

реагирующих частиц в фурменном очаге.

Выводы

1. Численные расчеты показали, что при нагреве инертной частицы, перемещающейся в высокотемпературной зоне, на величину конвективного теплового потока q_k наибольшее влияние оказывает диаметр частиц δ , а так же скорость её полёта w . Показано, что чем меньше δ , тем выше поток теплоты q_k .
2. Чем выше плотность порошка ρ_2 , тем до меньшей конечной температуры t_k за одно и тоже время нагревается частица.

Список использованных источников:

1. Исследование превращения вдуваемых углей и других порошков в шахтных печах / А.И. Бабич, Д.Г. Зенк, Г.В. Гуденау [и др.] // Труды междунар. науч. – техн. конф. «Пылеугольное топливо – альтернатива природному газу при выплавке чугуна». – Донецк : ООО «Технопарк ДонГТУ «УНИТЕХ». – 2006. – С. 181 – 192.
2. Исследование разогрева частиц порошка в фурменном очаге доменной печи / Н.В. Косолап, П.С. Харлашин // Металл и литье Украины. – 2008. – № 11–12. – С. 11–14.
3. Аналитическое исследование процессов в фурменной зоне доменной печи. / А.Г. Байбуз, А.П. Васильев, А.Л. Чайка // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2002. – №7. – С.72-73.
4. Основы практической теории горения / В.В. Померанцев, К.М. Арефьев, Д.Б. Ахмедов и [др]. Л. : Энергоатомиздат. – 1986. – 312с.

Bibliography:

1. Study of injected coal conversion and other powders in blast furnaces /A.I Babich, D.G. Sönke, G.V. Gudenau [and others] // Proceedings of the Intern. researcher. - Technical. conference. "Pulverized coal - an alternative to natural gas for smelting iron." – Donetsk : "Technopark DonSTU Unitech ". - 2006. - P. 181 - 192.
2. Investigation of the heating of the powder particles in the blast furnace hearth tuyeres /N.V.Kosolap, P.S. Kharlashin // Metal and casting of Ukraine. - 2008. - № 11-12. - P. 11-14.
3. Analytical study of the processes in the fur-variable zone BF /A.G. Baybuz, A.P. Vasiliev, A.L. Chayka // Math. universities. Iron and steel industry. - 2002. - № 7. - P.72-73.
4. Fundamentals of practical combustion theory / V.V. Pomerantsev, K.M. Arefyev, D.B.Akhmedov and [others]. L. : Energoatomizdat. - 1986. – 312p.

Рецензент: В.А. Маслов
д-р техн. наук, проф. ГВУЗ «ПГТУ»

Статья поступила 23.04.2012

УДК 533.6.011.72:681.121.089

©Лухтура Ф.И.*

**ГАЗОДИНАМИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ПРОБЛЕМЫ
ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА СОПЕЛ НАКОНЕЧНИКОВ
КИСЛОРОДНО-КОНВЕРТЕРНЫХ ФУРМ**

Рассмотрены причины образования мощных конвективных течений в присопловой области наконечников фурм, индуцированных высокоскоростными струями окислителя в этой зоне. Определены диапазоны изменения скорости конвекции конвертерных газов, уточнены причины и механизм эрозионного износа выходных участков сопел в фурмах кислородного конвертера.

Ключевые слова: конвертер, фурма, сопло, эжекция, сверхзвуковой поток, эрозия.

* ст. преподаватель, ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет», г. Марциполь

Лухтура Ф.І. Газодинамічні аспекти проблеми ерозійного зношення сопел наконечників киснево-конвертерних фурм. Розглянуті причини утворення потужних конвективних течій у при сопловій ділянці наконечників фурм, ініціюючих високошвидкісними струменями окислювача в цій зоні. Визначені діапазони зміни швидкості конвекції конвертерних газів, уточнюються причини і механізм ерозійного зношення сопел у фурмах кисневого конвертера.

Ключові слова: конвертер, фурма, сопло, ежекція, надзвуковий потік, ерозія.

F.I. Lukhtura. Gas dynamic aspects of a problem of erosive wear of nozzles tips in the blast device of oxygen converter. Reasons of formation of powerful convective streams are considered in the about nozzles area of tips of blast device induced by the high-speed streams of oxidant in this zone. The turn-downs of speed of a convection of converter waste gases (convective streams) are certain; reasons and mechanism of erosive wear of output areas of nozzles in the blast devices oxygen converter are specified.

Keywords: oxygen converter, blast device, nozzle, ejection, supersonic flow, erosion.

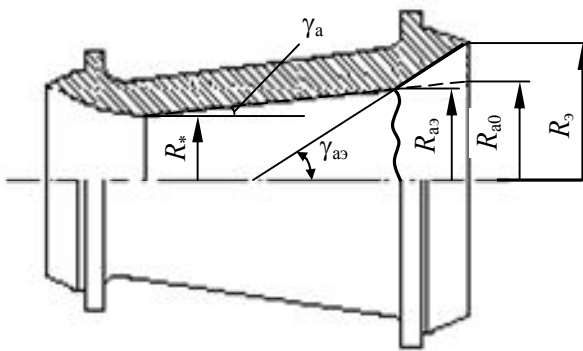


Рис. 1 – Конструкція продувочного сопла при наявності ерозійного износу його вихідних кромки в процесі експлуатації

Постановка проблеми. Неудачные компоновки сопел, соплового блока и системы охлаждения наконечника, дефекты изготовления, непостоянство расхода и давления кислорода по ходу продувки плавки, сложность в контроле фактической высоты положения фурмы над уровнем ванны в сочетании с условиями работы (высокие температуры, излучение от реакционных зон и др.) приводят к интенсивному эрозионному износу выходных участков сопел (рис. 1) [1-9].

Анализ последних исследований и публикаций. Исследования, проведенные в [1, 2], указывают, что износ сопел приводит к (плохо) непрогнозируемому изменению параметров истечения окис-

лительных сверхзвуковых струй (рис. 2), дестабилизации дутьевого режима плавки и снижению стойкости фурменных устройств в целом [1-9]. По причине эрозии сопел может происходить более половины прогаров фурм при продувке сверху [8]. В связи с существующей характерной картиной эрозии сопла Лавая (рис. 1) износ выходных кромок сопел в кислородной фурме объясняют в первую очередь отсутствием охлаждающего воздействия со стороны холодной кислородной сверхзвуковой струи на стенки диффузора при отрыве потока от его стенок на перерасширенных режимах истечения и ежекцией высокотемпературной окружающей среды внутрь сопла. Эта точка зрения обоснована многолетним наблюдением и опытом эксплуатации фурменных устройств, особенно на перерасширенных режимах истечения из сопел Лавая

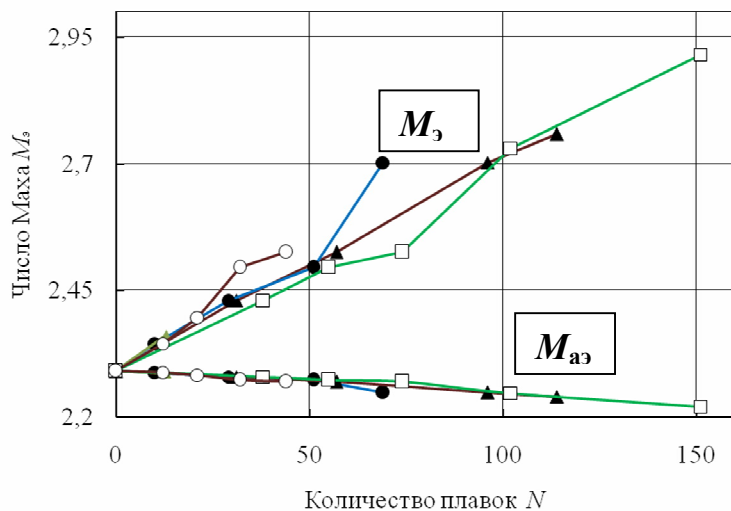


Рис. 2 – Изменение чисел Маха сопла M_3 и истечения $M_{aэ}$ при износе базовых фурм (5п+1ц) (1994г.) [1, 2]: ● – №17, ▲ – №1, □ – №2, ○ – №5

в связи с интенсивным износом и очень малой стойкостью фурменного наконечника в этом случае. Однако наиболее вероятной причиной износа выходных участков сопел в кислородных фурмах, по мнению многих исследователей, является все-таки оплавление медной стенки головки при попадании на нее жидкого металла, особенно после разогрева стенки медной головки до некоторой критической температуры. Анализ теплообмена в системе охлаждения наконечников фурм, проведенный в [10], указывает также на малую вероятность оплавления поверхности наконечника в процессе продувки при условии отсутствия ее контакта с жидким металлом, т.к. плотность теплового потока при заметалливании поверхности наконечника не превышает, по мнению [10], $4\div 5 \text{ МВт/м}^2$ в широком диапазоне изменения скорости охлаждающей жидкости. Однако, по другим данным, плотность теплового потока может достигать $8\div 10 \text{ МВт/м}^2$ [7]. Тепловой поток такой величины способен привести к оплавлению поверхности наконечников, т.к. изменяются условия охлаждения. К тому же бесспорным также остается экспериментальный факт практически постоянного оплавления выходных участков дутьевых сопел в процессе эксплуатации фурменных устройств, даже в случаях обеспечения достаточно высоких значений степени нерасчетности истечения $n = 1,5\div 2,0$ в период продувки плавков.

В [1,2] сделаны попытки уточнить механизм эрозионного износа, приведены критерии, и некоторые технические решения по оптимизации конструкции сопел для снижения эрозионного износа. Кроме того доказано, что для конструкций сопел с углом раствора расширяющейся части $0 < \gamma_a \leq 3\div 7^\circ$, используемых в качестве дутьевых при кислородном рафинировании расплава, отрыв наступает практически начиная с расчетного режима истечения. Показано, что для «затягивания» режима начала отрыва при сходе кислорода из фурмы, в том числе в конце продувки, необходимо иметь угол раствора сопла более 25° [4, 5] или угол наклона образующей сопла на выходе равным нулю. Последний характерный признак использован для разработки конструкции сопла [3] с двухчастковым диффузором, призванной обеспечить снижение, в первую очередь, эрозионного износа сопел и повышение стойкости фурмы. При этом суммарное время схода кислорода из фурмы может составлять порядка $40\div 80$ сек в зависимости от конструктивных особенностей подводящего кислородного тракта. Однако некоторые представления о механизме эрозионного износа требуют дополнительного изучения. В исследованиях в рассматриваемом направлении целесообразным, как следует из выводов [1, 2], является дополнительный учет тепло- и массообмена в системе «поток кислорода - выходной участок сопла - полость конвертера», что позволит получить более полную картину эрозионного износа и разработать более эффективные мероприятия по повышению стойкости сопел и кислородных фурм LD-конвертеров. В первую очередь это касается изучения характеристик индуцированных сверхзвуковой струей окислителя конвективных течений конвертерных газов, шлака и металла в области выходных сечений сопел Лаваля.

Цель статьи: 1) на основе экспериментального исследования эрозионного износа сопел продувочных фурм уточнить гидрогазодинамические характеристики истекающих кислородных струй; 2) на основе аналитического исследования уточнить механизм эжекции в истекающей сверхзвуковой поток окислителя конвертерных газов, шлака и частиц металла, движущихся в присопловых зонах поверхности наконечника и вдоль образующей конической расширяющейся части внутри сопла при отрыве потока кислорода от стенок; 3) определить скорости конвекции индуцированных струями окислителя потоков конвертерных газов и тем самым оценить влияние этих потоков на интенсивность эрозионного износа выходных участков сопел в дутьевых фурмах.

Изложение основного материала. 1. В процессе исследования [1, 2] эрозионного износа промышленных сопел¹ было установлено, что эрозионный износ изменяет конфигурацию сопла и приводит к появлению составной расширяющейся части, состоящей из двух участков с различными углами наклона образующей γ_a и $\gamma_{a\partial}$ (рис. 1). При этом износ сопел дутьевых фурм сильно неравномерный по разным соплам, что связано с особенностями конструкции системы охлаждения в наконечниках. Обработка данных позволила заключить, что средняя скорость износа на протяжении всей компании до снятия фурмы составляла в среднем $0,065\div 0,07$ мм/плавку. При этом скорость износа несколько снижается примерно к середине

¹ в работе принимал участие А.В. Сущенко

срока эксплуатации, а далее несколько повышается. Следует отметить, что средняя скорость износа зависит от большого числа факторов и в первую очередь от качества охлаждения и особенностей эксплуатации наконечника фурмы. Угол наклона образованной после эрозионного износа конической поверхности выходного участка сопла составляет $\gamma_{a3} \cong 40 \div 45^\circ$. При значении полуугла раствора сопла $\gamma_a = 0^\circ \div 20^\circ$ в этом случае поток отрывается от стенок сопла в минимальном сечении зоны эрозии выходной кромки сопла с диаметром d_{a3} (рис. 1), т.к. угол разворота потока от сечения отрыва F_{a3} в волне расширения на режимах с полным перепадом давления перед соплом $\Pi_0 < 20$ (или числом Маха полного расширения $M_j < 2,6$) и числом Маха M_{a3} отрыва в диапазоне $1 \leq M_{a3} < 2,6$

$$\delta < [(\gamma_{a3} - \gamma_a)], \quad (1)$$

где

$$\delta = \frac{1}{K} \{ \arctg [K^2 (M_j^2 - 1)] - \arctg [K^2 (M_{a3}^2 - 1)] \} + \arcsin \frac{1}{M_j} - \arcsin \frac{1}{M_{a3}},$$

$$K = \sqrt{\frac{k-1}{k+1}}, \quad M_j = \sqrt{\frac{2}{k-1} \left[(\Pi_0)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right]}.$$

Используя геометрические характеристики зоны эрозии, функцию приведенного расхода в минимальном сечении зоны эрозии представим в виде

$$q(M_{a3}) = q(M_{a0}) \left(\frac{1 - \operatorname{ctg} \gamma_a}{d_3/d_{a0} - \operatorname{ctg} \gamma_a} \right)^2$$

или с учетом приблизительно постоянной скорости эрозионного износа $\bar{W}_3 = \frac{d_3 - d_{a0}}{2N} \cong 0,065$

$$d_{a3} = d_{a0} \left(\frac{d_3/d_{a0} - \operatorname{ctg} \gamma_a}{1 - \operatorname{ctg} \gamma_a} \right) = d_{a0} - \frac{2\bar{W}_3 N}{\operatorname{ctg} \gamma_a - 1},$$

а затем число Маха истечения. Из рис. 2, на котором приведено изменение значения числа Маха истечения M_{a3} из сопел с углом раствора $2\gamma_a = 14^\circ$ в процессе эксплуатации наконечников фурм, видно, что скорость истечения уменьшается при общем росте числа Маха сопла M_j , а при неизменном полном давлении перед соплом, степень нерасчетности истечения увеличивается. Это приводит к дестабилизации дутьевого режима плавки, если не оптимизировать его в соответствии с этими особенностями.

2. На основании вышеизложенного, на рис. 3 и 4 представлены характерные режимы эксплуатации наконечника и показаны области сопла, где происходит интенсивный эрозионный износ. Процесс истечения кислорода из сопел наконечника фурм в процессе продувки можно разделить на следующие четыре характерных режима истечения, соответствующие также определенным характеристикам теплообмена между газовой, шлаковой и металлической фазой (или их эмульсией) и наконечником:

1) безотрывное истечение потока кислорода в отсутствие эрозионного износа сопел в начале эксплуатации фурм (рис. 3,а);

2) истечение с отрывом потока от стенок сопла во время схода кислорода из фурмы в конце плавки в начале эксплуатации фурм (рис. 3,б);

3) безотрывное истечение с существующим (в присутствии эрозионного износа) эрозионным износом сопел во время эксплуатации фурм (рис. 4,а);

4) истечение с отрывом потока от стенок сопла во время схода кислорода из фурмы в конце плавки при существовании эрозионного износа сопел (рис. 4,б).

Как показано на рис. 3, истекающая высокоскоростная струя, начиная от выходного сечения сопла, интенсивно подсасывает (эжектирует) окружающие высокотемпературные конвертерные газы, жидкие частицы шлака и металла начиная от корня струи.

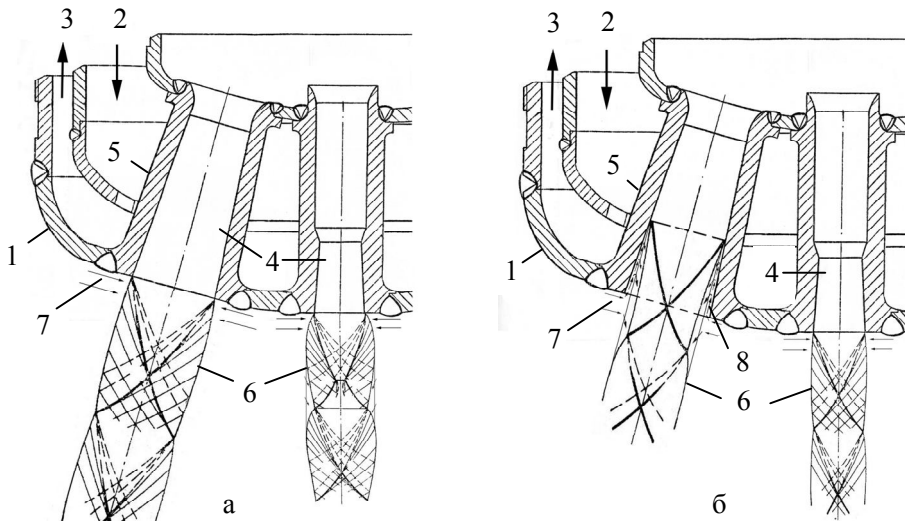


Рис. 3 – Характерные режимы работы наконечника кислородной фурмы и индуцированных потоков конвертерных газов в начале эксплуатации фурмы: а) при истечении кислорода на номинальных дутьевых режимах; б) на режимах схода кислорода (перерасширенных режимах) с отрывом потока от стенок сопла; 1 – наконечник фурмы; 2, 3 – соответственно входящий и выходящий потоки охлаждающей жидкости; 4 – сопла фурмы; 5 – разделительная перегородка; 6 – струи окислителя; 7 – потоки конвертерных газов и шлакометаллической эмульсии; 8 – зона обратных токов

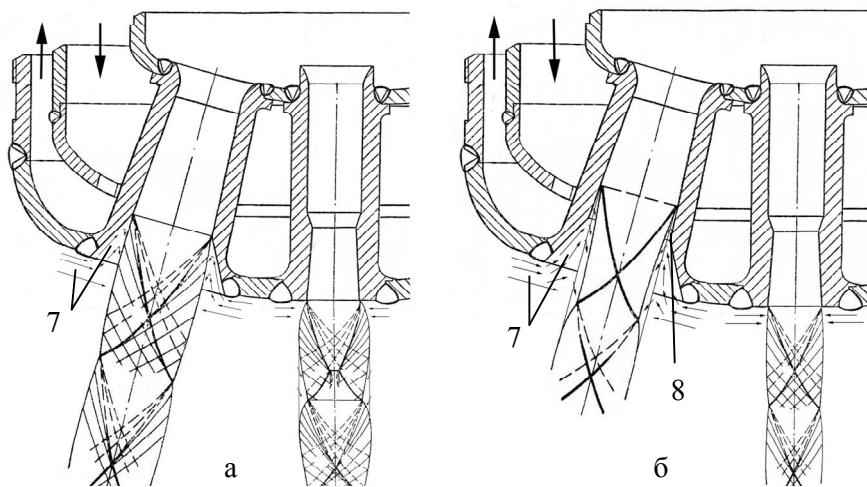


Рис. 4 – Характерные режимы работы наконечника кислородной фурмы с эрозионным износом сопел и индуцированных потоков конвертерных газов в процессе эксплуатации фурмы: а) при истечении кислорода на номинальных дутьевых режимах из сопел; б) на режимах схода кислорода с отрывом потока от стенок сопла. Принятые обозначения соответствуют рис. 3

При этом скорость эжекции естественно выше скорости конвертерных газов в полости конвертера. Это приводит к изменению характера теплообмена конвертерных газов в близлежащих к струе зонах (слоях) с поверхностью наконечника. Для определения интенсивности (характеристик) теплообмена в этой зоне необходимо знать характер распределения и абсолютные значения скорости этих потоков на поверхностях теплообмена, т.е. определить, с какой скоростью двигаются к струе перечисленные компоненты окружающей среды вдоль поверхности наконечника (нормальные составляющие скорости на границе струйного динамического слоя) в присопловых областях. Экспериментальное определение величины скорости эжекцион-

ных потоков в этой области практически неосуществимо в условиях кислородно-конвертерной плавки, теоретические данные отсутствуют в литературе.

В этой связи, параметры эжекционного потока (конвективные скорости) определим аналитически.

2.1. Для первого характерного режима (рис. 3,а) допустим, что истекающий газ заполняет все выходное сечение сопла (безотрывное течение) и истечение кислорода дутья происходит в газовое пространство конвертера на околорасчетном режиме, т.е. степень нерасчетности истечения $n \cong 1$ и рост границы (толщины) струи за счет избыточного давления практически отсутствует. Выделим бесконечно малый элемент боковой поверхности струи $\pi D_{ex} \cdot dx$ (или точнее $\pi D_{ex} \cdot dx / \cos \alpha$, где $\cos \alpha = (1 + c^2)^{-0,5} \approx 1$, c – постоянная смещения струи в этой зоне) в окрестности выходного сечения сопла. Через эту поверхность уже конечной толщины x в направлении ее нормали эжектируется масса m_∞ окружающего газа (присоединенная масса) плотностью ρ_2 со скоростью w_2 величиной

$$m_\infty = \rho_2 w_2 dF = \rho_2 w_2 \pi D_{ex} x = \rho_2 w_2 \pi D_{ex}^2 \bar{x} ; \quad \bar{x} = x / D_{ex} ; \quad (2)$$

$$\rho_2 = \rho_{2\infty} \left(1 - \frac{\kappa_2 - 1}{\kappa_2 + 1} \frac{w_2^2}{w_{2exp}^2} \right)^{\frac{1}{\kappa_2 - 1}}$$

где $\rho_{2\infty}$ – плотность конвертерных газов вдали от истекающих струй окислителя;
 w_{ex} – выходная скорость (истечения);
 ρ_{ex} – плотность газа;
 D_{ex} – диаметр выходного сечения.

С другой стороны, согласно свободному расширению струи [11], присоединенная масса к струе, истекающей в покоящуюся среду, на этом участке составляет:

$$m_\infty = m_{ex} \left(\frac{w_{ex}}{w_x} - 1 \right), \quad (3)$$

где \bar{w}_x – средняя по количеству движения скорость в конце рассматриваемого участка длиной \bar{x} ;
 m_{ex} – масса истекающего газа.

Так как изменение толщины D_x струйного пограничного (сдвигового) слоя, согласно [11], можно представить для $n \cong 1$ как

$$\frac{D_x}{D_{ex}} = \frac{w_{ex}}{\bar{w}_x} \sqrt{\frac{\rho_{ex}}{\rho_x}}, \quad (4)$$

где $\bar{\rho}_x$ – плотность газа в струе на расстоянии $d\bar{x}$ от выходного сечения, а нарастание (рост) сдвигового слоя, пренебрегая кривизной границ струи, согласно гипотезе Л. Прандтля,

$$\frac{D_x - D_{ex}}{2x} = tg\alpha \approx c \quad \text{или} \quad D_x = D_{ex} + 2x \cdot tg\alpha = D_{ex} + 2x \cdot c, \quad (5)$$

где c – постоянная смещения сверхзвуковой изобарической струи [11] на этом участке, зависящая от начальных условий истечения и параметров окружающей среды;
 α – угол наклона границы струи к оси течения,

то присоединенная масса к струе на толщине \bar{x} с учетом (4), (5) составит:

$$dm_\infty = m_{ex} \left[(1 + 2c \cdot \bar{x}) \sqrt{\frac{\bar{\rho}_x}{\rho_{ex}}} - 1 \right] = m_{ex} \left[\left(\sqrt{\frac{\bar{\rho}_x}{\rho_{ex}}} - 1 \right) + 2c \sqrt{\frac{\bar{\rho}_x}{\rho_{ex}}} \cdot \bar{x} \right] \cong 2m_{ex} c \sqrt{\frac{\bar{\rho}_x}{\rho_{ex}}} \cdot \bar{x}. \quad (6)$$

В непосредственной близости от выходного сечения ($\bar{x} \rightarrow 0$) отношением плотностей ($\rho_{\bar{x}} / \bar{\rho}_x \rightarrow 1$) можно пренебречь и уравнение (2) с учетом (3)-(6) представим в виде

$$m_\infty = \rho_2 w_2 \pi D_{ex}^2 \bar{x} = \rho_{ex} w_{ex} \frac{\pi D_{ex}^2}{4} 2c \cdot \bar{x}.$$

Тогда скорость конвертерных газов будет

$$w_2 = w_{ex} \frac{c \rho_{ex}}{2 \rho_2} . \quad (7)$$

Таким образом, скорость движущихся нормально к поверхности дутьевой струи конвертерных газов вдоль поверхности наконечника при такой постановке практически не зависит от величины присоединенной массы. Кроме того следует заметить, что экспериментальные замеры этой массы и скорости конвертерных газов в окрестности струи затруднительны из-за интенсивных поперечных течений вызывающих скос потока. Поэтому полученные косвенно аналитические результаты расчетов позволяют использовать их для достаточно точной оценки значений скорости конвертерных газов в окрестности сверхзвуковых струй окислителя.

Так, например, при истечении из сопел с $M_{ex} = 2,3$ на слабо нерасчетном режиме ($n \cong 1,1$) при полной температуре кислорода 300 К и температуре конвертерных газов 1625 К соответственно скорость конвертерных газов у кромки (угловой точки выходного сечения) сопла, согласно (6), составит 92 м/с. В диапазоне температур 1500÷1750 К скорость конвертерных газов для данных условий истечения составляет в среднем $w_a = 90 \div 95$ м/с.

С ростом расстояния от кромки цилиндрического выходного сечения сопла вдоль поверхности наконечника скорость конвертерных газов, пренебрегая их сжимаемостью, снижается пропорционально отношению квадрата расстояний

$$\frac{w_{z1}}{w_z} = \frac{d_{ex}^2}{d_{z1}^2} .$$

Так, на расстоянии от оси сопла равном $d_{z1} = 2d_{ex}$, скорость газов снижается в 4 раза и равна при тех же условиях истечения только $w_z = 23$ м/с.

2.2. При наличии отрыва потока от стенок сопла (рис. 3,б) и (или) зоны эрозионного износа (рис. 4, а, б) с эжекцией конвертерных газов внутрь сопла вдоль его стенок скорость их конвекции будет зависеть от сечения для прохода конвертерных газов, образованного контуром выходного сечения сопла и поперечным размером струи в этой плоскости (в сечении выхода струи из сопла находится начальное сечение обратных потоков).

Для околорасчетного истечения поперечный размер струи будет примерно равен диаметру корня струи, т.е. d_{aomp} , равному

$$d_{aomp} = d_{a0} - 2x_{omp} \operatorname{tg} \gamma_a .$$

Тогда сечение для входа конвертерных газов (начальное сечение канала обратных токов) внутрь сопла с учетом роста толщины сдвигового слоя на этом участке, начиная от корня струи, составит:

$$F_{aomp} = \pi x_{omp} (\operatorname{tg} \gamma_a - \operatorname{tg} \alpha) [d_{a0} - x_{omp} (\operatorname{tg} \gamma_a - \operatorname{tg} \alpha)] \approx \pi d_{a0} x_{omp} (\operatorname{tg} \gamma_a - \operatorname{tg} \alpha) , \quad (8)$$

где x_{omp} – расстояние от выходного сечения до сечения отрыва.

Линейный рост сдвигового слоя (толщины струи) обычно наблюдается на околорасчетных режимах истечения, когда границы невязкого потока близки к прямолинейным образующим. В случае перерасширения потока ростом слоя можно пренебречь ($\alpha \cong 0$), т.к. угол разворота потока в волне расширения, согласно (1), отрицательный. Тогда

$$F_{aomp} = \pi x_{omp} (\operatorname{tg} \gamma_a) [d_{a0} - x_{omp} (\operatorname{tg} \gamma_a)] \approx \pi d_{a0} x_{omp} (\operatorname{tg} \gamma_a) . \quad (9)$$

Выделим малый элемент боковой поверхности $\pi D_{ex} \cdot x_{omp}$ струи в окрестности его корня, равный расстоянию от выходного сечения сопла до сечения отрыва потока от стенок сопла. Через эту поверхность эжектируется к струе масса m_∞ окружающего газа (присоединенная масса) плотностью ρ_2 со скоростью w_2 величиной

$$m_\infty = \rho_2 w_2 F_{бок} = \rho_2 w_2 \pi D_{ex} x_{omp} = \rho_2 w_2 \pi D_{ex}^2 \bar{x}_{отр} ; \quad \bar{x}_{отр} = x_{omp} / D_{ex} ; \quad (10)$$

$$\rho_2 = \rho_{z\infty} \left(1 - \frac{\kappa_z - 1}{\kappa_z + 1} \frac{w_z^2}{w_{zкр}^2} \right)^{\frac{1}{\kappa_z - 1}} .$$

Тогда скорость затекания в зону обратных токов составит:

$$w_{заomp} = \frac{m_{\infty}}{\rho_{заomp} F_{аomp}} = \frac{m_{\infty}}{\pi d_{a0} x_{omp} (tg\gamma_a - tg\alpha) \rho_{заomp}} \quad (11)$$

С другой стороны, согласно [11], эжектируемая присоединенная масса составляет:

$$m_{\infty} = m_{ex} \left(\frac{w_{ex} + w_{\infty}}{w_x + w_{\infty}} - 1 \right), \quad (12)$$

где \bar{w}_x – средняя скорость потока окислителя в конце рассматриваемого участка длиной \bar{x}_{omp} ;

w_{∞} – скорость конвертерных газов, движущихся навстречу основному потоку;

m_{ex} – масса истекающего газа.

Индекс *ex* соответствует в этом случае параметрам на границе невязкой струи при полном ее расширении до давления окружающей среды.

Изменение толщины струйного пограничного (сдвигового) слоя во встречном потоке, согласно [11], можно представить (для $n \cong 1$) как

$$\frac{D_{\delta}}{D_{ex}} = \frac{w_{ex} + w_{\infty}}{w_x + w_{\infty}} \sqrt{\frac{\rho_{\delta\delta}}{\rho_{\delta}}} \sqrt{\frac{1}{1 - g \frac{w_{\infty}}{w_{ex}}}}, \quad (13)$$

где $\bar{\rho}_x$ – плотность газа в струе на расстоянии $\bar{d}\bar{x}$ от выходного сечения;

$$g = \frac{m_{\infty}}{m_{ex}} \text{ – относительная присоединенная масса,}$$

или согласно (5)

$$\frac{D_x - D_{ex}}{2dx} = tg\alpha \approx c, \text{ или } D_x = D_{ex} + 2x_{omp} \cdot tg\alpha = D_{ex} + 2x_{omp} \cdot c \quad (14)$$

С учетом (12) и (13) присоединенная масса к струе на расстоянии $\bar{d}\bar{x}$ составит:

$$m_{\infty} = m_{ex} \left[\left(1 + 2c \cdot \bar{x}_{omp} \right) \sqrt{\frac{\bar{\rho}_x}{\rho_{ex}}} \sqrt{1 - g \frac{w_{\infty}}{w_{ex}}} - 1 \right]. \quad (15)$$

Пренебрегая изменением плотности $\bar{\rho}_{\delta}$ на рассматриваемом участке $\bar{x}_{i\delta\delta}$, а также под-

коренным выражением $\sqrt{\left(1 - g \frac{w_{\infty}}{w_{ex}} \right)^{-1}} \approx 1$ в связи с малым значением $g \frac{w_{\infty}}{w_{ex}}$ даже при значи-

тельных скоростях встречных конвертерных газов, и с учетом выражений (10) и (15), присоединенная масса на рассматриваемом участке струи составит

$$m_{\infty} = \rho_z w_z \pi D_{ex}^2 \bar{x}_{omp} = \rho_{ex} w_{ex} \frac{\pi D_{ex}^2}{4} \cdot 2c \cdot \bar{x}_{omp}.$$

Допуская равенство скоростей в струе на выходе из сопла и в сечении отрыва ($w_{ex} \cong w_{аomp}$) и пренебрегая изменением диаметра ($d_{аomp} \cong d_{a0}$)

$$w_z \cong \frac{\rho_{ex} w_{ex} c}{2\rho_z (tg\gamma_a - tg\alpha)}. \quad (16)$$

Рост сдвигового слоя (толщины струи) обычно наблюдается на околорасчетных режимах истечения, когда границы невязкого течения близки к прямолинейным образующим. В случае перерасширения потока ростом слоя можно пренебречь. Тогда

$$w_z \cong \frac{\rho_{ex} w_{ex} c}{2\rho_z (tg\gamma_a)}. \quad (17)$$

На рис. 5 приведены значения скорости газов в зоне обратных токов на режиме 2 (рис. 3,б) для вышеприведенного условия истечения с использованием в наконечнике фурмы дутьевых сопел Лавалья ($M_{ex} = 2,3, n \cong 1,1$) с углами раствора $2\gamma_a = 5 \div 40^{\circ}$. При расчете скорости газов вдоль канала обратных токов пренебрегалось изменением скорости истечения при отрыве

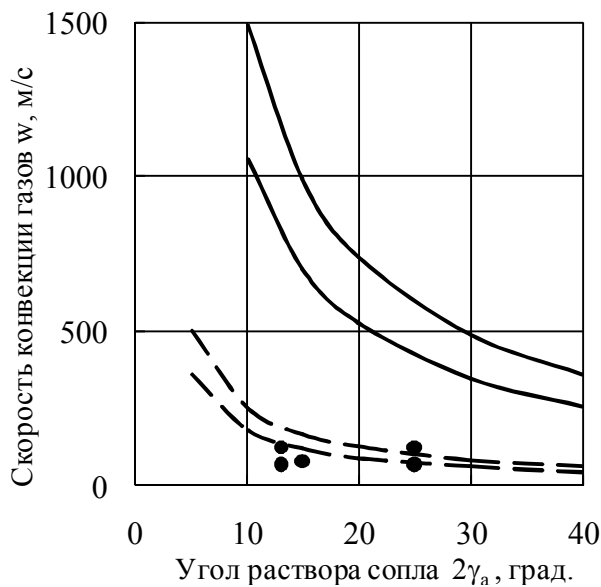


Рис. 5 – Влияние угла раствора сопла на скорость конвекции конвертерных газов вдоль образующей сопла на режиме работы с отрывом (рис.3,а): \equiv -диапазон изменения скорости конвертерных газов; $\equiv \equiv \equiv$ - диапазон изменения скорости холодного воздуха; \bullet - эксперимент (воздух) [13]

потока от стенок сопла, и также изменением параметров истечения в корне струи и потерями полного давления из-за наличия газодинамических и вязких эффектов. В зависимости от угла раствора сопла скорость конвертерных газов w_c составляет согласно выражениям (17) и (16) соответственно от 1055 ÷ 1490 м/с до 250 ÷ 350 м/с. Рост угла раствора сопла до $2\gamma_a = 40^\circ$ приводит примерно к четырехкратному уменьшению скорости конвертерных газов в зоне обратных токов. По длине зоны обратных токов, скорость очень слабо зависит от расположения корня струи внутри сопла и остается практически постоянной. Этот вывод совпадает с данными [12], где получен тот же результат постоянства продольной составляющей скорости течения холодного воздуха в зоне обратных токов. Кроме того, расчетные значения скорости холодного воздуха в зоне обратных токов (рис. 5) по выражениям (1) и (2) практически совпадают с данными [12]. Некоторое различие экспериментальных данных [12] от представленной теории связано с особенностями методики измерений скорости в соплах с малым

углом раствора сопла. Кроме того, в [12] отмечены существенные поперечные составляющие скорости в зоне обратных токов, что приводит к уменьшению продольной составляющей скорости и потерям полного давления.

Полученные значения скорости конвертерных газов в зоне обратных токов на существующих дутьевых режимах конвертерной плавки выше скорости звука в этом газе, что говорит о сложных газодинамических процессах, происходящих в этой области. На первый взгляд кажется, что возможность существования сверхзвуковых течений в этом случае проблематично. Однако более глубокий анализ течения конвертерных газов вдоль канала обратных токов также показал правильность полученных результатов.

Как показали исследования [1, 2] режимов отрыва потока от стенок сопла, при увеличении угла раствора сопла число Маха отрыва меньше при тех же полных перепадах давления, что может дополнительно приводить к уменьшению скорости конвертерных газов в зоне обратных токов. Как показал анализ, с использованием зависимости (16), потерь давления по длине зоны обратных токов, то в этом случае они также меньше при условии, что длины зоны обратных токов одинаковы

$$\frac{\Delta P_1}{\Delta P_2} = \frac{\lambda_{mp1} (x_{omp1} / \delta_{ex1}) \rho_{zsc1} w_{zsc1}^2}{\lambda_{mp2} (x_{omp2} / \delta_{ex2}) \rho_{zsc2} w_{zsc2}^2} \approx \frac{\lambda_{mp1} ctg \gamma_{a1} w_{zsc1}^2}{\lambda_{mp2} ctg \gamma_{a2} w_{zsc1}^2},$$

где λ_{mp} – коэффициент гидравлического трения.

При эжекции жидких металла и шлака в зону обратных токов скорость их движения вдоль стенки сопла можно приближенно определить, допуская равенство количества движения отдельных эжектируемых сред. Так для жидкого шлака скорость при таком допущении снижается почти на два порядка, металла – более чем на два порядка, и составляют в среднем 1,5-2,5 м/с. Скорость газшлакометаллической эмульсии будет весьма вероятно находиться в диапазоне (1,5-2,5) ÷ (90-300) м/с в зависимости от преимущественного содержания соответствующих ее компонент. При этом вязкость шлака слабо влияет на эжекционную способность струй окислителя [14].

Таким образом, в области выходных участков (кромки) кислородных сопел скорость кон-

вертерных газов, перемещающихся вдоль наконечника фурмы, составляет не меньше 90 м/с. При отключении дутья во время схода кислорода при кратковременном (до 50÷60 с) существовании отрыва потока от стенок сопел и образовании области отрывных течений от выходного участка до корня струи, скорости подсосываемых газов внутрь сопла могут составлять порядка 1300÷1500 м/с с учетом снижения эжекционной способности относительно холодной кислородной струи и в отсутствие зоны эрозионного износа на наконечнике фурмы. Причем, при подходе к кромке сопла из-за наличия газодинамических эффектов скорость конвертерных газов на стенке в условиях конвертерной плавки может быть близка к скорости звука (примерно 700÷800 м/с при относительно высоких температурах в потоке конвертерных газов). При наличии зоны эрозионного износа скорость газа вдоль поверхности зоны эрозии составляет не менее 90 м/с, т.к. сечение канала для прохода конвертерных газов имеет примерно размеры длины зоны эжекции струи. В последнем случае воздействие высокотемпературных конвертерных газов на этом участке постоянно на всем протяжении продувки плавки. Предварительный анализ теплообмена показал, что коэффициент теплоотдачи конвекцией у выходных кромок сопла может быть достаточно высок и в эквиваленте соответствующего теплового потока может составлять значительную величину (1,5÷6,0 МВт/м²) дополнительно к потоку излучения на наконечник фурмы от реакционной зоны и ванны, который составляет в среднем до 2÷5 МВт/м² [7, 10], что может привести к оплавлению выходных кромок сопел. Оплавление (эрозия) выходной части сопла происходит до тех пор, пока скорости конвертерных газов в зоне обратных токов не снизятся до значения, при котором тепловой поток не превышает критического и не образуется пленочное кипение.

Выводы

1. Определены газодинамические параметры истечения окислителя из сопел наконечника фурм при эрозионном износе их выходных участков в процессе эксплуатации, классифицированы характерные режимы дутья и режимы теплообмена наконечника фурмы при верхней продувке расплава в кислородных конвертерах.
2. Определены диапазоны изменения скорости конвертерных газов и шлакометаллической эмульсии на торцевой поверхности наконечника фурмы кислородного конвертера верхнего дутья, вдоль образующей сопла при отрыве потока окислителя от стенок, а также при наличии эрозионного износа выходных участков сопел в процессе продувок плавки. Даны основы для уточнения механизма эрозионного износа конических сопел Лавала кислородных фурм LD - конвертеров, связанные с эжекцией высокотемпературных реагентов с большой скоростью к корневому участку сверхзвуковой струи при отрыве потока от стенок сопла (особенно в периоды включения-отключения подачи кислорода на фурму).
3. При дальнейших исследованиях в рассматриваемом направлении целесообразным является дополнительный учет влияния некоторых газодинамических факторов при определении скорости конвертерных газов, таких как рост слоя струи окислителя на начальном газодинамическом участке за счет избыточного давления и угла раствора сопла, тепло- и массообмена в системе «поток кислорода - выходной участок сопла - полость конвертера», что позволит получить более полную картину эрозионного износа, разработать полную математическую модель взаимодействия истекающей струи и окружающей среды и более эффективные мероприятия по повышению стойкости сопел и кислородных фурм LD-конвертеров.

Список использованных источников:

1. Лухтура Ф.И. Об эрозионном износе продувочных сопел фурм кислородных конвертеров верхнего дутья / Ф.И. Лухтура, А.В. Сущенко, В.Н. Евченко // Вісник ПДТУ. – 2003. - Вип.13. – С. 244-250.
2. Сопла кислородно-конвертерных фурм с повышенной стойкостью против эрозионного износа / А.В. Сущенко, Ф.И. Лухтура, А.Б. Ковура, А.В. Гнедаш, В.И. Ганошенко // Сталь. – 2005, №9. – С.20-24.
3. Пат. 19073 Україна, МКВ⁵ С 21 С 5/48. Надзвукове сопло із складеним дифузором.
4. Пат. 2371484 Россия, МПК С 21 С 5/48. Фурма для продувки расплава в кислородном кон-

- вертере.
5. Пат. 78153 Україна, МПК С 21 С 5/48. Фурма для продування розплаву в сталеплавильному агрегаті.
 6. Шибко А.В. К вопросу о стойкости кислородных фурм / А.В. Шибко, С.В. Харченко, Ф.Г. Михайленко // Теория и практика кислородно-конвертерных процессов : тез. докладов VI Всесоюзной научно-технической конференции. – Днепропетровск, 1981. - С.87.
 7. Баптизманский В.И. Исследование теплопередачи в наконечниках кислородных фурм / В.И. Баптизманский, В.Б. Охотский, А.В. Шибко // Известия вузов. Черная металлургия. - 1987, №11. - С. 47 - 50.
 8. 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.
 9. К вопросу о проектировании дутьевых сопел кислородных фурм / А.С. Горбик, В.С. Бобошко, Л.М. Гревцев и др. // Сталь. - 1971. - №12. - С. 1077 - 1079.
 10. Сущенко А.В. К вопросу о теплообмене в системе охлаждения кислородных фурм конвертеров верхнего дутья / А.В. Сущенко, В.Н. Евченко, А.П. Балаба // Известия вузов. Черная металлургия. - 2007, №1. - С.19 - 23.
 11. Капустин Е.А. Одномерная теория струй / Е.А. Капустин, Ф.И. Лухтура // Вісник ПДТУ. – 2001. - Вип.11. – С. 243 – 249.
 12. Моисеев М.Г. Некоторые особенности течения газа в перерасширенном осесимметричном сопле / М.Г. Моисеев, Е.А. Никуличева, В.С. Сумина // Течение вязкого и невязкого газа. Двухфазные жидкости. - Л. : ЛГУ, 1980. - С. 177 - 184.
 13. Лухтура Ф.И. Одномерная теория сверхзвуковых нерасчетных струй газа / Ф.И. Лухтура // Изв. РАН. МЖГ. - 1993. - № 1. - С. 48 - 56.
 14. Давидсон В.Е. Исследование эжекционных свойств дутьевых струй / В.Е. Давидсон, В.Н. Евченко // Гидромеханика и теория упругости. – Днепропетровск : ДГУ, 1982. - Вып.29. - С.44-51.

Bibliography:

1. Lukhtura F.I. About an erosive wear nozzles of blast device of oxygen converters of overdraught / F.I. Lukhtura, A.V. Sushchenko, V.N. Yevchenko // Visnyk PDTU. – 2003. - Vip.13. - S. 244-250. (Ukr.)
2. Nozzles of blast devices of oxygen-converter with enhanceable firmness against the erosive wear / A.V. Sushchenko, F.I. Lukhtura, A.B. Kovura, A.V. Gnedash, V.I. Ganoshenko // Stal'. - 2005, №9. - S. 20-24. (Rus.)
3. Pat. 19073 Ukraina, MKV⁵ C 21 C 5/48. A supersonic nozzle is with the made diffuser. (Ukr.)
4. Pat. 2371484 Rossia, МПК С 21 С 5/48. Blast device for blowing out of fusion in the oxygen converter. (Rus.)
5. Pat. 78153 Ukraina, МПК С 21 С 5/48. Blast device is for blowing out of fusion in the steel-smelting aggregate. (Ukr.)
6. Shibko A.V. To the question about firmness oxygen blast devices / A.V. Shibko, S.V. Kharchenko, F.G. Mikhaylenko // Teoria i praktika kislородno-konverternikh protsesov : tez. dokladov VI Vsesoyuznoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii. - Dnepropetrovsk, 1981. - S.87. (Rus.)
7. Babtizmanskii V.I. Research of heat transfer in tips oxygen blast devices / V.I. Babtizmanskii, V.B. Ohotskii, A.V. Shibko // Izvestiya vuzov. Tshyornaya metallurgia. - 1987, №11. - S. 47 - 50. (Rus.)
8. 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 s. (Rus.)
9. To the question about planning of blast holes oxygen blast devices / A.S. Gorbik, V.S. Boboshko, L.M. Grevtsev and other // Stal'. - 1971. - № 12. - S. 1077 - 1079. (Rus.)
10. Sushchenko A.V. To the question about a heat exchange in the system of cooling of oxygen фурм converters of overdraught / A.V. Sushchenko, V.N. Yevchenko, A.P. Balaba // Izvestiya vuzov. Tshyornaya metallurgia. - 2007, №1. - S.19 - 23. (Rus.)
11. Kapustin E.A. One-dimensional theory of jets / E.A. Kapustin, F.I. Lukhtura // Visnyk PDTU. -

2001. - Vip. 11. - S. 243 - 249. (Rus.)
12. Moiseyev M.G. Some features of flow of gas are in the overexpanded axisymmetrical nozzle / M.G. Moiseyev, E.A. Nikulicheva, V.S. Suminova // *Techeniye vyazkogo i nevyazkogo gaza. Dvukhfaznie zhidkosti*. - L. : LGU, 1980. - S. 177 - 184. (Rus.)
13. Lukhtura F.I. One-dimensional theory of off-design supersonic gas jets / F.I. Lukhtura // *Fluid Dynamics*, 1993. – V.28, № 1. – P. 35 – 40.
14. Davidson V.E. Research of ejection properties of blast streams / V.E. Davidson, V.N. Yevchenko // *Gidromekhanika i teoria uprugosti*. - Dnepropetrovsk : DGU, 1982. - Vip.29. - S. 44-51. (Rus.)

Рецензент: В.А. Маслов
д-р техн. наук, проф. ГВУЗ «ПГТУ»

Статья поступила 5.03.2012

УДК 621.182.12

©Лухтура Ф.И.¹, Баев А.В.²

ГИДРОГАЗОДИНАМИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ДЕАЭРАЦИОННЫХ УСТАНОВОК ЦЕНТРОБЕЖНОГО ТИПА

Представлен метод расчета гидродинамических параметров деаэрационных установок. Показаны основное направление оптимизации их геометрических размеров и выбор компоновки.

Ключевые слова: деаэратор, закрученный поток, гидрогазодинамические характеристики, геометрический комплекс деаэратора.

Лухтура Ф.И., Баев А.В. Гідрогазодинамічні параметри деаераційних установок відцентрового типу. Представлений метод розрахунку гідродинамічних параметрів деаераційних установок. Показані основні напрями оптимізації їх геометричних розмірів і вибір компоновання.

Ключові слова: деаератор, закручений потік, гідрогазодинамічні характеристики, геометричний комплекс деаератора.

F.I. Lukhtura, A.V. Bayev. Gas-fluid dynamic parameters of a centrifugal type deaeration plants. *The method of calculation of hydrodynamic parameters for deaeration installations was presented. The basic directions of optimization of their geometrical sizes and a configuration choice are shown.*

Keywords: deaerator, swirling flow, fluid dynamic characteristics, geometrical complex of a deaerator.

Постановка проблемы. Развитие деаэрационной техники в настоящее время идет, в числе прочего, по пути разработки новых конструкций деаэраторов [1-5]. Одним из примеров аппаратов нового типа является центробежно-вихревой деаэратор (ДЦВ) [2].

В последнее время для интенсификации процесса деаэрации используется центробежно-вихревой деаэратор (ДЦВ) с тангенциальным подводом деаэрируемой воды и греющего пара. Главной проблемой оптимизации работы и выбора компоновки деаэраторов центробежного типа является сложность расчета параметров индуцированных вихревых пароводяных потоков и их связь с габаритами самого деаэратора.

Анализ последних исследований и публикаций. При вращательном движении газа и жидкости в цилиндрических аппаратах, имеющих тангенциальный вход, при термической деаэрации происходит разделение потока на две фазы: на периферии образуется закрученный поток жидкости, а в приосевой зоне – закрученный поток газа (паровоздушная смесь). Один из удачных компоновок

¹ ст. преподаватель, ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет», г. Мариуполь

² студент, ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет», г. Мариуполь