

**Оригинальная статья**

УДК 669.184.132.142:536

DOI 10.17073/0368-0797-2022-10-724-732

<https://fermet.misis.ru/jour/article/view/2416>

ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ ИНЖЕКЦИОННОЙ ПОДАЧЕ ПОРОШКОВ В РАСПЛАВ РЕЛЬСОВОЙ СТАЛИ В АГРЕГАТЕ КОВШ – ПЕЧЬ

Е. В. Протопопов, Л. В. Думова, И. В. Ноздрин, Н. А. Чернышева

Сибирский государственный индустриальный университет (Россия, 654007, Кемеровская обл. – Кузбасс, Новокузнецк, ул. Кирова, 42)

Аннотация. С использованием исследования и разработки основных положений внепечной обработки рельсовой стали в агрегате ковш – печь рассмотрены особенности технологии вдувания порошкообразных реагентов в расплав через погружную фурму. В условиях продувки проанализированы характеристики влияния направленного теплового потока через условную разделительную стенку фурмы от металла к двухфазному газопорошковому потоку. С применением численных методов определены параметры влияния температуры поверхности погружной фурмы на характеристики транспортирующего газа, концентрацию порошка и его плотность, и на характеристики газопорошкового течения, в том числе коэффициент аэродинамического сопротивления, давление транспортирующего газа, разность скоростей фаз, эквивалентный диаметр, коэффициент формы частиц. Полученные результаты экспериментов показывают, что при одном и том же расходе транспортирующего газа более значительные тепловые потоки, обеспечивающие стабильную работу дутьевого устройства, создаются при использовании более легкого газа (азота), при этом диаметр порошкообразных частиц практически не влияет на количество теплоты, передаваемой от стенки фурмы к транспортирующему газу. Установлено, что при использовании погружных фурм и нагрева газопорошкового потока до температуры 500 – 600 °С в 2 – 10 раз изменяется сила межфазного взаимодействия в зависимости от коэффициента формы частиц, концентрации вдуваемого порошка, давления транспортирующего газа, разности скоростей фаз и плотности порошка.

Ключевые слова: внепечная обработка, погружная фурма, порошкообразные реагенты, газопорошковая продувка, тепловой поток, транспортирующий газ, газодинамика и теплообмен в дисперсной среде

Финансирование: Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-29-20170.

Для цитирования: Протопопов Е.В., Думова Л.В., Ноздрин И.В., Чернышева Н.А. Численные исследования параметров теплообмена при инъекционной подаче порошков в расплав рельсовой стали в агрегате ковш – печь // Известия вузов. Черная металлургия. 2022. Т. 65. № 10. С. 724–732. <https://doi.org/10.17073/0368-0797-2022-10-724-732>

Original article

NUMERICAL STUDIES OF HEAT TRANSFER PARAMETERS DURING INJECTION FEEDING OF POWDERS INTO THE RAIL STEEL MELT IN LADLE-FURNACE

E. V. Protopopov, L. V. Dumova, I. V. Nozdrin, N. A. Chernysheva

Siberian State Industrial University (42 Kirova Str., Novokuznetsk, Kemerovo Region – Kuzbass 654007, Russian Federation)

Abstract. Technological features of powdered reagents injection into the melt using a submersible tuyere were investigated for the research and development of the main provisions of rail steel out-of-furnace treatment in a ladle-furnace. Authors analyzed the characteristics of influence of a directed heat flow through the tuyere conditional separation wall from metal to two-phase gas-powder flow under purging conditions. Using numerical methods, were determined the parameters of influence of the submersible tuyere surface temperature on characteristics of the transporting gas, concentration of the powder and its density, and on characteristics of the gas-powder flow, including the aerodynamic drag coefficient, pressure of the transporting gas, difference in phase velocities, equivalent diameter, and particle shape coefficient. The obtained experimental results show that at the same flow rate of the transporting gas, more significant heat flows, ensuring stable operation of the blowing device, are created by using a lighter gas (nitrogen), while the diameter of powdered particles does not affect the amount of heat transferred from the tuyere wall to the transporting gas. It was established that when using submersible tuyeres and heating the gas-powder flow to a temperature of 500 – 600 °С, the strength of the interfacial interaction changes

by 2 to 10 times depending on the particle shape coefficient, concentration of the injected powder, pressure of the transporting gas, difference in phase velocities and density of the powder.

Keywords: out-of-furnace treatment, submersible tuyere, powdered reagents, gas-powder purging, heat flow, transporting gas, gas dynamics, heat transfer in dispersed medium

Funding: The research was supported by the Russian Science Foundation, grant No. 22-29-20170.

For citation: Protopopov E.V., Dumova L.V., Nozdrin I.V., Chernysheva N.A. Numerical studies of heat transfer parameters during injection feeding of powders into the rail steel melt in ladle-furnace. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2022, vol. 65, no. 10, pp. 724–732. (In Russ.). <https://doi.org/10.17073/0368-0797-2022-10-724-732>

ВВЕДЕНИЕ

В соответствии с современными представлениями [1 – 5] неотъемлемой составной частью технологии производства рельсовой стали является использование комплексной внепечной обработки, применение которой обеспечивает существенное повышение качества готовых рельсов.

Для обеспечения эффективной десульфурации металла в агрегатах типа ковш – печь, как правило, используются синтетические шлаки, твердые шлаковые смеси или технология вдувания порошкообразных реагентов в расплав с помощью погружной фурмы [2, 6 – 9]. В то же время при реализации такой технологии необходимо учитывать при продувке наличие выраженной барботажной зоны, что значительно осложняет условия эксплуатации оборудования, уменьшает стойкость погружных фурм и футеровки ковша. В таких условиях определение и учет характеристик теплового потока через условно разделительную стенку погружной фурмы от расплава к двухфазной газопорошковой струе может привести к значительным погрешностям при оценке импульса и мощности газопорошкового потока, истекающего в расплав.

При решении таких сложных технологических задач достаточно часто используются методы исследования с применением динамических или статических моделей [10 – 14], причем при рассмотрении задач газопорошкового течения при движении взаимопроникающих сред эти два метода существенно дополняют друг друга [11, 15 – 18].

Так, например, если транспортирующий порошок инертный газ в погружной фурме будет нагреваться до температуры порядка 300 – 400 °С, то тепловая мощность такого газопорошкового потока, истекающего в сталеразливочный ковш емкостью 100 – 150 т, будет увеличиваться более чем в два раза и превышать 2 МВт, а динамическая энергия такого потока возрастает в 1,5 – 2,0 раза [13].

Целью настоящего исследования является определение с использованием численных методов влияния температуры поверхности погружной фурмы на тепловой поток, передаваемый транспортируемому газу при изменении в широком диапазоне концентрации порошка и его плотности, а также влияния температуры несущего газа на некоторые характеристики газопорошкового течения, в том числе коэффициент аэродинамического

сопротивления, давление транспортирующего газа, разность скоростей фаз, эквивалентный диаметр и коэффициент формы частиц.

ПРИНЯТЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

В работе приняты следующие обозначения: $G_1 = m_1/f'$ и $G_2 = m_2/f'$ – приведенный расход транспортирующего газа и твердой фазы, кг/(с·м²); m_1 и m_2 – массовый расход транспортирующего газа и порошка, кг/с; f' – площадь поперечного сечения погружной фурмы, м²; P_1 – давление транспортирующего газа, Па; T_1 и T_2 – температура транспортирующего газа и порошка, °С; ρ_1 и ρ_2 – плотность транспортирующего газа и частиц порошка, кг/м³; w_1 и w_2 – скорость транспортирующего газа и частиц порошка, м/с; $\Delta w = w_1 - w_2$ – разность скоростей фаз, м/с; $\mu = m_2/m_1$ – массовая концентрация порошка, кг/кг; ε_1 и ε_2 – местная объемная концентрация газа и порошка; F_{2w} – приведенная сила трения частиц о стенку, Н/м³; F_c – сила сопротивления, Н; F_{12} – сила межфазного взаимодействия, Н/м³; n_2 – счетная концентрация, 1/м³; $\Psi = w_2/w_1$ – коэффициент динамического скольжения фаз; ν – кинематический коэффициент вязкости, м²/с; C_D – коэффициент аэродинамического сопротивления; f – коэффициент формы частиц; σ и S – эквивалентный диаметр и площадь сечения частицы, м и м²; $S_{\text{шара}}$ – площадь сечения частицы шаровидной формы; k_ε – коэффициент стеснения; k_f – поправочный коэффициент, учитывающий несферичность частицы; a – угол отклонения погружной фурмы от вертикали; c_{p_1} и c_2 – теплоемкость транспортирующего газа и твердых частиц порошка, кДж/(кг·К); a_{1w} – коэффициент теплоотдачи от стенки фурмы к газу, Вт/(м²·К); T_w – температура стенки трубы фурмы, К; D – внутренний диаметр фурмы, м²; Q_{1w} – теплота, передаваемая конвекцией от стенки фурмы к транспортируемому газу, Вт/м³.

Индексы «1» и «2» обозначают транспортирующий газ и частицы порошка, индекс «12» – их смесь; индексы «w» и «f» обозначают стенку трубы фурмы и футеровку, индекс «1w» – границу газа и стенки; индекс «n» показывает, что процесс идет в нормальных физических условиях.

РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ

При постановке задачи решали систему уравнений движения и теплообмена в погружной фурме, допол-

ненных замыкающими алгебраическими соотношениями при следующих допущениях: движение считали квазистационарным и одномерным, двухфазный поток – монодисперсным; скорость и температура фаз – величины переменные, тепловым взаимодействием твердых частиц со стенкой фурмы пренебрегали, при этом принимали, что теплоотдача от стенки к несущему газу происходит только конвекцией. При такой постановке модель включает два этапа: газодинамику и теплообмен в дисперсной среде. Основные положения газодинамического этапа задачи представлены в широко известной работе [11].

Тепловой этап модели включает дифференциальные уравнения энергии. Для случая совместного движения транспортирующего газа и монодисперсной примеси уравнение будет иметь вид

$$G_1 \frac{d}{dx} \left(c_{p1} T_1 + \frac{w_1^2}{2} \right) + G_2 \frac{d}{dx} \left(c_{p2} T_2 + \frac{w_2^2}{2} \right) - F_{12} (w_1 - w_2) = Q_{1w}. \quad (1)$$

Дополнительно использованы уравнения неразрывности для каждой из фаз:

$$\frac{d}{dx} (\varepsilon_1 \rho_1 w_1) = 0; \quad (2)$$

$$\rho_2 \frac{d}{dx} (\varepsilon_2 w_2) = 0. \quad (3)$$

Основные положения влияния силы межфазного взаимодействия F_{12} на газодисперсное течение в погружной фурме достаточно подробно описано в работе [14]. Силу межфазного взаимодействия F_{12} , вследствие воздействия которой частицы порошка приводятся в движение, можно рассчитать по выражению

$$F_{12} = F_c n_2, \quad (4)$$

где $F_c = C_D S \rho_1 \frac{(w_1 - w_2)|w_1 - w_2|}{2}$; $n_2 = \frac{6\varepsilon_2}{\pi\sigma^3}$ – счетная концентрация технологического порошка.

В теории многоскоростных сред одной из самых представительных характеристик потока является коэффициент аэродинамического сопротивления $C_D = f(\text{Re}_{12})$, используя который можно определить силу взаимодействия между транспортирующим газом и частицами. В рассматриваемом случае число Рейнольдса двухскоростного течения определяли как

$$\text{Re}_{12} = \frac{|w_1 - w_2| \sigma}{\nu}. \quad (5)$$

Так как $\text{Re}_{12} \gg 1$, то для нестоксовской области сопротивления коэффициент C_D рассчитывали по аналогии с работой [19]. Тогда

$$C_D = \frac{24}{\text{Re}_{12}} k_\varepsilon (1,25 + 0,01926 k_f \text{Re}_{12}), \quad (6)$$

$$1 < \text{Re}_{12} < 2 \cdot 10^5.$$

В дальнейшем коэффициент формы частиц $f = \frac{S}{S_{\text{шара}}}$ задавали, а поправочный коэффициент определяли как $k_\varepsilon = 12,4 + \frac{11,4}{f}$, при этом метод расчета эквивалентного диаметра шара принимали в соответствии с работой [19]. Коэффициент стеснения k_ε находили как $k_\varepsilon = \varepsilon_1^{-2n}$ (где $n = 2,5 \div 4,0$ – коэффициент структуры потока).

При совместном решении уравнений неразрывности для каждой из двух фаз $m_1 = \varepsilon_1 \rho_1 w_1 S$ и $m_2 = \varepsilon_2 \rho_2 w_2 S$ легко показать, что важнейшие параметры газопорошкового потока ($\varepsilon_1, \Psi, \rho_1, \rho_2$) и массовая концентрация μ связаны соотношением

$$\varepsilon_1 = \left(1 + \frac{\mu \rho_1}{\Psi \rho_2} \right)^{-1}, \quad (7)$$

где значение ρ_1 находится по уравнению состояния транспортирующего газа.

Если по пути движения газопорошкового потока появляются горизонтальные участки, то устойчивость режима течения необходимо проверять, сравнивая разность скоростей Δw со скоростью витания w_B , величина которой в зависимости от параметров существенно изменяется. Так как в погружной фурме $\rho_2 \gg \rho_1$, то с достаточным приближением скорость витания можно рассчитывать по выражению

$$w_B = 1,15 \left(\frac{\rho_2 R T_1}{\rho_1 C_D} \right)^{0,5}, \quad (8)$$

где R – универсальная газовая постоянная.

При этом необходимо учитывать, что порошкообразные частицы находятся во взвешенном состоянии при условии $\Delta w > w_B$.

Как показывает анализ, при изменении температуры T_1 транспортирующего газа влияние плотности ρ_1 и вязкости ν на величину F_{12} противоположно, поэтому систему уравнений решали численно.

В дальнейшем интенсивность теплообмена газового потока со стенкой фурмы определяли по уравнению Ньютона

$$Q_{1w} = \frac{4a_{1w}(T_w - T_1)}{D}. \quad (9)$$

Используя аналитическое решение нестационарного уравнения Фурье для защитной футеровки погружной фурмы в каждом конкретном сечении, температуру T_w металлической стенки фурмы находили по выражению, являющемуся решением уравнения теплопроводности

для цилиндра бесконечной длины [20]. Безразмерная температура поверхности трубы в момент времени составляет

$$\Delta \bar{T} = \frac{T_w - T^{(0)}}{T^{(1)} - T^{(0)}} = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{2J^{(0)} \left(\frac{\beta_i \delta_{\phi}}{0,5D_{\phi}} \right)}{\beta_i J^{(1)}(\beta_i)} \exp(-\beta_i^2 Fo); \quad (10)$$

здесь $T^{(0)}$ и $T^{(1)}$ – начальная температура и температура разогрева, К; $J^{(0)}$ и $J^{(1)}$ – функции Бесселя первого рода нулевого и первого порядка; $\beta_i = \beta_i(\text{Bi})$ – корни характеристического уравнения; Bi и Fo – число Био и Фурье (при $\text{Bi} > 100$ корни характеристического уравнения составляют $\beta_1 = 2,4048$, $\beta_2 = 5,5201$, $\beta_3 = 8,6537$, $\beta_4 = 11,7915$, $\beta_5 \approx \beta_4 + \pi$, $\beta_6 \approx \beta_5 + \pi$ и т. д.); σ_{ϕ} и D_{ϕ} – толщина и диаметр установленной на погружной фурме огнеупорной катушки, м.

Коэффициент теплоотдачи от внутренней стенки фурмы к транспортирующему газу рассчитывали в соответствии с работой [19]

$$\left. \begin{aligned} a_{1w} &= \frac{\lambda_1 \text{Nu}_{1w}}{D}; \\ a_{1w} &= \mu^{-0,3} 0,022 [\text{Re}_{1w} (1 + \mu)]^{0,8} \text{Pr}_{1w}^{0,4} \left(\frac{T_w}{T_1} \right)^{0,5}; \\ \mu &= \frac{m_2}{m_1}; \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

здесь λ_1 – коэффициент теплопроводности газа, Вт/(м·К); Nu_{1w} , $\text{Re}_{1w} = \frac{w_1 D \rho_1}{\eta_{1w}}$ и Pr_{1w} – число Нуссельта, Рейнольдса и Прандтля для трубы фурмы; η – коэффициент динамической вязкости, Па·с.

При решении такой задачи необходимо учитывать изменения теплофизических свойств транспортирующего газа в зависимости от температуры и давления, поэтому вязкость, теплопроводность и теплоемкость аппроксимировали соответствующими уравнениями. Коэффициенты λ_1 , η_1 и теплоемкость c_{p1} для каждого компонента транспортирующего газа находили с учетом их нелинейной зависимости от температуры. В частности

$$\left. \begin{aligned} \eta_1 &= B_{\eta_1} \Omega \sqrt{T_1}; \\ \lambda_1 &= \frac{B_{\lambda_1} \beta_1 \sqrt{T_1}}{\Omega}; \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

где B_{η_1} и B_{λ_1} – вириальный коэффициент вязкости и теплопроводности.

Принимали, что молекулы газа взаимодействуют согласно потенциалу Леннарда-Джонса. Для аргона $B_{\eta_{\text{Ar}}} = 1,497 \cdot 10^{-6}$ Па·с·К^{-0,5}, $B_{\lambda_{\text{Ar}}} = 1,166 \cdot 10^{-3}$ Вт·м⁻¹·К^{-1,5}, силовая постоянная ϵ/k равна 118,8398 К (здесь

$k = 1,38 \cdot 10^{-23}$ Дж/К – постоянная Больцмана). Для азота $B_{\eta_{\text{N}}} = 1,065 \cdot 10^{-6}$ Па·с·К^{-0,5}, $B_{\lambda_{\text{N}}} = 1,178 \cdot 10^{-3}$ Вт·м⁻¹·К^{-1,5}; $\epsilon/k = 95,9266$ К. Температурный коэффициент, учитывающий перенос энергии для аргона, равен единице, а для азота этот коэффициент представляли в виде степенного ряда по $T/1000$ [15, 19, 20].

Известно, что поправочный коэффициент Ω для любого газа составляет

$$\Omega = 1,16145(T^*)^{-0,14874} + 0,52487 \exp(-0,7732T^*) + 2,16178 \exp(-2,49787T^*), \quad (14)$$

где T^* – приведенная температура (например, при 20 °С для аргона $T^* = \frac{kT}{\epsilon} = \frac{288,15}{118,8398} = 2,425$).

В приведенных выражениях кинематическая вязкость ν и температуропроводность a транспортирующего газа связаны соотношением $\nu_1 = \frac{\eta_1}{\rho_1}$, а $\text{Pr} = \frac{\nu_1}{a_1}$. Для аргона принимали $c_{p_{\text{Ar}}} = 521$ Дж/(кг·К), а для азота нелинейную теплоемкость рассчитывали по выражению $c_{p_{\text{N}}} = 965 + 0,2112T - 12,067 \cdot 10^{-6}T^2$.

Уравнения движения и полной энергии системы решали численно конечно-разностным методом. Разностную аппроксимацию дифференциальных уравнений проводили на равномерной сетке вдоль оси с шагом Δx . Использовали неявную схему с итерациями.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА И ИХ АНАЛИЗ

Модель была адаптирована к условиям инжекционной продувки в сталковше емкостью 100 – 150 т агрегата ковш – печь. Расчеты выполнены по следующим исходным данным: внутренний диаметр фурмы D составлял 14 мм, ее длина $l = 6,5$ мм; погружение в расплав $h = 3,5$ м; расход транспортирующего газа $V_1 = 60 \div 80$ м³/ч; размер частиц изменяли в пределах $\sigma_2 = 0,1 \div 0,5$ мм, их плотность – в интервале $\rho_2 = 2000 \div 3500$ кг/м³, а концентрацию порошка – от $\mu = 0$ (чистый газ) до $\mu = 60$ кг/кг (загруженный дисперсный поток). В этих условиях расход порошка изменялся в пределах $m_2 = 0 \div 140$ кг/мин (газ аргон). В расчетах представляли результаты, полученные в произвольном сечении фурмы при различной температуре ее стенки, изменяющейся в пределах $T_w = 323 \div 1073$ К. Различные значения T_w температуры получали, изменяя толщину σ_{ϕ} защитной футеровки фурмы, теплопроводность λ_{ϕ} которой принимали 0,7 Вт/(м·К).

Степень нагрева транспортирующего газа, концентрация и плотность порошка, сила межфазного взаимодействия

Значительные отличия величины теплоты, передаваемой конвекцией от стенки фурмы к транспортирующему

щему газу Q_{1w} , для различных газов объясняются разными значениями коэффициента теплоотдачи a_{1w} (выражение (11)), который пропорционален теплопроводности λ_1 газа. Коэффициент a_{1w} существенно отличается для различных газов: так, $\lambda_{N_2}/\lambda_{Ar} = 1,58$ при $T_1 = 323$ К и $\lambda_{N_2}/\lambda_{Ar} = 4,25$ при $T = 1073$ К. Кроме того, при одних и тех же значениях μ и расходе несущего газа аргон переносит примерно в 1,5 раза больше порошка, чем азот (так как $\rho_{h,Ar}/\rho_{h,N_2} \approx 1,5$) и по этой причине $w_{N_2} > w_{Ar}$, следовательно, для азота выше значения Nu_{1w} и a_{1w} . Например, если при одном и том же значении $\mu = 40$ кг/кг температура стенки T_w увеличится с 323 до 1073 К, то значение Q_{1w} для аргона возрастет в 4,5 раза (с 20 до 90 МВт/м³) (рис. 1, а).

Относительно плотности порошка можно отметить следующее. С увеличением значения ρ_2 практически пропорционально снижается объемная доля ε_2 . Например, при продувке через погружную фурму внутренним диаметром 14 мм при увеличении плотности порошка в 1,7 раза (с 2000 до 3000 кг/м³) объем дисперсных частиц в потоке уменьшается в 1,66 раз (с 0,07 до 0,04). В то же время, как следует из уравнения неразрывности для твердой фазы $m_2 = \varepsilon_2 \rho_2 w_2 f$, при $f = \text{const}$ снижение ε_2 приводит к увеличению скорости w_2 дисперсной среды. Разность скоростей $\Delta w = w_1 - w_2$ падает, уменьшаются значения Re_{12} и Nu_{12} , снижается коэффициент теплоотдачи a_{1w} . По этой же причине тепловой поток Q_{1w} , передаваемый конвекцией от стенки футеровки к транспортируемому газу, также уменьшается. При-

чем, чем ниже значения μ , тем менее существенно объем дисперсных частиц в потоке влияет на значение Q_{1w} .

При нагреве транспортирующего газа сила межфазного взаимодействия F_{12} уменьшается при любых значениях концентрации порошка μ (рис. 1, б). Например, при нагреве азота в интервале с 100 до 600 °С при $\mu = 80$ кг/кг сила F_{12} снижается с 1,75 до 0,35 МН/м³, причем при этих же условиях из-за уменьшения ρ_1 объемная доля газовой фазы ε_1 возрастает с 0,72 до 0,86. Данный факт объясняется тем, что при нагреве газа (азота) плотность ρ_1 и коэффициент C_D уменьшаются. И далее, чем сильнее нагрев, тем прирост силы F_{12} в потоке менее плотного газа с увеличением μ снижается. Например, при $\mu = 120$ кг/кг и изменении температуры t_1 с 100 до 600 °С прирост $F_{12}^{100}/F_{12}^{600}$ составляет $0,75/0,2 = 3,75$ (рис. 1, б).

В зависимости от массовой доли порошка плотность ρ_2 изменяется в широких пределах. Представляет интерес как коэффициент C_D , сила F_{12} и скорость w_b изменяются в дальнейшем в зависимости от плотности порошка ρ_2 при различной температуре транспортирующего газа t_1 (рис. 2).

Чем выше значение ρ_2 , тем меньше коэффициент C_D при любой температуре t_1 . В то же время при нагреве газа коэффициент C_D возрастает. Например, при $\rho_2 = 2800$ кг/м³ и увеличении t_1 от 100 до 500 °С коэффициент C_D повышается с 3,2 до 4,9, а скорость w_b возрастает с 0,36 до 0,44 м/с (рис. 2, а). Сила взаимодействия F_{12} между фазами при таком же увеличении

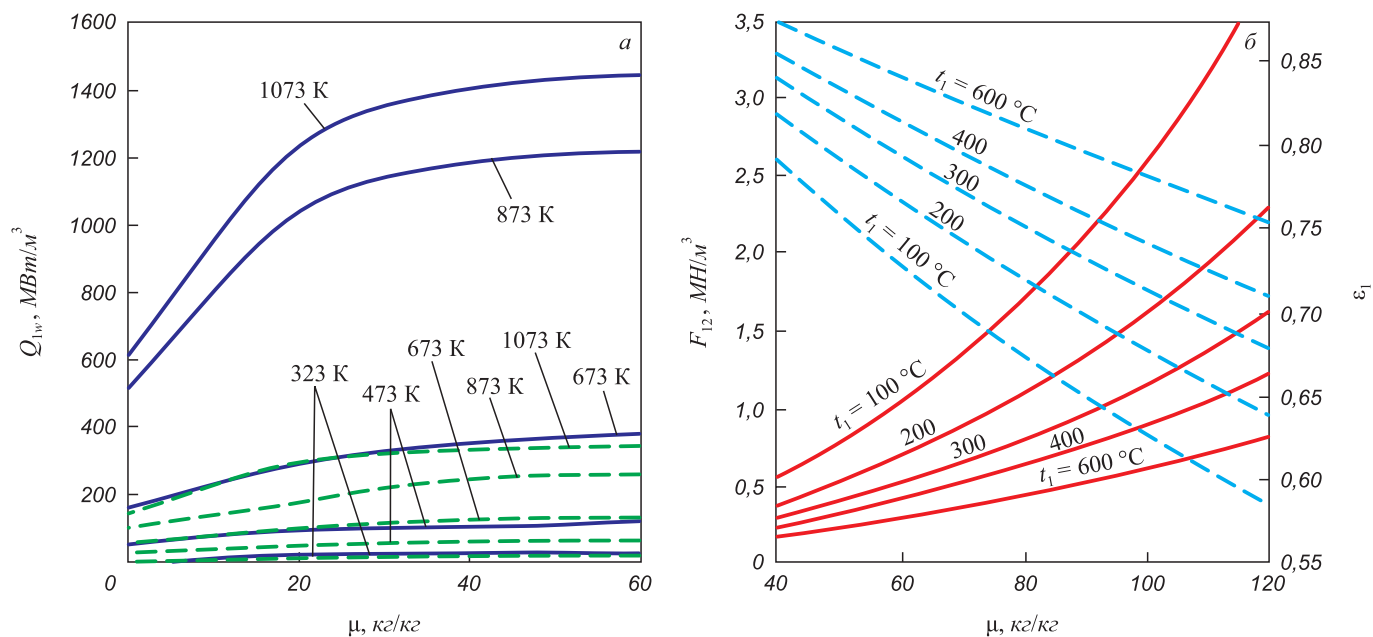


Рис. 1. Зависимость теплового потока Q_{1w} (а) от концентрации порошка μ в газозвеси (транспортирующий газ аргон (—), азот (---)) при толщине стенки погружной фурмы 3 мм и зависимости силы межфазного взаимодействия F_{12} (—) и объемной концентрации газовой фазы ε_1 (---) (б) от концентрации порошка μ при различной температуре несущего газа t_1

Fig. 1. Dependence of heat flow Q_{1w} (a) on the powder concentration μ in gas suspension (transporting gas argon (—), nitrogen (---)) at thickness of the submersible tuyere wall $\sigma = 3$ mm and dependence of interfacial interaction force F_{12} (—) and volume concentration of the gas phase ε_1 (---) (b) on the powder volume concentration μ at different temperatures of transporting gas t_1

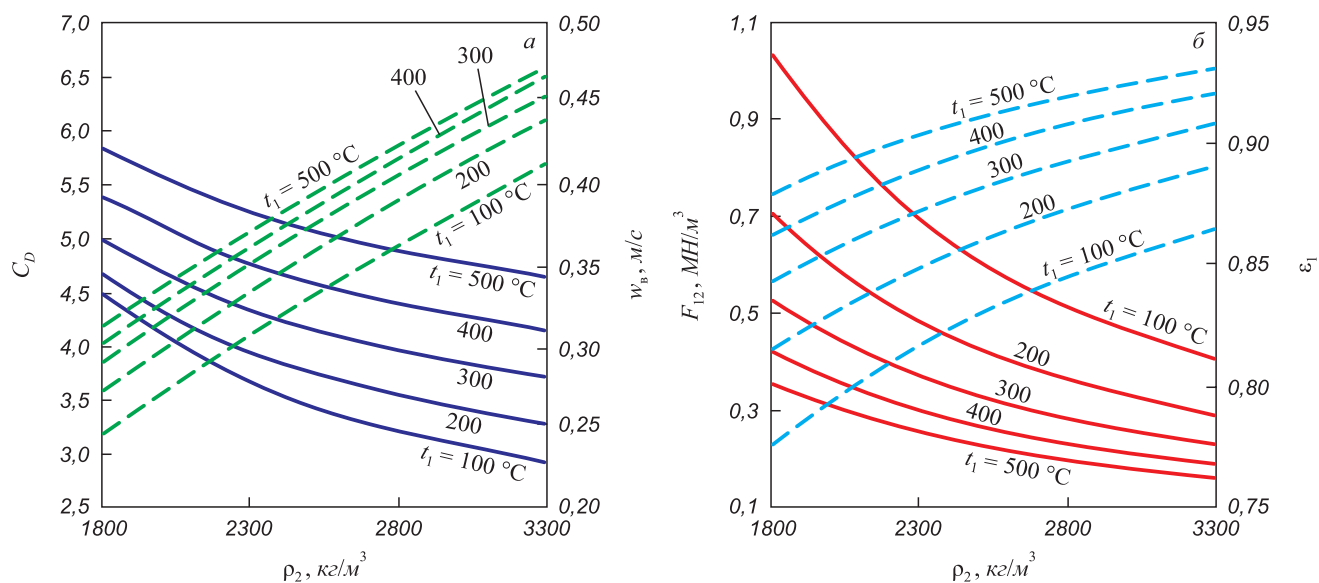


Рис. 2. Зависимость коэффициента аэродинамического сопротивления C_D (—) и скорости витания частиц w_B (---) (а), силы межфазного взаимодействия F_{12} (—) и объемной концентрации газовой фазы ε_1 (---) (б) от плотности порошка ρ_2 при различных температурах транспортирующего газа t_1

Fig. 2. Dependence of aerodynamic drag coefficient C_D (—) and particles velocity w_B (---) (a), interfacial interaction force F_{12} (—) and volume concentration of the gas phase ε_1 (---) (b) on the powder density ρ_2 at different temperatures of the transporting gas t_1

температуры t_1 (при $\rho_2 = 2800 \text{ кг/м}^3$) снижается с 0,52 до 0,20 МН/м³, а значение ε_1 возрастает с 0,84 до 0,92 (рис. 2, б). Такая закономерность объясняется тем, что при нагреве газа увеличение C_D менее существенно, чем одновременное снижение ρ_1 и ε_2 .

Давление транспортирующего газа

В связи с незначительным влиянием давления транспортирующего газа на коэффициент теплопроводности (выражение 11), коэффициент теплоотдачи a_{1w} и тепловой поток Q_{1w} главным образом зависят от кинетической вязкости газа, на которую, в свою очередь, влияют как температура, так и давление.

Например, если газопорошковый поток перемещается в фурме диаметром 14 мм со скоростью 80 м/с, то при $p = 0,8 \text{ МПа}$ увеличение температуры T_w до 973 К приводит к снижению значения a_{1w} с 1,51 до 0,78 кВт/(м²·К) и с 1,09 до 0,52 кВт/(м²·К), если транспортирующий газ аргон и азот соответственно.

Рассматривая увеличение силы межфазного взаимодействия F_{12} при определенной температуре t_1 и увеличении давления p_1 (рис. 3), следует отметить, что чем ниже температура t_1 , тем значительней прирост силы F_{12} . Так, например, при температуре транспортирующего газа (азота) 100 °С при увеличении p_1 с 0,4 до 1,2 МПа сила F_{12} будет возрастать с 0,80 до 10,1 МН/м³, при этом значение ε_1 будет снижаться с 0,80 до 0,59, а при температуре $t_1 = 500^\circ\text{C}$ при тех же условиях значение F_{12} будет уменьшаться с 2,1 до 0,21 МН/м³. Основная причина столь значительного изменения силы F_{12} – это зависимость от вязкости газа

$\nu = f(t, \rho)$. В данном случае при $t_1 = 100^\circ\text{C}$ и увеличении давления p_1 с 0,4 до 1,2 МПа значение кинематической вязкости будет снижаться с $5,84 \cdot 10^{-6}$ до $1,95 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$.

Коэффициент формы частиц f

В соответствии с работой [14] сила межфазного взаимодействия F_{12} , возникающая между частицами порошка и транспортирующим их газом, зависит от S_{11} ,

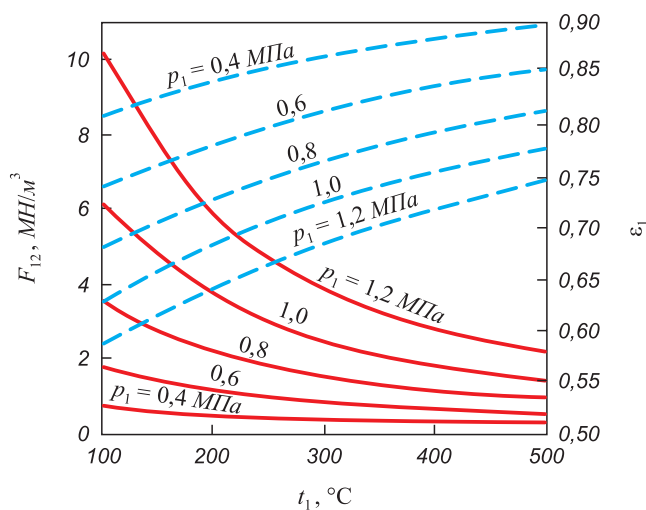


Рис. 3. Влияние давления транспортирующего газа p_1 и температуры газа t_1 на силу межфазного взаимодействия F_{12} (—) и объемную концентрацию газовой фазы ε_1 (---)

Fig. 3. Effect of pressure of the transporting gas p_1 and the gas temperature t_1 on interfacial interaction force F_{12} (—) and volume concentration of the gas phase ε_1 (---)

σ , μ , S_2 , Δw и т. д. На рис. 4 показано влияние формы частиц на величину F_{12} при нагреве транспортирующего газа. Как видно, чем значительней форма частиц отличается от сферической, тем больше сила F_{12} и ниже скорость w_b (рис. 4), при этом нагрев транспортирующего газа снижает межфазное сопротивление. Так, при $t_1 = 100$ °С повышение f с 1,0 (шар) до 1,6 (пластина) приводит к увеличению F_{12} в пять раз (с 0,75 до 3,77 МН/м³). При $f = 1,6$ увеличение t_1 с 100 до 500 °С вызывает уменьшение силы F_{12} в 2,7 раза (с 3,77 до 1,40 МН/м³). Сила взаимодействия между фазами F_{12} при $f = 1,6$ и $t_1 = 100$ °С составляет 3,8 МН/м³, а при $f = 1,0$ и $t_1 = 500$ °С будет снижаться до 0,25 МН/м³. Совершенно очевидно, что на F_{12} коэффициент f влияет через C_D .

Диаметр частиц σ

С увеличением σ коэффициент C_D уменьшается при любой температуре газа t_1 (рис. 5). Однако, чем больше значение t_1 , тем выше C_D , и чем меньше σ , тем меньше прирост C_D при увеличении t_1 . Например, в интервале температур $\Delta t_1 = 100 \div 500$ °С при $\sigma = 0,06$ мм отношение коэффициентов $C_D^{500}/C_D^{100} = 3,8/0,5 = 7,6$, а при $\sigma = 0,12$ мм это соотношение составляет $C_D^{500}/C_D^{100} = 5,7/4,3 = 1,36$ (рис. 5). Скорость витания частиц порошка w_b будет в большей степени зависеть от σ , чем от t_1 .

Проверка результатов численного исследования

Выполнить производственные эксперименты, подтверждающие адекватность модели, в условиях газопорошковой прудувки в реальном сталеразливочном

ковше и получить информацию в рамках поставленной задачи практически невозможно. Поэтому для доказательства правильности решения использовали метод тестирования:

- если $\mu \rightarrow 0$ (чистый газ), то масса газозвеси уменьшается в десятки раз, от стенки фурмы меньше отводится теплоты и значение Q_{1w} существенно снижается;
- если μ снижается, при этом влияние плотности частиц ρ_2 на значение Q_{1w} проявляется меньше, а в чистом газе ($\mu = 0$) такое влияние вообще отсутствует;
- если $\mu \rightarrow 0$, $m_2 \rightarrow 0$ и $F_{12} \rightarrow 0$, при этом $\varepsilon_1 \rightarrow 1$ (см. рис. 1);
- если ρ_2 частиц растет, то увеличивается ε_1 (см. рис. 2, б);
- если ρ_1 и плотность газа в погружной фурме (ρ_1) возрастают, то увеличиваются ε_2 и F_{12} при любом значении t_1 (см. рис. 3);
- если форма частиц ближе к шару ($f \rightarrow 1$), то $k_f \rightarrow 1$ и $F_{12} \rightarrow F_{12 \min}$ при любой температуре (см. рис. 4);
- если увеличивается диаметр частиц (σ), то при таком же расходе порошка m_2 их количество и площадь поверхности трения, а поэтому и F_{12} снижаются, а скорость w_b растет (см. рис. 5).

Как видно, тестовый анализ показывает соответствие полученных данных и закономерностей современным физическим представлениям по течению дисперсных потоков в погружных фурмах.

Выводы

Результаты численных экспериментов по определению интенсивности теплоотдачи конвекцией от

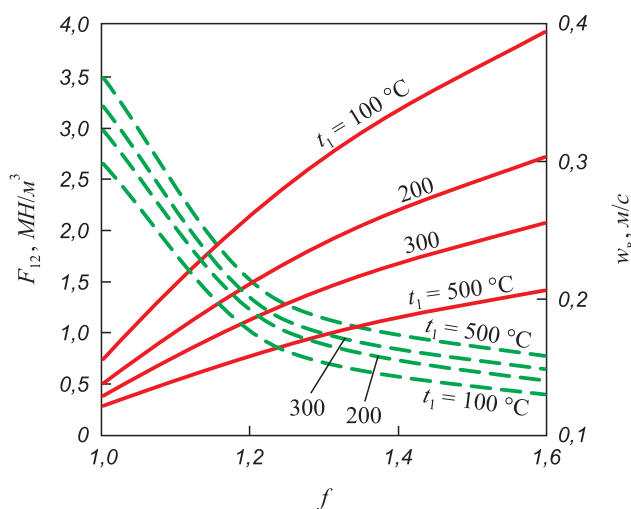


Рис. 4. Зависимость силы межфазного взаимодействия F_{12} (—) и скорости витания частиц w_b (---) от коэффициента формы f при различной температуре транспортирующего газа t_1

Fig. 4. Dependence of the interfacial interaction force F_{12} (—) and particle velocity w_b (---) on the shape coefficient f at different temperatures of the transporting gas t_1

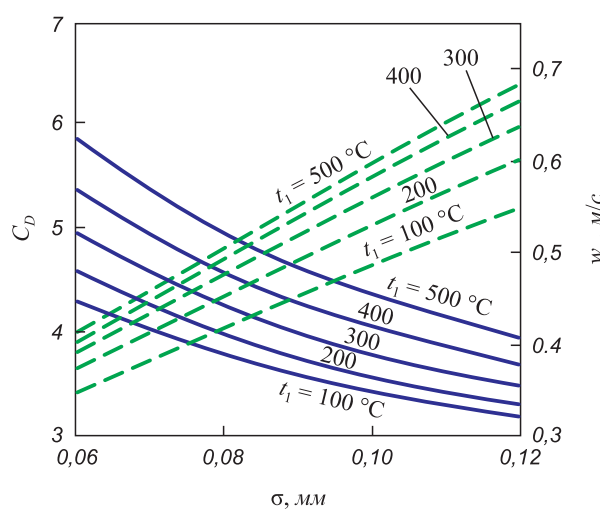


Рис. 5. Влияние температуры транспортирующего газа t_1 и размера частиц σ на коэффициент аэродинамического сопротивления C_D (—) и скорость витания частиц w_b (---)

Fig. 5. Effect of temperature of the transporting gas t_1 and the particles size σ on the aerodynamic drag coefficient C_D (—) and the particles velocity w_b (---)

погружной фурмы к газопорошковому потоку при изменении концентрации порошка, плотности частиц, различной степени нагрева стенки фурмы показывают, что наиболее существенно на количество теплоты, передаваемой от стенки фурмы к транспортирующему газу, оказывают влияние (в порядке максимального физического воздействия) температура стенки фурмы, концентрация порошка и его плотность. При одном и том же объемном расходе транспортирующего газа более значительные тепловые потоки от стенки фурмы

можно отвести, используя более легкий газ (азот), при этом диаметр частиц практически не влияет на количество передаваемой теплоты от стенки фурмы к транспортирующему газу.

При использовании погружных фурм и нагреве газопорошкового потока до 500 – 600 °С в 2 – 10 раз изменяется сила межфазного взаимодействия F_{12} в зависимости от коэффициента формы частиц, концентрации вдуваемого порошка, давления транспортирующего газа, разности скоростей фаз и плотности порошка.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

REFERENCES

1. Поляков В.В., Великанов А.В. Основы технологии производства железнодорожных рельсов. Москва: Metallurgiya, 1990. 416 с.
2. Дюдкин Д.А., Кисиленко В.В. Производство стали. Т. 1. Процессы выплавки, внепечной обработки и непрерывной разливки стали. Москва: Теплотехник, 2008. 328 с.
3. Tassot P., Reichert N. Ways of improving steel quality in the tundish // *Revure de Metallurgie*. 2010. Vol. 107. No. 5. P. 175–185. <http://doi.org/10.1051/metal/2010020>
4. Senuma T. Physical metallurgy of modern high strength steel sheets (Review) // *ISIJ International*. 2001. Vol. 41. No. 6. P. 520–532. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.41.520>
5. Ashrit S., Sarkar S., Chatti R.V., Sarkar C., Sarkar S. Nonmetallic LD slag fines – opportunities by invoking chemistry // *Ironmaking and Steelmaking*. 2020. Vol. 47. No. 8. P. 903–907. <https://doi.org/10.1080/03019233.2019.1641679>
6. Wang B., Shen S., Ruan Y., Cheng S., Peng W., Zhang J. Simulation of gasliquid two-phase flow in metallurgical process // *Acta Metallurgica Sinica*. 2020. Vol. 56. No. 4. P. 619–632. <http://doi.org/10.11900/0412.1961.2019.00385>
7. Yao L., Zhu R., Tang Y., Wei G., Dong K. Effect of furnace gas composition on characteristics of supersonic oxygen jets in the converter steelmaking process // *Materials*. 2020. Vol. 13. No. 15. Article 3353. <http://doi.org/10.3390/ma13153353>
8. Wilson A. Clean steel technology – fundamental to the development of high performance steels. In: *Advances in the Production and Use of Steel with Improved Internal Cleanliness* / J. Mahaney ed. West Conshohocken, PA: ASTM International, 1999. P. 73–88. <http://doi.org/10.1520/STP12375S>
9. High Chromium Ferritic and Martensitic Steels for Nuclear Applications. Klueh R.L., Harries D.R. eds. PA: ASTM, 2001. 90 p.
10. High Performance Steel and Titanium Castings. National Materials Advisor Board. Vol. 296 of Report NMAB-296. National Academy of Sciences – National Academy of Engineering, 2008. 144 p.
11. Кузнецов Ю.М. Газодинамика процессов вдувания порошков в жидкий металл. Челябинск: Metallurgiya, 1991. 159 с.
12. Харлашин П.С., Харин А.К. Влияние концентрации порошка на параметры газозвеси в соплах торкрет-фурмы // *Известия вузов. Черная металлургия*. 2011. Т. 54. № 4. С. 9–12.
13. Харлашин П.С., Чемерис Н.О. Моделирование течения газозвеси в торкрет-фурме при различной концентрации порошка // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2009. № 1. С. 107–109.
14. Поживанов М.А. Влияние диаметра частиц на дисперсное течение в фурме для инжекционной продувки. Сообщение 1 // *Известия вузов. Черная металлургия*. 2005. Т. 48. № 7. С. 20–24.
15. Li M., Li L., Zhang B., Li Q., Wu W., Zou Z. Numerical analysis of the particle-induced effect on gas flow in a supersonic powder-laden oxygen jet // *Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science*. 2020. Vol. 51. No. 4. P. 1718–1730. <http://doi.org/10.1007/s11663-020-01855-3>
16. Кудрин В.А., Парма В. Технология получения качественной стали. Москва: Metallurgiya, 1984.
1. Polyakov V.V., Velikanov A.V. *Fundamentals of Railway Rails Production*. Moscow: Metallurgiya, 1990, 416 p. (In Russ.).
2. Dyudkin D.A., Kisilenko V.V. *Steel Production. Vol. 1. Processes of Smelting, Out-of-Furnace Treatment and Continuous Casting of Steel*. Moscow: Teplotekhnika, 2008, 328 p. (In Russ.).
3. Tassot P., Reichert N. Ways of improving steel quality in the tundish. *Revure de Metallurgie*. 2010, vol. 107, no. 5, pp. 175–185. <http://doi.org/10.1051/metal/2010020>
4. Senuma T. Physical metallurgy of modern high strength steel sheets (Review). *ISIJ International*. 2001, vol. 41, no. 6, pp. 520–532. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.41.520>
5. Ashrit S., Sarkar S., Chatti R.V., Sarkar C., Sarkar S. Nonmetallic LD slag fines – opportunities by invoking chemistry. *Ironmaking and Steelmaking*. 2020, vol. 47, no. 8, pp. 903–907. <https://doi.org/10.1080/03019233.2019.1641679>
6. Wang B., Shen S., Ruan Y., Cheng S., Peng W., Zhang J. Simulation of gasliquid two-phase flow in metallurgical process. *Acta Metallurgica Sinica*. 2020, vol. 56, no. 4, pp. 619–632. <http://doi.org/10.11900/0412.1961.2019.00385>
7. Yao L., Zhu R., Tang Y., Wei G., Dong K. Effect of furnace gas composition on characteristics of supersonic oxygen jets in the converter steelmaking process. *Materials*. 2020, vol. 13, no. 15, article 3353. <http://doi.org/10.3390/ma13153353>
8. Wilson A. Clean steel technology – fundamental to the development of high performance steels. In: *Advances in the Production and Use of Steel with Improved Internal Cleanliness*. Mahaney J. ed. West Conshohocken, PA: ASTM International, 1999, pp. 73–88. <http://doi.org/10.1520/STP12375S>
9. *High Chromium Ferritic and Martensitic Steels for Nuclear Applications*. Klueh R.L., Harries D.R. eds. PA: ASTM, 2001, 90 p.
10. *High Performance Steel and Titanium Castings. National Materials Advisor Board. Vol. 296 of Report NMAB-296*. National Academy of Sciences – National Academy of Engineering, 2008, 144 p.
11. Kuznetsov Yu.M. *Gas Dynamics of Powder Injection in Liquid Metal*. Chelyabinsk: Metallurgiya, 1991, 159 p. (In Russ.).
12. Kharlashin P.S., Kharin A.K. Powder concentration influence on the gaseous suspension parameters in flame gunting injection tuyere. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2011, vol. 54, no. 4, pp. 9–12. (In Russ.).
13. Kharlashin P.S., Chemeris N.O. Modeling of gas suspension flow in a shotcrete tuyere at different powder concentrations. *Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost'*. 2009, no. 1, pp. 107–109. (In Russ.).
14. Pozhivanov M.A. Effect of particle diameter on dispersed flow in a tuyere for injection purging. Message 1. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2005, vol. 48, no. 7, pp. 20–24. (In Russ.).
15. Li M., Li L., Zhang B., Li Q., Wu W., Zou Z. Numerical analysis of the particle-induced effect on gas flow in a supersonic powder-laden oxygen jet. *Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science*. 2020, vol. 51, no. 4, pp. 1718–1730. <http://doi.org/10.1007/s11663-020-01855-3>
16. Kudrin V.A., Parma V. *Technology of High-Quality Steel Production*. Moscow: Metallurgiya, 1984. (In Russ.).

17. High Performance Steel and Titanium Castings. National Materials Advisory Board. Report NMAV-296. National Academy of Sciences – National Academy of Engineering. 1973, 155 p.
18. Manning C.P., Fruehan R.J. Emerging technologies of iron and steel making // JOM. 2001. Vol. 53. No. 10. P. 36–43.
<https://doi.org/10.1007/s11837-001-0054-3>
19. Сухомел А.С., Цветков Ф.Ф., Керимов Р.В. Теплообмен и гидравлическое сопротивление при движении газозвеси в трубах. Москва: Энергоатомиздат, 1977. 192 с.
20. Кутателадзе С.С. Теплопередача и гидродинамическое сопротивление. Москва: Энергоатомиздат, 1990. 367 с.
17. High Performance Steel and Titanium Castings. National Materials Advisory Board. Report NMAV-296. National Academy of Sciences – National Academy of Engineering, 1973, 155 p.
18. Manning C.P., Fruehan R.J. Emerging technologies of iron and steel making. JOM. 2001, vol. 53, no. 10, pp. 36–43.
<https://doi.org/10.1007/s11837-001-0054-3>
19. Sukhomel A.S., Tsvetkov F.F., Kerimov R.V. Heat Transfer and Hydraulic Resistance during Movement of Gas Suspension in Pipes. Moscow: Energoatomizdat, 1977, 192 p. (In Russ.).
20. Kutateladze S.S. Heat Transfer and Hydrodynamic Resistance. Moscow: Energoatomizdat, 1990, 367 p. (In Russ.).

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Евгений Валентинович Протопопов, д.т.н., профессор, профессор кафедры металлургии черных металлов, Сибирский государственный индустриальный университет
ORCID: 0000-0002-7554-2168
E-mail: protopopov@sibsiu.ru

Evgenii V. Protopopov, Dr. Sci. (Eng.), Prof. of the Chair of Ferrous Metallurgy, Siberian State Industrial University
ORCID: 0000-0002-7554-2168
E-mail: protopopov@sibsiu.ru

Любовь Валерьевна Думова, ст. преподаватель кафедры менеджмента и отраслевой экономики, Сибирский государственный индустриальный университет
E-mail: doumova@bk.ru

Lyubov' V. Dumova, Senior Lecturer of the Chair "Management and Branch Economy", Siberian State Industrial University
E-mail: doumova@bk.ru

Игорь Викторович Ноздрин, д.т.н., доцент, профессор кафедры металлургии цветных металлов и химической технологии, Сибирский государственный индустриальный университет
E-mail: kafcmct@sibsiu.ru

Igor' V. Nozdrin, Dr. Sci. (Eng.), Assist. Prof., Prof. of the Chair "Non-Ferrous Metallurgy and Chemical Engineering", Siberian State Industrial University
E-mail: kafcmct@sibsiu.ru

Наталья Анатольевна Чернышева, доцент кафедры металлургии черных металлов, Сибирский государственный индустриальный университет
E-mail: chernysheva_na@rambler.ru

Natal'ya A. Chernysheva, Assist. Prof. of the Chair of Ferrous Metallurgy, Siberian State Industrial University
E-mail: chernysheva_na@rambler.ru

ВКЛАД АВТОРОВ

CONTRIBUTION OF THE AUTHORS

Е. В. Протопопов – формирование концепции статьи, определение цели и задачи исследования, подготовка текста.
Л. В. Думова – анализ результатов исследований.
И. В. Ноздрин – проведение расчетов.
Н. А. Чернышева – анализ, обработка и систематизация полученных результатов.

E. V. Protopopov – formation of the article concept, goals and objectives of the study; writing the text.
L. V. Dumova – analysis of the research results.
I. V. Nozdrin – conducting the calculations.
N. A. Chernysheva – analysis, processing and systematization of the results.

Поступила в редакцию 22.06.2022
 После доработки 29.06.2022
 Принята к публикации 12.09.2022

Received 22.06.2022
 Revised 29.06.2022
 Accepted 12.09.2022