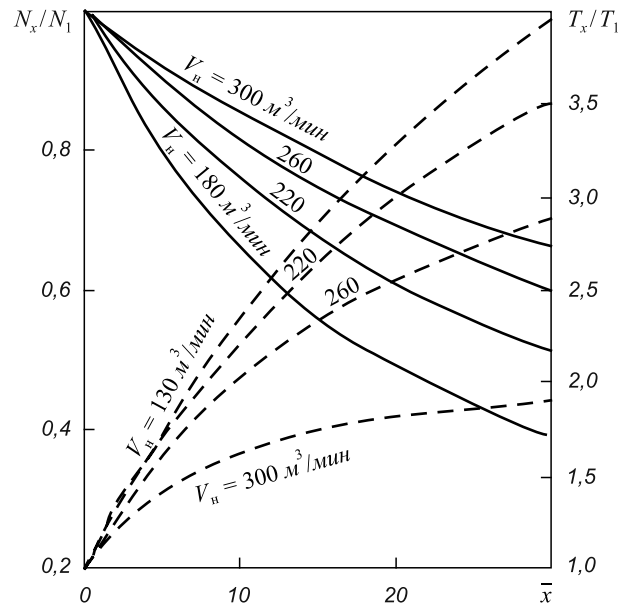


Рис. 2. Зависимость отношений мощности N_x/N_1 (—) и температуры T_x/T_1 (---) от расхода азота через сопло на различных удалениях \bar{x} от среза сопла при $t_r = 1500$ °С, $t_0 = 30$ °С

на расстояниях 10, 20 и 30 калибров мощность N_x струи составляет соответственно 0,76, 0,61 и 0,51 от мощности N_1 на срезе сопла. Следовательно, на расстоянии 10, 20 и 30 калибров при $V_n = 220$ м³/мин мощность струи до встречи со шлаковым расплавом составляет 0,56, 0,45 и 0,37 МВт.

Заметим, что в результате расширения в пределах сверхзвукового сопла статическая температура T_1 в выходном сечении существенно снижается. В приведенном выше примере эта температура составляет $T_1 = T_0 \tau(\lambda_1) = 303 \cdot 0,49 = 148$ К ($t_1 = -125$ °С). При этом, чем выше расход V_n «холодного» газа, тем струя с большей дальностью присоединяет меньшую массу из значительно более разогретой полости конвертера ($t_r = 1500$ °С). Поэтому с ростом V_n относительная температура T_x/T_1 уменьшается.

Нагрев азота перед соплами. Как известно, для одного и того же профиля сопла скорость истечения w_1 не зависит от начального давления p_0 . В то же время нагрев газа перед сопловым блоком приводит к увеличению как скорости w_1 , так и мощности N_x истекающей из сопла струи (N_x пропорциональна температуре T_0 торможения). При этом мощность N_x струи в соответствии с уравнением (4) еще зависит от присоединенной массы g , которая тем больше, чем выше разогрев азота перед соплом. В расчетах с использованием настоящей модели все эти физические воздействия на струю учтены.

Отметим еще один важный факт. Если при постоянном расходе ($V_n = \text{const}$) учитывать нагрев азота в газоохлаждаемой фурме, то мощность N_x струи (и импульс I_x) увеличиваются из-за двух воздействий: за счет роста скорости струи w_x и неизбежного (из-за нагрева газа) повышения давления p_0 перед соплами фурмы.

На рис. 3 показано, что с подогревом азота перед соплом в диапазоне $t_0 = 30 \div 600$ °С на удалении x от сопла температура T_x возрастает, скорости w_1 и w_x струи также возрастают. С нагревом азота в фурме увеличивается и мощность N_x в каждом произвольном сечении струи. Например, при $t_0 = 30$ °С, $V_n = 210$ м³/мин на расстоянии 20 калибров $t_x = 330$ °С, а $N_x = 0,53$ МВт. При подогреве азота до $t_0 = 600$ °С значение t_x составляет 743 °С, а $N_x = 1,38$ МВт.

Таким образом, за счет нагрева азота в фурме только прирост мощности ΔN_x струи (в нашем примере 0,85 МВт) может быть больше, чем мощность N_x (0,53 МВт) при истечении струи «холодного» нейтрального газа.

Температура в полости конвертера. Исследуем влияние температуры в полости конвертера на температуру t_x и мощность N_x струи. При повышении $\theta = T_r/T_0$, например, с 1 до 6 на расстоянии 20 калибров температура t_x возрастает с -7 до 362 °С, а мощность N_x увеличивается с 0,41 до 0,57 МВт (рис. 4). Рост температуры t_x объясняется тем, что с увеличением значения θ струя эжектирует более разогретый газ полости конвертера, и сама нагревается. В то же время с увеличением θ (т.е. с ростом t_r) присоединенная масса g менее плотного окружающего газа снижается, и по этой причине мощность N_x (как это следует из формулы (4)), возрастает.

Проверка адекватности модели. Учитывая сложность организации и проведения прямых экспериментов в полости конвертера, адекватность модели можно проверить, рассмотрев частные решения:

- если $\bar{x} = 0$ (срез сопла), то относительная температура $T_x/T_1 = 1$ и относительная мощность

$N_x/N_1 = 1$, что соответствует общепринятым физическим представлениям (рис. 2);

- если нагревается газ перед соплом, то истекающая струя имеет более высокую температуру в любом сечении \bar{x} при любых параметрах (рис. 3);
- если газ перед соплами разогрет, то в любом сечении \bar{x} мощность N_x выше, чем при истечении из сопла холодного газа (рис. 3);
- если $\bar{x} = 0$, то N_x и T_x не зависят от значения θ , так как они равны N_1 и T_1 (рис. 4);
- если истечение происходит в расчетном режиме ($n = 1$), то уравнение (4) превращается в известную формулу $N_x = \frac{m_1 w_1^2}{2(1+g)}$;
- если $\bar{x} = 0$, то $g = 0$ и $T_x = T_1$, а выражение (2) принимает форму уравнения сохранения энергии для среза сопла $h_0 = h_1 + \frac{w_1^2}{2}$, вытекающего из первого закона термодинамики для потока.

Таким образом, все тестовые условия выполняются.

Выводы. Показано, что среднемассовая температура, а также мощность (и естественно, импульс) сверхзвуковой струи, внедряющейся в шлак, в основном зависят от присоединенной массы газа, величина которой определяется степенью нерасчетности струи, температурой азота перед соплом и температурой в полости конвертера. Подогрев азота перед соплами продувочной фурмы – один из самых эффективных способов повышения кинетической энергии струй, истекающих в шлак. Нагрев азота до 400 °С на любом расстоянии от среза сопла обеспечивает увеличение мощности струи

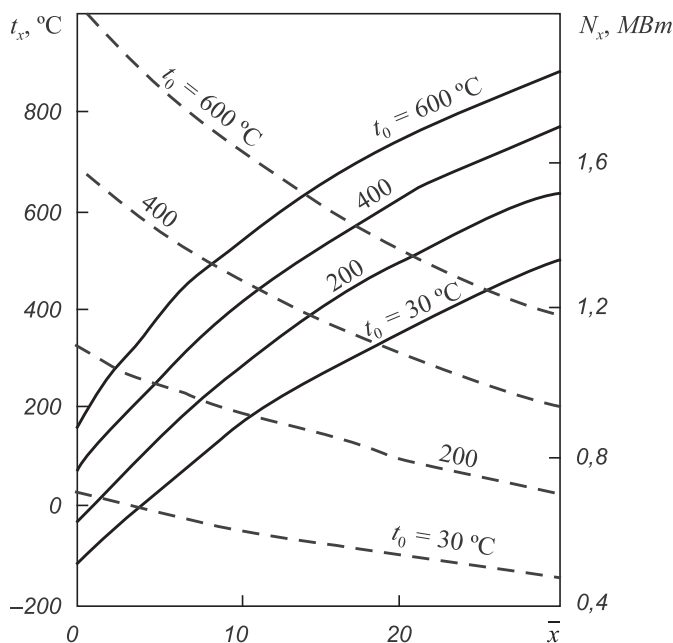


Рис. 3. Влияние температуры азота перед соплом t_0 на изменение температуры t_x (—) и мощность N_x (---) на различном удалении \bar{x} от среза сопла при $V_n = 210$ м³/мин, $t_r = 1500$ °С, $\theta = 2,03 \div 5,85$

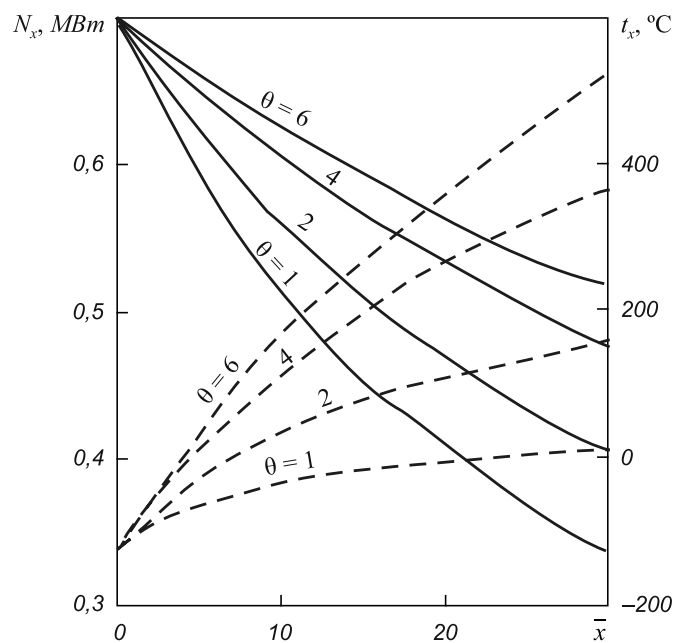


Рис. 4. Зависимость мощности струи N_x (—) и температуры t_x (---) от относительной температуры θ на различном удалении \bar{x} при $t_0 = 30$ °С, $V_n = 210$ м³/мин, $t_r = 30 \div 1500$ °С

примерно в два раза. Подогрев азота в корпусе фурмы для раздувки шлака эффективно решает вопрос о том, чтобы ранее теряемую теплоту вернуть в шлак конвертера. Чем большее расстояние от среза сопла прошла газовая струя, тем больше прирост мощности струи, вызванный повышением температуры в полости конвертера.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Нугуманов Р.Ф., Протопопов Е.В., Чернятевич А.Г. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2006. № 12. С. 7 – 12.
2. Протопопов Е.В., Чернятевич А.Г., Сигарев Е.Н. и др. // Новости науки Приднестровья. 2008. № 1 – 2. С. 98 – 100.
3. Чернятевич А.Г., Сигарев Е.Н., Протопопов Е.В. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2011. № 2. С. 15 – 20.
4. Харлашин П.С., Ковура А.Б., Куземко Р.Д. // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2010. № 7. С. 97 – 100.
5. Протопопов Е.В., Калимуллин Р.Ф., Чернятевич А.Г. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 8. С. 26 – 31.

© 2012 г. *Е.В. Протопопов, Р.Ф. Калимуллин,
А.Г. Чернятевич, П.С. Харлашин, Н.А. Чернышева*
Поступила 5 июля 2012 г.