

## РОЗДІЛ «ТЕПЛОЕНЕРГЕТИКА. ТЕПЛОТЕХНІКА»

УДК 621.016:669.18

ЛИСНЯК Р.В., аспирант  
ДОЛГОПОЛОВ И.С., к.т.н., доцент  
ТУЧИН В.Т., инженер

Днепродзержинский государственный технический университет

## АНАЛИЗ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ЭНЕРГОРЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩЕЙ ТЕХНОЛОГИИ ТОРКРЕТИРОВАНИЯ ФУТЕРОВКИ КИСЛОРОДНОГО КОНВЕРТЕРА

**Введение.** Для увеличения продолжительности кампаний кислородных конвертеров в последнее десятилетие применяется торкретирование их футеровки. Одним из эффективных направлений уменьшения капитальных и эксплуатационных затрат процесса восстановления футеровки является разработка и внедрение в практику новых ресурсосберегающих технологий с использованием конечного шлака [1].

Результаты холодного моделирования данного процесса с представлением гидродинамических особенностей раздувки шлаковой ванны при нанесении гарнисажа на футеровку конвертера описаны в работе [2]. Инженерное обоснование определяющих параметров дутьевого режима ошлакования футеровки кислородного конвертера, а также зависимости оптимальной величины объемной скорости несущего газа от определяющих параметров [3, 4, 5, 6] позволило оценить максимально возможную высоту гарнисажного пояса при использовании обычных продувочных фурм. Анализ данных исследовательских работ показывает достаточно объективную картину, происходящую при торкретировании, однако энергетической эффективности этого процесса внимания практически не уделялось.

**Постановка задачи.** Целями работы являются: 1) вскрытие энергетических взаимосвязей между потерями энергии и конструктивно-технологическими параметрами в рассматриваемой физико-технологической системе (ФТС) торкретирования с раздувкой шлака, представленной в [2]; 2) описание энергетического единства гидродинамических процессов торкретирования в этой системе для анализа её энергетической эффективности.

**Результаты работы.** Исходными данными для расчетов являются: давление  $P_p$  (Па) и массовый расход азота  $\dot{G}_p$  (кг/с), подаваемого на вход устройства; давление  $P_n$  (Па) и массовый расход азота  $\dot{G}_n$  (кг/с) в тракте подачи магнетитового порошка; массовый расход магнетитового порошка в тракте его подачи  $\dot{G}_{изв}$  (кг/с); в конвертер подается 4 струи газозвеси; масса шлака в конвертере  $G_{шл} = 30000$  кг; диаметр конвертера до торкретирования,  $D_1 = 5$  м; масса шлака оставшегося на днище конвертера после раздувки  $m_{ост} = 6000$  кг или 20% от начальной массы шлака  $G_{шл}$ ; высота конвертера  $H_1 = 9$  м; ускорение свободного падения  $g = 9,81$  м/с<sup>2</sup>; масса шлака, нанесенного на стенки конвертера  $G_{адг. шл} = 24000$  кг; высота шлака в ванне до продувки  $H_{шл.сп.} = 0,3$  м; средний диаметр капель шлака  $D_{кап} = 0,001 \div 0,001$  м; угол наклона продувочного сопла Лавалья, относительно оси фурмы,  $\alpha_c = 15^\circ$ ; угол раствора продувочного сопла Лавалья  $\alpha = 5^\circ$ ; длина закритического участка сопла Лавалья  $\Delta = 0,16$  м.

Определим энергетические затраты при торкретировании футеровки кислородного конвертера при установившемся режиме.

В аналитическом виде уравнение, характеризующее баланс мощности газоизвестковой струи, имеет вид:

$$N_p + N_n = P_\phi + P_1 + P_2 + P_3 + P_4 + P_5, \quad (1)$$

где  $N_p$  и  $N_n$  – мощности рабочего и инжектируемого потоков на входе в продувочное устройство, Вт;  $P_\phi$  – мощность, затраченная на смешение потоков в фурме, и транспортировку смешанного потока газозвеси по ней;  $P_1$  – мощность, затрачиваемая на смешение струи с газами, находящимися над шлаковой ванной в конвертере и на перемещение капель жидкости, вовлеченных в струю, до поверхности шлака в ванне;  $P_2$  – мощность, затрачиваемая на погружение струи до дна конвертера;  $P_3$  – мощность, затрачиваемая на дробление шлака, т.е. образование новой поверхности (поверхности капель);  $P_4$  – мощность, затрачиваемая на сообщение энергии отраженной струе, для организации адгезионных процессов в системе «магнезито-шлаковые капли – стенки футеровки конвертера»;  $P_5$  – мощность, затрачиваемая на удаление отходящих газов из конвертера.

Определим доли потерь и доли полезных затрат мощности, вводимой в систему. Коэффициент потерь мощности на фурме  $\eta_\phi$  определяем по зависимости:

$$\eta_\phi = 1 - \frac{P_c}{P_p \cdot Q_p + P_n \cdot Q_n}, \quad (2)$$

где  $Q_n$  и  $Q_p$  – объемные расходы рабочего и инжектируемого потоков (азота) на входе продувочного устройства м<sup>3</sup>/с.;  $P_c$  – мощность газомagneзитовой струи на выходе из продувочных сопел Лаваля.

Значение  $P_c$  определяем по зависимости:

$$P_c = L_1 \cdot \left( \dot{G}_p + \dot{G}_n \right), \quad (3)$$

где  $L_1$  – удельная кинетическая энергия струи газа на выходе из сопла, Дж/кг;

$$L_1 = \frac{k}{k-1} RT_1 \left[ 1 - \left( \frac{P_{\text{вых}}}{P_f} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right], \quad (4)$$

где  $k$  – показатель адиабаты;  $R$  – удельная газовая постоянная, Дж/(кг·К);  $P_{\text{вых}}$  – давление газа на выходе из сопла, Па;  $P_f$  – полное давление в продувочной фурме, Па.

Величина  $P_1$  определяет потери мощности струи на участке от продувочных сопел Лаваля до поверхности ванны:

$$P_1 = P_c \cdot \left( 1 - 0,662 \cdot \frac{W_x}{W_{\text{ист}}} \right), \quad (5)$$

где  $W_x$  – скорость газомagneзитовой струи в месте контакта со шлаковой ванной, м/с,

$$W_x = \frac{W_{\text{ист}} \cdot \beta}{H / d_0}, \quad (6)$$

где  $\beta$  – коэффициент динамики струи, изменяющийся в пределах 5,3 – 6,0 [7];  $H$  – расстояние от сопла до зеркала ванны, м; 0,662 – коэффициент [7];  $W_{\text{ист}}$  – скорость истечения газозвеси из продувочных сопел, м/с;  $d_0$  – диаметр сопла, м.

Заметим, что данная формула адекватна для расстояния фурмы от зеркала шлаковой ванны более 0,46м.

Величина  $P_2$  определяет потерю мощности на преодоление статического давления шлака при погружении струи:

$$P_2 = \dot{G}_{шл} \cdot g \cdot H_{шл.сн}, \quad (7)$$

где  $\dot{G}_{шл}$  – массовый расход шлака, вовлеченного в процесс продувки газомagneзитовой струей, кг/с,

$$\dot{G}_{шл} = \frac{\pi \cdot d_{экр}^2}{4 \cdot t} \cdot \rho_{шл} \cdot H_{шл.сн}, \quad (8)$$

где  $d_{экр}$  – эквивалентный диаметр «кратера», образованного в результате контакта струй с зеркалом шлаковой ванны, м;  $t$  – время вытеснения массы шлака ( $t=1$ с).

Величина  $P_3$  отражает потерю мощности при дроблении шлака (образовании новой поверхности) и работе когезии:

$$P_3 = \dot{A} \cdot \sigma, \quad (9)$$

где  $\dot{A}$  – скорость образования межфазной поверхности в единицу времени, м<sup>2</sup>/с.

Учитывая, что раздувка длится  $\tau$  минут, находим значение межфазной поверхности, которая образуется за  $\tau = 5$  минут - среднее значение времени раздувки на конвертерах емкостью 250 т:

$$\dot{A} = \frac{S}{5 \cdot 60} \cdot k_n, \quad (10)$$

где  $k_n$  – эмпирический коэффициент, изменяющийся в диапазоне 0.88-1;  $S$  – значение межфазной поверхности, развиваемой при дроблении капель:

$$S = \pi D_{кан}^2 \cdot n, \quad (11)$$

где  $n$  – число капель, образующихся при когезии;  $D_{кан}$  – средний диаметр капли шлака, м.

Рассчитаем мощность, которой должна располагать отраженная шлакомагнезитовая струя для процессов нанесения гарнисажа и для осуществления адгезии,  $P_4$ :

$$P_4 = \dot{G}_э \cdot g \cdot H_n + \sigma \cdot \frac{\pi \cdot D_{кан}^2}{2} \cdot n. \quad (12)$$

Определяем потери мощности при удалении отходящих газов из конвертера  $P_5$  по зависимости:

$$P_5 = P_0 \cdot Q_5, \quad (13)$$

где  $Q_5$  – расход газа на выходе из горловины конвертера, м<sup>3</sup>/с.

Коэффициент потерь мощности  $\eta_{n1}$  характеризует потерю мощности на участке «продувочные сопла Лавалля – шлаковая ванна конвертера»:

$$\eta_{n1} = \frac{P_c \cdot \left(1 - 0,662 \cdot \frac{W_x}{W_{уст}}\right)}{P_p Q_p + P_n Q_n}. \quad (14)$$

Коэффициент потерь мощности  $\eta_{n2}$  характеризует потери мощности на преодоление статического давления шлака при погружении струи:

$$\eta_{n2} = \frac{\dot{G}_{шл} \cdot g \cdot H_{шл.сп.}}{P_p Q_p + P_n Q_n}, \quad (15)$$

где  $\dot{G}_{шл}$  – массовый расход шлака, вовлеченного в процессе продувки газомagneзитовой струей, кг/с;

$$\dot{G}_{шл_{шл}} = \frac{\pi \cdot d_{экр}^2}{4 \cdot t} \cdot \rho_{шл} \cdot H_{шл.сп.}, \quad (15a)$$

где  $d_{экр}$  – эквивалентный диаметр «кратера», образованного в результате контакта струй с зеркалом шлаковой ванны, м;  $t$  – время вытеснения массы шлака ( $t = 1$ с);  $\rho_{шл}$  – плотность шлака ванны, кг/м<sup>3</sup>;  $H_{шл.сп.}$  – высота шлака в ванне в спокойном состоянии.

Коэффициент затрат мощности  $\eta_{n3}$  характеризует затраты мощности на образование новой поверхности, т.е. на когезию:

$$\eta_{n3} = \frac{\dot{A} \cdot \sigma}{P_p Q_p + P_n Q_n}, \quad (16)$$

где  $\dot{A}$  – скорость образования межфазной поверхности в единицу времени, м<sup>2</sup>/с;  $\sigma$  – коэффициент поверхностного натяжения шлака ( $\sigma = 0.6 \div 0.65$  Н/м).

Коэффициент затрат мощности  $\eta_{n4}$  характеризует затраты мощности на перемещение капель шлакомагнезитовой струи при нанесении гарнисажа и осуществления адгезии:

$$\eta_{n4} = \frac{\dot{G}_g \cdot g \cdot H_n + \sigma \cdot \frac{\pi \cdot D_{кан}^2}{2} \cdot n}{P_p Q_p + P_n Q_n}. \quad (17)$$

Формула для расчета массового расхода шлакомагнезитовой эмульсии, захватываемой струей и увлекаемой на стенки конвертера за 1с,

$$\dot{G}_g = \dot{G}_{шл} \cdot \delta_1 \cdot \delta_2, \quad (18)$$

где  $\dot{G}_g$  – массовый расход шлакомагнезитовой эмульсии, увлекаемый газовой струей на стенки конвертера, кг/с;  $\delta_1, \delta_2$  – поправочные коэффициенты.

Коэффициент потерь мощности  $\eta_{n5}$  отражает потери мощности на удаление газозвеси из конвертера:

$$\eta_{n5} = \frac{P_n \cdot Q_5}{P_p Q_p + P_n Q_n}, \quad (19)$$

где  $P_n$  – перепад давления по оси горловины конвертера создаваемый вследствие эвакуации газа и непрореагировавших частичек магнетита дымососом, Па;  $Q_5$  – объемный расход газозвеси, удаляемой дымососом, м<sup>3</sup>/с.

Энергетический коэффициент полезного действия (КПД) гидродинамического процесса торкретирования футеровки кислородного конвертера вычисляем как отношение суммы полезных составляющих мощности процесса  $P_3$  и  $P_4$  к затраченной мощности на входе продувочного устройства  $P_p Q_p + P_n Q_n$ :

$$\eta = \frac{\dot{A} \cdot \sigma_3 + \dot{G}_g \cdot g \cdot H_n + \sigma \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{кан}}^2 \cdot n}{2}}{P_p Q_p + P_n Q_n} \quad (20)$$

Полученные зависимости позволяют оценить влияние конструктивно-технологических параметров рассматриваемой системы на ее энергетическую эффективность.

Получена величина статического давления на выходе из сопел Лавалья продувочной фурмы  $P_{\text{выт}}$  при угле раствора сопла  $5^\circ$  и длине закритического участка 0,16 м. Она превышает давление газов в конвертере на  $1,5^5$  Па.

Учитывая целесообразность полного преобразования потенциальной энергии газовзвеси в кинетическую при сверхзвуковом режиме истечения, произведем корректировку геометрических размеров продувочных сопел. Рассчитаем значения энергетического КПД при диапазоне изменения длины закритического участка сопла от 0,16 до 0,22 м при изменении угла раствора сопел Лавалья в диапазоне от  $5^\circ$  до  $9^\circ$ , а также при наклоне сопел Лавалья относительно продувочной фурмы  $\alpha_c$  в диапазоне от  $15^\circ$  до  $35^\circ$ . Данный диапазон оптимален с позиции энергосбережения, так как при таких конструктивных параметрах снижается степень нерасчетности газомagneзитовой струи, что обуславливает более ровный ход раздувки и снижение необратимых потерь (гидромеханической энтропии [8]). Результаты расчета сведены в табл. 1.

Таблица 1 – Результаты расчетов значений коэффициентов затрат мощности при различных конструктивных параметрах фурмы

Значения коэф- фициентов за- трат мощности $\eta_i$	Значения конструктивно – технологических параметров				
	Угол наклона сопла относительно оси продувочной фурмы, $\alpha_c^0$				
	15	20	25	30	35
1	2	3	4	5	6
$\eta_\phi$	0,46	0,46	0,46	0,46	0,46
$\eta_{п1}$	0,235	0,235	0,235	0,235	0,235
$\eta_{п2}$	$1.19 \cdot 10^{-4}$	$1.24 \cdot 10^{-4}$	$1.31 \cdot 10^{-4}$	$1.41 \cdot 10^{-4}$	$1.5 \cdot 10^{-4}$
$\eta_{п3}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$
$\eta_{п4}$	0,319	0,32	0,321	0,3215	0,323
$\eta_{п5}$	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016
КПД процесса $\eta$ , %	32	32,1	32,2	32,3	32,4
Значения коэф- фициентов за- трат мощности $\eta_i$	Угол раствора продувочных сопел Лавалья, $\alpha_c^0$				
	2,5	3	3,5	4	4,5
$\eta_\phi$	0,46	0,46	0,46	0,46	0,46
$\eta_{п1}$	0,235	0,235	0,235	0,235	0,235
$\eta_{п2}$	$1.19 \cdot 10^{-4}$	$1.41 \cdot 10^{-4}$	$1.61 \cdot 10^{-4}$	$1.81 \cdot 10^{-4}$	$2.008 \cdot 10^{-4}$
$\eta_{п3}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$
$\eta_{п4}$	0,31	0,32	0,33	0,33	0,34
$\eta_{п5}$	0,016	0,016	0,016	0,016	0,02
КПД процесса, $\eta$ , %	32	32,5	33	33,5	34

Продолжение таблицы 1

1	2	3	4	5	6
Значения коэффициентов затрат мощности $\eta_i$	Значение длины закритического участка продувочных сопел Лавалья, мм				
	160	180	200	210	220
$\eta_{\phi}$	0,46	0,46	0,46	0,46	0,46
$\eta_{п1}$	0,235	0,235	0,235	0,235	0,235
$\eta_{п2}$	$1.19 \cdot 10^{-4}$	$1.224 \cdot 10^{-4}$	$1.25 \cdot 10^{-4}$	$1.26 \cdot 10^{-4}$	$1.28 \cdot 10^{-4}$
$\eta_{п3}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$	$2.03 \cdot 10^{-4}$
$\eta_{п4}$	0,315	0,319	0,321	0,321	0,326
$\eta_{п5}$	0,016	0,016	0,016	0,02	0,016
КПД процесса, $\eta$ , %	32	32,15	32,4	32,8	33

Анализ результатов расчетов показывает, что наиболее значимое влияние на энергетическую эффективность данного процесса оказывает геометрия продувочных сопел Лавалья. Увеличение длины закритической части сопла Лавалья приводит к увеличению скорости истечения газозвеси. Однако для данной технологии это не является решающим фактором, так как важной частью процесса, кроме скорости, является площадь поверхности контакта «газоизвестковая струя – шлаковая ванна».

#### Выводы.

1. Выявлены и представлены в аналитической форме энергетические взаимосвязи между энергетическими потерями и конструктивно-технологическими параметрами рассматриваемой физико-технологической системы.

2. Представлено энергетическое единство гидродинамических процессов восстановления футеровки кислородного конвертера и выполнен анализ их энергетической эффективности.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Модель процесса диссоциации карбонатных огнеупорных материалов в торкрет-факеле / Чернятевич А.Г., Сигарев Е.Н., Костелов О.Л., Чубина Е.А. // *Металл и литье Украины*. – 2005. – № 9-10. – С.33-36.
2. Гидрогазодинамические особенности раздувки шлаковой ванны при нанесении гарнисажа на футеровку кислородных конвертеров / Галиуллин Т.Р., Протопопов Е.В., Соколов В.В., Чернятевич А.Г. // *Известия ВУЗов. Черная металлургия*. – 2008. – № 4. – С.16-22.
3. Инженерные решения и обоснование определяющих параметров дутьевого режима при ошлаковании футеровки кислородных конвертеров / Галиуллин Т.Р., Протопопов Е.В., Соколов В.В., Чернятевич А.Г. // *Известия ВУЗов. Черная металлургия*. – 2008. – № 2. – С.23-26.
4. Соколов В.В. Аналитические исследования процессов нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертеров. Теория подобия. / В.В.Соколов, Е.В.Протопопов, К.М.Шакиров // *Известия ВУЗов. Черная металлургия*. – 2004. – № 6. – С.12-15.
5. Соколов В.В. Теоретическое обоснование технологии нанесения шлакового гарнисажа на поверхность футеровки кислородного конвертера. Физическая модель / В.В.Соколов, Е.В.Протопопов, К.М.Шакиров // *Известия ВУЗов. Черная металлургия*. – 2004. – № 6. – С.15-18.

6. Соколов В.В. Анализ оптимальных параметров дутьевого режима операции нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера / В.В.Соколов, Е.В.Протопопов, К.М.Шакиров // Известия ВУЗов. Черная металлургия. – 2004. – № 6. – С.18-21.
7. Явойский В.И. Теория продувки сталеплавильной ванны / Явойский В.И., Дорофеев Г.А., Повх И.Л. – М.: Металлургия, 1974. – 494 с.
8. Абрамович Г.Н. Прикладная газовая динамика / Абрамович Г.Н. – М.: Наука, 1969. – 824 с.
9. Долгополов И.С. Системный подход в анализе гидродинамических процессов энегоресурсосберегающей технологии торкретирования футеровки кислородного конвертера / И.С.Долгополов, В.Т.Тучин, А.Г.Чернятевич // Екологічна безпека: проблеми і шляхи вирішення: III міжнародна науково-практична конференція: зб. наук. статей в 2 т. – Х.: Рейдер. – 2007. – Т.2/Україна ДІЕП. – С.294-302.

УДК 621.717:669.046

ЯЛОВА К.М., асистент

ПАВЛЕНКО А.М., д.т.н., професор

Дніпродзержинський державний технічний університет

## ТЕПЛОФІЗИЧНІ ОСОБЛИВОСТІ ТЕПЛООБМІНУ В ДУГОВИХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНИХ ПЕЧАХ НА ЕТАПІ ПРОПЛАВЛЕННЯ КОЛОДЯЗІВ

**Вступ.** За останні 10 років світове сталеплавильне виробництво нарощує обсяги та виробничі потужності, необхідні для виплавки сталі. За цей період різко зросла продуктивність основних металургійних агрегатів, а продуктивність дугових сталеплавильних печей більше, ніж подвоїлась. Доля виробництва електросталі в світі у 2008 році досягла значення 33,4% від загального обсягу. Надання переваги цьому виду плавлення обумовлено меншими показниками витрат питомого палива на тону готової сталі, капіталовкладень, викидів в навколишнє середовище. Крім того, при виробництві сталі в дугових печах сировиною може виступати будь-який металевий брухт.

**Постановка задачі.** Реконструкція функціонуючих дугових печей, проектування нових, введення в експлуатацію нових енергозберігаючих способів плавлення неможливі без детального аналізу теплової роботи печі. В наш час це можна зробити ефективним і економічним методом математичного моделювання процесів, що протікають в робочому просторі дугових печей. Для створення математичної моделі необхідно докладно проаналізувати фізичні процеси тепломасообміну та механізми передачі теплоти для кожного окремого етапу теплової роботи печі.

Теплова робота дугових сталеплавильних печей умовно поділяється на чотири стадії або етапи: запалення дуг, проплавлення колодязів, закритого горіння дуг і доплавлення металошихти відкритими дугами. Основною метою етапу запалення дуг є встановлення стійкого горіння дуги між поверхнею електродів і завалочними матеріалами. Тривалість цього етапу в основному залежить не від теплових процесів, що мають місце в робочому просторі, а від особливостей роботи пічного трансформатора і електричного обладнання в цілому. Тому етап запалення дуг можна вважати підготовчим технологічним етапом [1].

Після встановлення стійкого горіння дуг розпочинається етап проплавлення колодязів. Проаналізуємо теплові процеси, що мають місце в період цього етапу.

Джерелом теплоти в об'ємі шихти на цьому етапі є енергія електричної дуги, енергія згоряння палива в пальниках (при їхньому використанні), теплота утворюваного „болота”, теплота стікаючого розплаву та теплота футерівки печі, акумульованої від попереднього етапу. Рухливими границями в період, який розглядається, є верхня границя „болота”  $Z_6(\tau)$ , що переміщується із-за стікання до нього рідкого металу, границі

областей колодязів  $Z_{ik}(\tau)$ , а також границя бокової поверхні шихти в зоні дії газокисневих пальників (за умови їх роботи).

Теплота в шихті, „болоті” та футерівці печі передається теплопровідністю і описується відповідними рівняннями:

$$c_{ш}\rho_{ш} \frac{\partial T_{ш}}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\lambda_{ш} r \frac{\partial T_{ш}}{\partial r}) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \varphi} (\lambda_{ш} \frac{\partial T_{ш}}{\partial \varphi}) + \frac{\partial}{\partial z} (\lambda_{ш} \frac{\partial T_{ш}}{\partial z}) + Q_{гор}, \quad Z_{б} < z \leq Z_{ш}, \quad (1)$$

$$c_{б}\rho_{б} \frac{\partial T_{б}}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\lambda_{б} r \frac{\partial T_{б}}{\partial r}) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \varphi} (\lambda_{б} \frac{\partial T_{б}}{\partial \varphi}) + \frac{\partial}{\partial z} (\lambda_{б} \frac{\partial T_{б}}{\partial z}), \quad Z_{ф} < z \leq Z_{б}, \quad (2)$$

$$c_{ф}\rho_{ф} \frac{\partial T_{ф}}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\lambda_{ф} r \frac{\partial T_{ф}}{\partial r}) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \varphi} (\lambda_{ф} \frac{\partial T_{ф}}{\partial \varphi}) + \frac{\partial}{\partial z} (\lambda_{ф} \frac{\partial T_{ф}}{\partial z}), \quad 0 \leq z \leq Z_{ф},$$

$$R_{ш} < r \leq R_n, \quad (3)$$

за умови  $\tau_1 \leq \tau \leq \tau_2$ , де далі  $T_{ш} = f(r, \varphi, z, \tau)$  – температура ( $^{\circ}C$ ) шихти;  $c_{ш} = f(T_{ш})$ ,

$\lambda_{ш} = f(T_{ш})$ ,  $\rho_{ш} = f(T_{ш})$  – масова теплоємність ( $\frac{Дж}{кг^{\circ}C}$ ), коефіцієнт теплопровідності

( $\frac{Вт}{м^{\circ}C}$ ), густина ( $\frac{кг}{м^3}$ ) шихти відповідно;  $r, \varphi, z$  – координати в циліндричній системі

координат,  $0 \leq r \leq R_n$ ,  $0 \leq \varphi \leq 2\pi$ ,  $0 \leq z \leq Z_{ш}$ ,  $R_n$  – радіус печі,  $Z_{ш}$ ,  $Z_{б}$ ,  $Z_{ф}$  – відпо-

відно висота завалки, висота первинного „болота” та висота футерівки поду;

$T_{ф} = f(r, \varphi, z, \tau)$  – температура футерівки ( $^{\circ}C$ );  $c_{ф} = f(T_{ф})$ ,  $\lambda_{ф} = f(T_{ф})$ ,  $\rho_{ф} = f(T_{ф})$  –

відповідно масова теплоємність, коефіцієнт теплопровідності та щільність футерівки.  $T_{б} = f(r, \varphi, z, \tau)$  – температура „болота” ( $^{\circ}C$ );  $c_{б} = f(T_{б})$ ,  $\lambda_{б} = f(T_{б})$ ,  $\rho_{б} = f(T_{б})$  – від-

повідно масова теплоємність, коефіцієнт теплопровідності і щільність „болота”.  
Для врахування фазового переходу від твердого до рідкого стану завалочних матеріалів, зміни їх властивостей і виділення теплоти фазового переходу в інтервалі температур солідус ( $T_S$ ) – ліквідус ( $T_L$ ) використовуються припущення [2]:

$$c_{б} = \begin{cases} c_{ш}(T), T < T_S; \\ c_{ш}(T) - \frac{Q}{T_L - T_S}, T_S \leq T \leq T_L; \\ c_{б}(T), T \geq T_L. \end{cases} \quad (4)$$

$$\rho_{б} = \begin{cases} \rho_{ш}(T), T < T_S; \\ \frac{\rho_{ш} + \rho_{б}}{2}, T_S \leq T \leq T_L; \\ \rho_{б}(T), T \geq T_L. \end{cases} \quad (5)$$

$$\lambda_{б} = \begin{cases} \lambda_{ш}(T), T < T_S; \\ \frac{\lambda_{ш} + \lambda_{б}}{2}, T_S \leq T \leq T_L, \\ \lambda_{б}(T), T \geq T_L. \end{cases} \quad (6)$$

де  $Q$  – теплота фазового переходу в інтервалі температур солідусу і ліквідусу ( $\frac{Дж}{кг}$ ).



Початковими умовами для рівнянь (1)-(3) на етапі, що розглядається, є поле температур для шихти, „болота” і футерівки стін та поду печі:

$$T_{uu}(\tau = \tau_1) = T_{uu1}, T_{\bar{\sigma}}(\tau = \tau_1) = T_{\bar{\sigma}1}, T_{\phi\bar{\sigma}}(\tau = \tau_1) = T_{\phi\bar{\sigma}1}, T_{\phi\delta}(\tau = \tau_1) = T_{\phi\delta1}, \quad (7)$$

де  $T_{uu1}$ ,  $T_{\bar{\sigma}1}$ ,  $T_{\phi\bar{\sigma}1}$ ,  $T_{\phi\delta1}$  – відповідно температура шихти, „болота”, футерівки бокової поверхні стін, футерівки поду, отримані в результаті розв’язання задачі теплопровідності на момент часу завершення етапу запалення дуг.

На осі симетрії печі задана умова симетрії:

$$\left. \frac{\partial T_{uu}}{\partial r} \right|_{r=0} = 0; \quad \left. \frac{\partial T_{\bar{\sigma}}}{\partial r} \right|_{r=0} = 0; \quad \left. \frac{\partial T_{\phi}}{\partial r} \right|_{r=0} = 0. \quad (8)$$

На границі „болото” – шихта ( $z = Z_{\bar{\sigma}}(\tau)$ ) задана гранична умова IV роду:

$$\begin{cases} \lambda_{uu} \frac{\partial T_{uu}}{\partial z} \Big|_{z=Z_{\bar{\sigma}}} = \lambda_{\bar{\sigma}} \frac{\partial T_{\bar{\sigma}}}{\partial z} \Big|_{z=Z_{\bar{\sigma}}} \\ T_{uu} \Big|_{z=Z_{\bar{\sigma}}} = T_{\bar{\sigma}} \Big|_{z=Z_{\bar{\sigma}}} \end{cases} \quad (9)$$

На поверхні дотикання шихти з футерівкою стін печі задана умова:

$$\begin{cases} \lambda_{uu} \frac{\partial T_{uu}}{\partial r} \Big|_{r=R_n} = \lambda_{\phi} \frac{\partial T_{\phi}}{\partial r} \Big|_{r=R_n} \\ T_{uu} \Big|_{r=R_n} = T_{\phi} \Big|_{r=R_n} \end{cases} \quad (10)$$

а для границі зіткнення „болота” з футерівкою поду та бокових стін задані умови:

$$\begin{cases} \lambda_{\bar{\sigma}} \frac{\partial T_{\bar{\sigma}}}{\partial z} \Big|_{z=Z_{\phi}} = \lambda_{\phi} \frac{\partial T_{\phi}}{\partial z} \Big|_{z=Z_{\phi}}; \\ T_{\bar{\sigma}} \Big|_{z=Z_{\phi}} = T_{\phi} \Big|_{z=Z_{\phi}} \end{cases}; \quad \begin{cases} \lambda_{\bar{\sigma}} \frac{\partial T_{\bar{\sigma}}}{\partial z} \Big|_{r=R_{uu}} = \lambda_{\phi} \frac{\partial T_{\phi}}{\partial z} \Big|_{r=R_{uu}} \\ T_{\bar{\sigma}} \Big|_{r=R_{uu}} = T_{\phi} \Big|_{r=R_{uu}} \end{cases} \quad (11)$$

Теплота внутрішньої поверхні футерівки передається теплопровідністю до зовнішньої поверхні (3), яка в свою чергу вступає в конвективно-радіаційний теплообмін з навколишнім середовищем. На границі теплообміну між зовнішньою поверхнею футерівки бокових стін, поду та навколишнім середовищем задаються відповідні умови:

$$\begin{aligned} -\lambda_{\phi} \frac{\partial T_{\phi}}{\partial r} \Big|_{r=R_n} &= \alpha_{\Sigma} (T_{\phi}(r=R_n) - T_c); \\ -\lambda_{\phi} \frac{\partial T_{\phi}}{\partial z} \Big|_{z=0} &= \alpha_{\Sigma} (T_{\phi}(z=0) - T_c), \end{aligned} \quad (12)$$

де  $\alpha_{\Sigma}$  – сумарний коефіцієнт тепловіддачі від поверхні футерівки стін і поду до навколишнього середовища.

Колодязі, що утворюються на протязі цього періоду, екранують електричні дуги, завдяки чому променеву енергію дуги отримує тільки поверхня шихти безпосередньо під електродами. В зоні плями дуги (на рухливій границі колодязя) (рис.1) на поверхні шихти задається гранична умова радіаційного теплообміну:

$$-\lambda_{ш} \frac{\partial T_{ш}}{\partial z} \Big|_{z=Z_{ki}(\tau)} = \varepsilon_{np1} \sigma_0 \left( (T_{дуги} + 273)^4 - (T_{ш}(z=Z_{ki}(\tau)) + 273)^4 \right), \quad (13)$$

де  $i=1,2,3$  – номер колодязя;  $Z_{ki}(\tau)$  – висота поверхні  $i$ -того колодязя;  $\varepsilon_{np1}$  – приведена міра чорноти в системі „шихта – дуга”;  $T_{дуги}$  – температура дуги, що є вхідним параметром чисельних обчислень, значення якої задається на основі експериментальних та промислових даних [3].

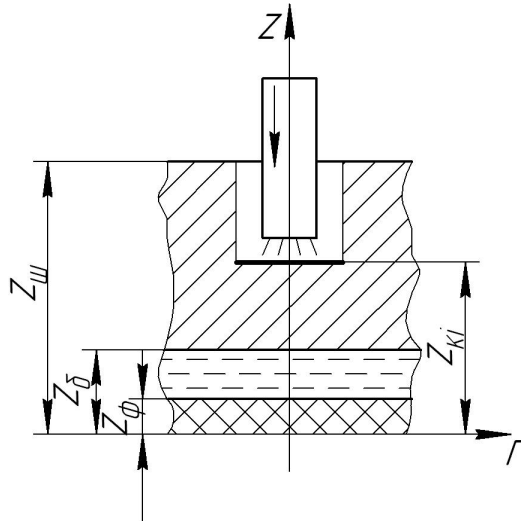


Рисунок 1 – Схема опромінення шихти електричною дугою

В результаті проплавлення колодязів, розплавлений метал стікає вниз під дією сили тяжіння, передаючи при цьому свою ентальпію розташованим нижче шарам шихти. Відбувається конвективний теплообмін між шихтою та стікаючим металом. В області руху електродів задається наступна гранична умова третього роду для конвективного теплообміну між рідким стікаючим металом та шихтою (рис.2):

$$\lambda_{ш} \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{(z=F_{ш})} = \alpha_{Vpp} (T_{рм} - T_{ш}); \quad (14)$$

$$\lambda_{ш} \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{(r=R_{ik})} = \alpha_{Vpp} (T_{рм} - T_{ш}), \quad (15)$$

де  $\alpha_{Vpp}$  – об’ємний коефіцієнт тепловіддачі рідкого металу [4],  $T_{рм}$  – температура рідкого стікаючого металу,  $R_{ik}$  – радіус  $i$ -того колодязя. Бокова поверхня колодязя приймається нерухливою границею, а величина  $R_{ik}$  визначається як подвійний діаметр електродів [5].

Для системи тіл „поверхня електроду – бокова поверхня шихти” (рис.2) задається гранична умова радіаційного теплообміну:

$$-\lambda_{ш} \frac{\partial T_{ш}}{\partial r} \Big|_{r=R_{ki}} = \varepsilon_{np2} \sigma_0 \left( (T_{ел} + 273)^4 - (T_{ш}(r=R_{ki}) + 273)^4 \right), \quad (16)$$

де  $\varepsilon_{np2}$  – приведена міра чорноти системи „бокова поверхня шихти – електрод”.

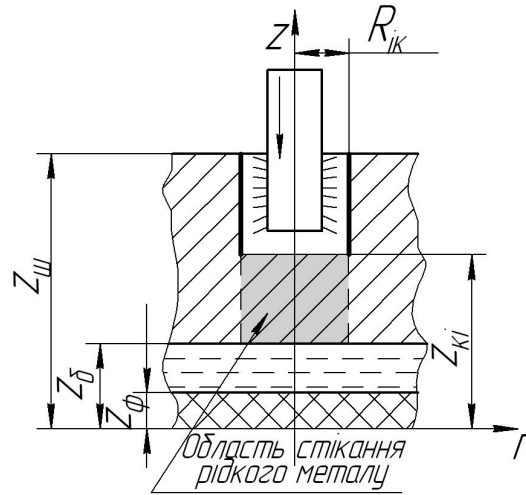


Рисунок 2 – Схема опромінення бокової поверхні колодязів

Верхня поверхня шихти, поверхня склепіння та відкрита поверхня футерівки стін складають на даному етапі замкнену систему сірих тіл, між якими відбувається теплообмін випромінюванням. На верхній поверхні шихти ( $z=Z_{ш}(\tau)$ ) задана умова променевого теплообміну в результаті поглинання променевої енергії, що випромінюється футерівкою склепіння та бокових стін:

$$\lambda_{ш} \frac{\partial T_{ш}}{\partial z} \Big|_{z=Z_{ш}} = \varepsilon_{np3} \sigma_0 \left( (T_{ф} + 273)^4 - (T_{ш} + 273)^4 \right), \quad (17)$$

де  $\sigma_0 = 5,77 \cdot 10^{-8} \frac{Вт}{м^2 K^4}$  – коефіцієнт випромінювання абсолютно чорного тіла,

$\varepsilon_{np3}$  – приведена міра чорноти в системі шихта – футерівка печі, що бере участь у променистому теплообміні.

**Результати роботи.** Для проведення чисельного експерименту моделювання процесу плавлення металошихти робочій простір печі розбивається рівномірною сіткою на основі методу кінцевих різниць, а диференційні рівняння замінюються кінцево-різницевиими відношеннями на основі методу контрольного об'єму. Здійснено розрахунок температурного поля, маси, об'єму та границь твердої шихти і „болота" на кожному часовому кроці кожного розрахункового шару.

Для аналізу отриманих даних розрахунок проводився для мас первинного завантаження  $m_{ш}^0 = 3000$  кг, 4000кг, 5000кг. На рис.3. наведено результати розрахунків етапу проплавлення колодязів. Проведення розрахунків відбувалось з урахуванням даних промислових плавок ДСП4-М Дніпродзержинського сталеливарного заводу.

Загальне відхилення розрахункових даних етапу проплавлення колодязів від даних промислових плавок не перевищує 5%.

Швидкість проплавлення металу на цьому етапі складає в середньому 140 кг за хвилину для завалок вказаної маси. В період проплавлення колодязів проплавляється приблизно 30% загальної маси завалки, при цьому тривалість етапу не перебільшує 16% від загального часу. Швидкість плавлення досягає свого максимального значення приблизно 148 кг за хвилину для маси максимального завантаження  $m_{ш}^0 = 5000$  кг.

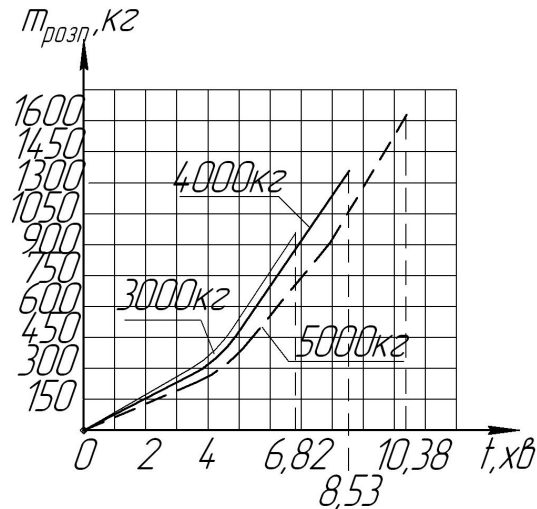


Рисунок 3 – Залежність маси розплаву від часу на етапі проплавлення колодязів

Середня температура твердої шихти в момент завершення етапу проплавлення колодязів становить в середньому  $535^{\circ}\text{C}$  і досягає свого максимального значення  $540\text{-}570^{\circ}\text{C}$  для маси завантаження  $m_{ш}^0 = 5000$  кг.

З точки зору співвідношення маси отриманого розплаву до часу етап проплавлення колодязів є найбільш ефективним етапом теплової роботи печі, тому найбільш ефективною масою завалки для цього етапу необхідно вважати ту завалку, при якій швидкість плавлення і середня температура залишкової шихти буде максимальною. Виходячи з отриманих даних, найбільш доцільною і економічною є завалка максимально можливої маси в прикладі, що розглядався,  $m_{ш}^0 = 5000$  кг.

**Висновки.** Проведено аналіз теплофізичних процесів, що мають місце на етапі проплавлення колодязів. Визначено механізми передачі теплоти в процесі плавлення металошихти в дугових сталеплавильних печах. Зроблено математичний опис вказаних процесів, який може використовуватися для чисельного моделювання етапу проплавлення колодязів. Виконано розрахунки етапу проплавлення колодязів для завалок різної маси.

#### ЛІТЕРАТУРА

1. Никольский Л.Е. Тепловая работа дуговых сталеплавильных печей / Никольский Л.Е., Смоляренко В.Д., Кузнецов Л.Н. – М.: Металлургия, 1981. – 320 с.
2. Игнатов И.И. Расчет оптимальных режимов нагрева жидкого металла в дуговой сталеплавильной печи/ Игнатов И.И., Рапопорт Л.Б. // Математическое моделирование и расчеты ЭТО: сборник научных трудов ВНИИЭТО. – М.: ВНИИЭТО. – 1989. – С.3-10.
3. Тимошпольский В.И. Теплотехнологические основы металлургических процессов и агрегатов высшего технического уровня / Тимошпольский В.И. – Мн.: Наука и техника, 1995. – 256с.

4. Ялова К.М. Дослідження конвективного теплообміну, що має місце під час плавлення металошихти в електродугових печах / К.М.Ялова // Технічна теплофізика і промислова теплоенергетика. – Дніпропетровськ: НМетАУ. – 2009. – №1. – С.207-214.
5. Макаров А.Н. Теплообмен в дуговых сталеплавильных печах: уч. пособие / Макаров А.Н. // Тверь: ТГТУ, 1998. – 183 с.

УДК621.717:669.046

ЯЛОВА К.М., аспірант

Дніпродзержинський державний технічний університет

## ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛООБМІНУ В ДУГОВИХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНИХ ПЕЧАХ НА ЕТАПАХ РІДКОЇ ВАННИ

**Вступ.** Виплавка сталі в дугових сталеплавильних печах є однією з найбільш ефективних енергозберігаючих технологій сталеплавильного виробництва, що забезпечує виробництво сталі високої якості. Ефект енергозбереження головним чином залежить від динаміки протікання теплових процесів на окремих стадіях теплової роботи печі і при плавленні взагалі. Найбільш ефективним способом аналізу теплової роботи печі є математичне моделювання і чисельний розрахунок процесу плавлення металошихти [1].

**Постановка задачі.** Рівень енергозбереження безпосередньо залежить від способу ведення плавки і динаміки тепломасообмінних процесів, що протікають у робочому просторі печі. На основі аналізу предметної області було встановлено, що пошук і розробка ефективних режимів плавки шляхом виробничого експерименту неможливі без суттєвих витрат та капіталовкладень. Альтернативою цьому є створення математичної моделі теплової роботи печей, що дозволить проводити чисельні експерименти поза піччю. Метою цієї роботи є математична постановка задачі плавлення металошихти в дугових печах на етапах рідкої ванни, що враховує особливості протікання теплофізичних процесів і механізми передачі теплоти.

До періодів рідкої ванни теплової роботи печі відносять період закритого горіння дуг і період доплавлення шихти відкритими дугами.

Джерелом теплоти в період закритого плавлення є електрична дуга, теплота пальників (при їх наявності), теплота „болота”, теплота екзотермічних реакцій (особливо при використанні технології продування киснем рідкої ванни [2]), теплота відхідних пічних газів. Рухливими границями на цьому етапі є границя „болота”, границя колодязів, верхня границя шихти.

Електрична дуга повністю поміщується в шлак, в результаті чого вся її енергія передається рідкому шлаку і металічній ванні в об’ємі гарячої плями. Фізично гаряча пляма представляю собою внутрішнє об’ємне джерело теплоти в об’ємі шлаку і рідкої металічної ванни.

Розподілення температури в об’ємі шихти і шлакового прошарку на цьому етапі описується відповідними рівняннями теплопровідності:

$$c_{ш} \rho_{ш} \frac{\partial T_{ш}}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\lambda_{ш} r \frac{\partial T_{ш}}{\partial r}) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \varphi} (\lambda_{ш} \frac{\partial T_{ш}}{\partial \varphi}) + \frac{\partial}{\partial z} (\lambda_{ш} \frac{\partial T_{ш}}{\partial z}) + Q_{екз}(r, \varphi, z, \tau) + Q_{нал}(r, \varphi, z, \tau),$$

$$Z_{шл} < z \leq Z_{ш}, \quad \tau_2 < \tau \leq \tau_3, \quad (1)$$

де  $Q_{екз}(r, \varphi, z, \tau)$  – теплота, що виділяється при протіканні екзотермічних реакцій ( $\frac{Вт}{м^3}$ );  $Q_{нал}(r, \varphi, z, \tau)$  – теплота, що виділяється при роботі стінових паливно-кисневих пальників [3];  $\tau_3$  – тривалість періоду закритого плавлення;

$$c_{шл}\rho_{шл}\frac{\partial T_{шл}}{\partial \tau} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}(\lambda_{шл}r\frac{\partial T_{шл}}{\partial r}) + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial \varphi}(\lambda_{шл}\frac{\partial T_{шл}}{\partial \varphi}) + \frac{\partial}{\partial z}(\lambda_{шл}\frac{\partial T_{шл}}{\partial z}),$$

$$Z_{\delta} < z \leq Z_{шл}, \tau_2 < \tau \leq \tau_3, \quad (2)$$

де  $T_{шл} = f(r, \varphi, z, \tau)$ ,  $\lambda_{шл} = f(T_{шл})$ ,  $\rho_{шл} = f(T_{шл})$  – відповідно температура ( $^{\circ}C$ ), коефіцієнт теплопровідності ( $\frac{Вт}{м^{\circ}C}$ ) та густина шлаку ( $\frac{кг}{м^3}$ ).

За умови роботи подових пальників, що використовуються для додаткового прогріву рідкого металу в зонах його можливого остигання, розподілення температури в „болоті” описується наступним чином:

$$c_{\delta}\rho_{\delta}\frac{\partial T_{\delta}}{\partial \tau} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}(\lambda_{\delta}r\frac{\partial T_{\delta}}{\partial r}) + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial \varphi}(\lambda_{\delta}\frac{\partial T_{\delta}}{\partial \varphi}) + \frac{\partial}{\partial z}(\lambda_{\delta}\frac{\partial T_{\delta}}{\partial z}) + Q_{нал}(r, \varphi, z, \tau),$$

$$0 < z \leq Z_{\delta}, \tau_2 < \tau \leq \tau_3, \quad (3)$$

де  $Q_{нал}(r, \varphi, z, \tau)$  – теплота, що виділяється при роботі подових газокисневих пальників [3], в інших випадках розподілення температури в „болоті” і в футерівці печі описується рівняннями теплопровідності, ідентичними до рівнянь періоду проплавлення колодязів.

Початковою умовою для рівнянь теплопровідності в періоді, що розглядається, є поле температур для шихти  $T_{ш}(\tau = \tau_1 + \tau_2) = T_{ш2}$ , „болота”  $T_{\delta}(\tau = \tau_1 + \tau_2) = T_{\delta2}$ , футерівки стін  $T_{\phi\delta}(\tau = \tau_1 + \tau_2) = T_{\phi\delta2}$  та футерівки поду  $T_{\phi\delta}(\tau = \tau_1 + \tau_2) = T_{\phi\delta2}$ , де  $T_{ш2}$ ,  $T_{\delta2}$ ,  $T_{\phi\delta2}$ ,  $T_{\phi\delta2}$  – відповідно температура шихти, „болота”, футерівки бокової поверхні стін, футерівки поду, отримані в результаті розв’язання задачі теплопровідності на момент часу завершення періоду проплавлення колодязів. Температура шлакового прошарку приймається рівною температурі „болота” в кінці періоду проплавлення колодязів  $T_{шл}(\tau = \tau_1 + \tau_2) = T_{\delta2}$ .

На осі симетрії печі задані умови симетрії аналогічні умовам періоду проплавлення колодязів, а для шлакового прошарку задається умова симетрії:

$$\left. \frac{\partial T_{шл}}{\partial r} \right|_{r=0} = 0. \quad (4)$$

На боковій поверхні шихти в областях її зіткнення з футерівкою стін та в області зіткнення „болота” з подом і боковою стіною печі реалізується умова контактного теплообміну.

Для врахування конвективно-радіаційного теплообміну між зовнішньою поверхнею футерівки бокових стін і поду з навколишнім середовищем задаються граничні умови конвективного теплообміну.

На границі „болото” – шлак, шлак – шихта реалізується умова безпосереднього теплового контакту з рухливою границею розділу фаз:

$$\begin{cases} \lambda_{шл} \frac{\partial T_{шл}}{\partial z} \Big|_{z=Z_б} = \lambda_б \frac{\partial T_б}{\partial z} \Big|_{z=Z_б}; \\ T_{шл} \Big|_{z=Z_б} = T_б \Big|_{z=Z_б}. \end{cases} \quad (5)$$

В зоні горіння дуги на шихту та при теплообміні між поверхнею електродів і боковою поверхнею шихти в колодязях задаються відповідні граничні умови радіаційного теплообміну.

Теплота внутрішніх джерел в твердій фазі шихти визначається хімічними реакціями і залежно від стадії розплавлення може мати різний знак, однак, в середньому за період розплавлення переважають екзотермічні реакції. Основне внутрішнє джерело створення газу локалізоване в плавильній зоні. Прогрів розплаву за рахунок теплоти екзотермічних реакцій враховується введенням в рівняння (1) теплового джерела  $Q_{екз}$ , яке локалізоване в зоні подання кисню і розраховується як сумарний тепловий ефект від окислення вапняної маси речовини.

Температура пічних газів приймається рівною температурі поверхневих шарів „болота” [4]. Для врахування додаткового прогріву шихти пічними газами задається гранична умова для конвективного теплообміну:

$$\lambda_{ш} \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=Z_{ш}} = \alpha_V (T_z - T_{ш}), \quad (6)$$

де  $\alpha_V$  – об’ємний коефіцієнт тепловіддачі від пічних газів [5].

Верхня поверхня шихти отримує енергію в результаті поглинання променевої енергії, що випромінюється футерівкою склепіння та відкритою поверхнею стін печі. Атмосфера печі на цьому етапі є непрозорою середою, що обумовлено значною кількістю пічних газів в робочому просторі печі [6].

До моменту завершення періоду закритого плавлення шихта в просторі між колодязями розплавляється, і утворюється один загальний колодязь. Рівень „болота” по мірі розплавлення шихти в робочому просторі печі підвищується, по мірі цього підвищення електроди пересуваються до верху. Період закритого горіння закінчується тоді, коли електрична дуга підіймається вище рівня нерозплавленої шихти і не екранується нею. Час завершення періоду  $\tau = \tau_3$ .

Розглянемо період доплавлення шихти відкритими дугами. Джерелом теплоти в цьому періоді є енергія електричної дуги, теплота „болота”, теплота футерівки склепіння печі і відкритої поверхні її стін.

Період закритого горіння дуг вважається закінченим, коли електрична дуга внаслідок підняття рівня „болота” піднімається настільки, що не екранується масою шихти, що залишилась. Час завершення періоду  $\tau = \tau_3$ .

Джерелом теплоти в період доплавлення відкритими дугами є енергія електричної дуги, теплота „болота”, теплота футерівки склепіння печі і відкритої поверхні її стін. Початковою умовою для цих рівнянь в періоді, що розглядається, є поле температур: для шихти  $T_{ш}(\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3) = T_{ш3}$ , „болота”  $T_б(\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3) = T_{б3}$ , футерівки стін  $T_{фб}(\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3) = T_{фб3}$ , футерівки поду  $T_{фд}(\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3) = T_{фд3}$  та шлакового прошарку  $T_{шл}(\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3) = T_{шл3}$ , де  $T_{ш3}$ ,  $T_{б3}$ ,  $T_{фб3}$ ,  $T_{фд3}$ ,  $T_{шл3}$  – відповідно температура шихти, „болота”, футерівки бокової поверхні стін, футерівки поду та шлакового прошарку, отримані в результаті розв’язання задачі теплопровідності на мо-

мент часу завершення періоду закритого плавлення шихти. Теплофізичні процеси, що мають місце на етапі доплавлення шихти відкритими дугами, є аналогічними процесам етапу закритого горіння, тому можуть бути описані і враховані таким же чином.

Період відкритого горіння дуг завершується тоді, коли розплавляється вся маса твердої шихти.

**Результати роботи.** Для проведення чисельного експерименту моделювання процесу плавлення металошихти робочий простір печі розбивається рівномірною сіткою на основі методу кінцевих різниць, а диференційні рівняння замінюються кінцево-різницеvими відношеннями на основі методу контрольного об'єму. Здійснено розрахунок температурного поля, маси, об'єму та границь твердої шихти і „болота" на кожному часовому кроці кожного розрахункового шару для етапів закритого і відкритого горіння дуг.

Етапи закритого і відкритого горіння складають до 80% загальної тривалості плавки. Розрахунки цих етапів проводилися сумісно, бо межа між етапом закритого і відкритого горіння є умовною [6]. Результати моделювання цих етапів наведено на рис.1.

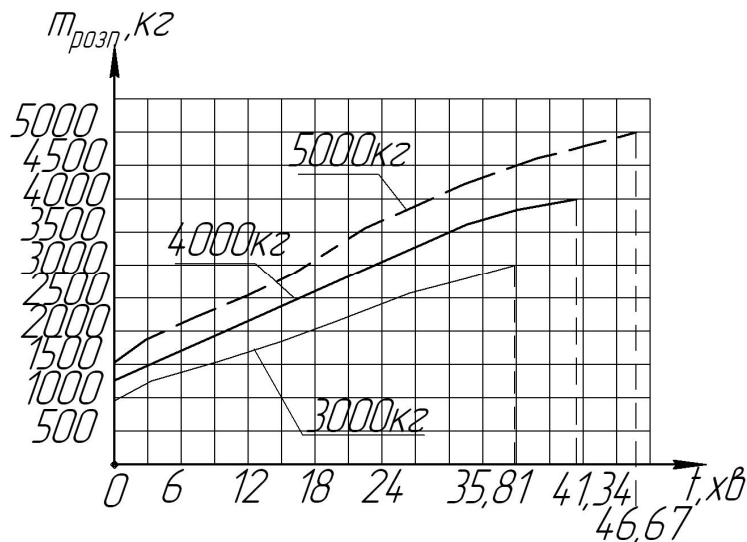


Рисунок 1 – Залежність маси розплаву від часу на етапі закритого і відкритого горіння дуг

Швидкість плавлення на цих етапах в середньому складає 95 кг на хвилину для завалок різної маси. Зниження швидкості плавлення зумовлена тим, що шихта під електродами вже проплавилась і дуги, і електроди випромінюють на шихту в колодязях.

Швидкість плавлення для завалок масою  $m_{ш}^0 = 3000\text{кг}$ ,  $m_{ш}^0 = 4000\text{кг}$ ,  $m_{ш}^0 = 5000\text{кг}$  складає відповідно 80, 95 та 105 кг на хвилину. Це відбувається внаслідок того, що динаміка протікання процесу плавлення шихти на цьому етапі залежить від результатів етапу проплавлення колодязів. Тобто, чим менше залишкової твердої шихти і чим більша її температура, тим меншою буде тривалість етапів закритого і відкритого горіння дуг. Оскільки завалка масою  $m_{ш}^0 = 5000\text{кг}$  є найбільш виправданою на етапі проплавлення колодязів, то і в залишкові етапи процес плавлення для неї відбувається швидше в порівнянні з меншими завантаженнями.

Динаміку прогрівання металошихти на етапах закритого і відкритого горіння дуг можна оцінити з даних, наведених на рис.2, де показано зміну температури залишків твердої шихти в залежності від часу.



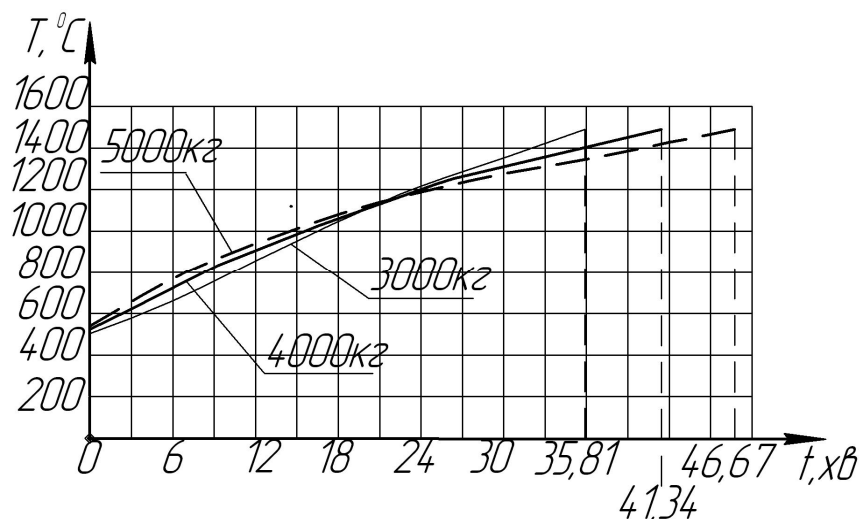


Рисунок 2 – Залежність температури шихти від часу на етапах рідкої ванни

Температура, якої досягає металошихта в момент завершення етапу проплавлення колодязів, є початковою для етапів закритого і відкритого горіння дуг, що і показано на рис.2. Моментом завершення етапів, що розглядаються, і процесу плавлення в цілому є момент часу, коли середня теплота шихти дорівнює температурі ліквідусу. Після завершення плавлення починається окислювальний і відновлювальний процеси, які включають в себе доведення розплаву до хімічного складу заданої марки сталі.

**Висновки.** В роботі проаналізовані особливості процесу теплообміну в періоди рідкої ванни при роботі дугових сталеплавильних печей. Наведені результати чисельного моделювання процесу плавлення металошихти на етапах, що розглядаються, для завалок різної маси. Представлено дані щодо тривалості етапів рідкої маси, залежностей мас розплаву від часу етапів, розподілу температури в середині шихти.

#### ЛІТЕРАТУРА

1. Венявкина Е.А. Моделирование тепловой работы дуговой печи постоянного тока / Е.А. Венявкина // Математическое моделирование и расчеты ЭТО: сборник научных трудов ВНИИЭТО. – М.: ВНИИЭТО. – 1989. – С.15-21.
2. Макаров А.Н. Теплообмен в дуговых сталеплавильных печах: учеб. пособие / Макаров А.Н. – Тверь: ТГТУ, 1998. – 183 с.
3. Ялова К.М. Математичне моделювання теплової роботи паливнокисневих пальників в робочому просторі дугової сталеплавильної печі / К.М. Ялова, А.М. Павленко // Збірник наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету. – Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2009. – Вип. 1(11). – С.9-12.
4. Егоров А.В. Электроплавильные печи черной металлургии: уч. пособие [для студентов вузов, обуч. по спец. «Металлургия черных металлов»] / Егоров А.В. – М.: Металлургия, 1985. – 280 с.
5. Ялова К.М. Дослідження конвективного теплообміну, що має місце під час плавлення металошихти в електродугових печах / К.М. Ялова // Технічна теплофізика і промислова теплоенергетика. – Дніпропетровськ: НМетАУ. – 2009. – №1. – С.207-214.
6. Розенгарт Ю.И. Теплообмен и тепловые режимы в промышленных печах / Розенгарт Ю.И., Потапов Б.Б., Ольшанский В.М. – Киев-Донецк: Вища шк. Главное изд-во, 1986. – 296 с.

Днепродзержинский государственный технический университет

### МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДВИЖЕНИЯ ЧАСТИЦЫ В ВИХРЕВОМ СЛОЕ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

**Введение.** Во многих отраслях техники применяют различные массообменные устройства для сушки гранулированного материала различного назначения [1]. В целом методики проектирования таких аппаратов известны, и если технологический процесс реализуется без каких либо особенностей, то методы расчета себя оправдывают. В случаях, когда свойства материала в процессе термообработки изменяются, традиционные методы расчета дают существенные погрешности. Тогда возникает необходимость математического моделирования основных технологических процессов.

**Постановка задачи.** На основании результатов исследований, изложенных в [2], необходимо разработать математическую модель движения частицы в вихревом слое теплоносителя.

На рис.1 приведена схема вихревой камеры для термообработки дисперсного материала, разработанная в [3]. Вихревой аппарат содержит корпус 1 с боковым входным патрубком для теплоносителя 2, подключенным к нему тангенциально, торцевыми верхней и нижней стенками 3 и 4 соответственно, загрузочный бункер 5 и разгрузочный бункер 6.

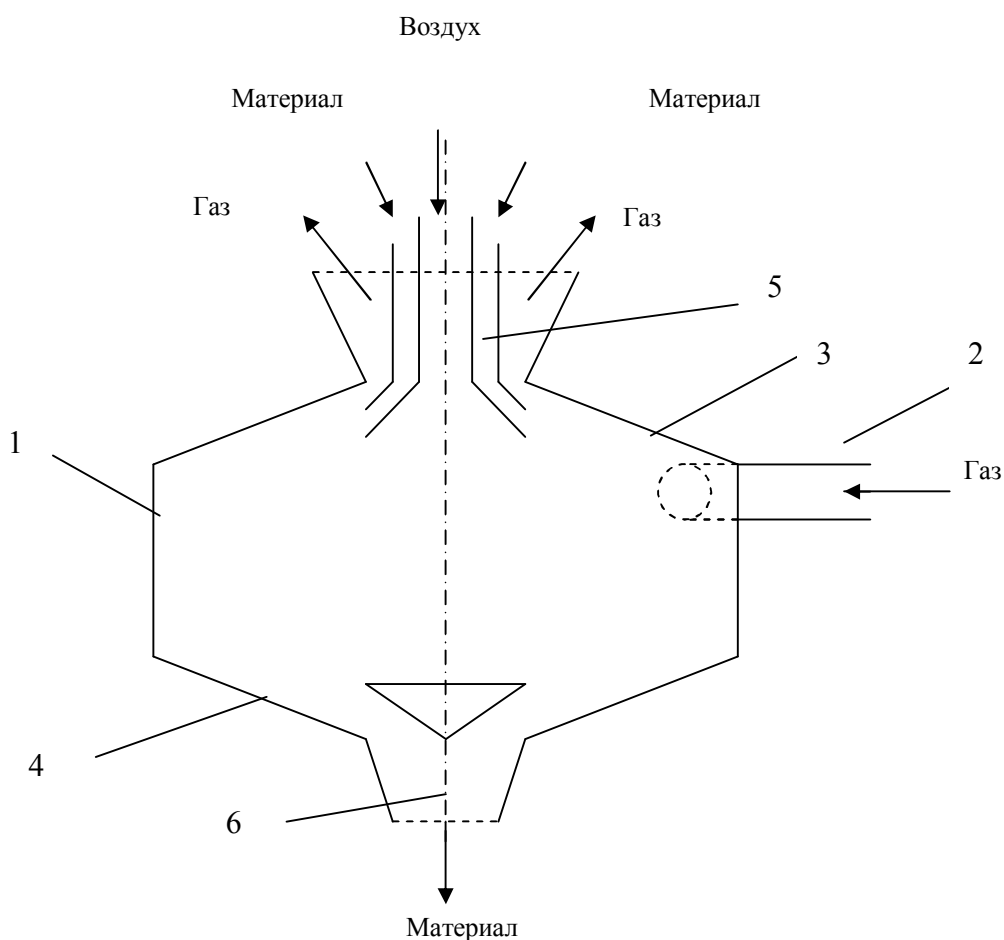


Рисунок 1 – Схема вихревого аппарата

В гидродинамике аппарата, и соответственно в процессах обработки, следует выделить два основных этапа: предварительная подсушка частиц в плоской струе теплоносителя и окончательная термообработка в вихревом слое. Остановимся подробнее на втором этапе технологии.

Ниже приведена математическая постановка задачи гидродинамики частицы в центробежном поле вихревой камеры. В результате ее решения следует определить основные параметры потока, необходимые для эффективного теплообмена.

**Результаты работы.** Уравнение равновесия сил в потоке следующее:

$$\rho_n \frac{dV_n}{d\tau} = \rho_n F_c (\vec{V} - \vec{V}_n) - gradP + \rho_n g, \quad (1)$$

где  $V_n$  – скорость движения частицы;

$V$  – скорость движения среды;

$\rho_n$  – плотность частицы;

$\tau$  – время;

$P$  – давление;

$F_c$  – сила сопротивления:

$$F_c = F_{a.c} + F_s = \frac{3}{8} C^* \frac{\rho}{\rho_n a} |\vec{V} - \vec{V}_n| + F_s, \quad (2)$$

где  $F_{a.c}$  – аэродинамическая сила сопротивления;

$C^*$  – коэффициент сопротивления;

$a$  – коэффициент температуропроводности;

$F_s$  – структурная сила устойчивости, характеризующая свободную энергию системы.

Теоретически движение частицы в центробежном поле можно представить системой уравнений:

$$\begin{aligned} \frac{dV}{d\tau} &= F_c (V - V_n) - \frac{1}{\rho_n} \frac{\partial P}{\partial r} + \frac{W_n^2}{r}; \\ \frac{dW}{d\tau} &= F_c (W - W_n) - \frac{V_n W_n}{r}; \\ \frac{dU}{d\tau} &= F_c (U - U_n) - \frac{1}{\rho_n} \frac{\partial P}{\partial h} + g, \end{aligned} \quad (3)$$

где  $V_n, W_n, U_n$  – радиальная, окружная и осевая составляющие скорости движения частицы;

$V, W, U$  – то же для потока;

$\frac{W^2}{r}$  – центробежное ускорение;

$\frac{V_n W_n}{r}$  – кориолисово ускорение;

$h$  – высота вихревой камеры.

Используем систему безразмерных составляющих:

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{\tau} = \tau \frac{|V_k|}{R_k}; \\ \bar{\rho}_m = \frac{\rho_m}{\rho}; \\ Fr = \frac{g R_k}{V_k^2}; \\ \bar{P} = \frac{P}{\rho V_k^2}; \\ \chi = g \frac{\mu}{d^2} \frac{1}{\rho_n} \frac{R_k}{|V_k|}; \\ \bar{r} = \frac{r}{R_k}. \end{array} \right. \quad (4)$$

Тогда уравнения примут вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\bar{V}}{d\bar{\tau}} = \frac{\bar{W}_n^2}{\bar{r}} + \chi |(\bar{V} - \bar{V}_n)| - \frac{1}{\rho_n} \frac{\partial P}{\partial r}; \\ \frac{d\bar{W}}{d\bar{\tau}} = \frac{\bar{V}_n \bar{W}_n}{\bar{r}} + \chi |(\bar{W} - \bar{W}_n)|; \\ \frac{d\bar{U}}{d\bar{\tau}} = \chi |(\bar{U} - \bar{U}_n)| - \frac{1}{\rho_n} \frac{\partial P}{\partial h} + Fr; \\ \frac{d\bar{r}}{d\bar{\tau}} = \bar{V}_n; \\ \bar{W}_n = \frac{\bar{r} d\varphi}{d\bar{\tau}}; \\ \bar{U}_n = \frac{dh}{d\bar{\tau}}. \end{array} \right. \quad (5)$$

Начальные условия для решения задачи (4), (5):

$$\{\tau=0; \quad r=1, \quad \varphi=0; \quad h=0; \quad \bar{V}_n=1; \quad \bar{W}_n=1; \quad \bar{U}_n=0\}. \quad (6)$$

При решении системы (5) методом Рунге-Кутты были получены зависимости скоростей потока и частицы от радиуса камеры (рис.2, 3).

**Выводы.** Расчеты по (5) показали, что окружная и радиальная скорости имеют максимум до  $\bar{r}=0,2$  и не превышают значения  $W=9$  и  $V=12$  (в безразмерных величинах). Расчеты, выполненные по уравнениям предложенной модели, показывают удовлетворительную согласованность с экспериментальными данными [4]. При оценке относительных скоростей движения частицы, очевидно, что использование уравнений

для ламинарного течения, которые традиционно используются в расчетах, не приводит к существенным погрешностям.

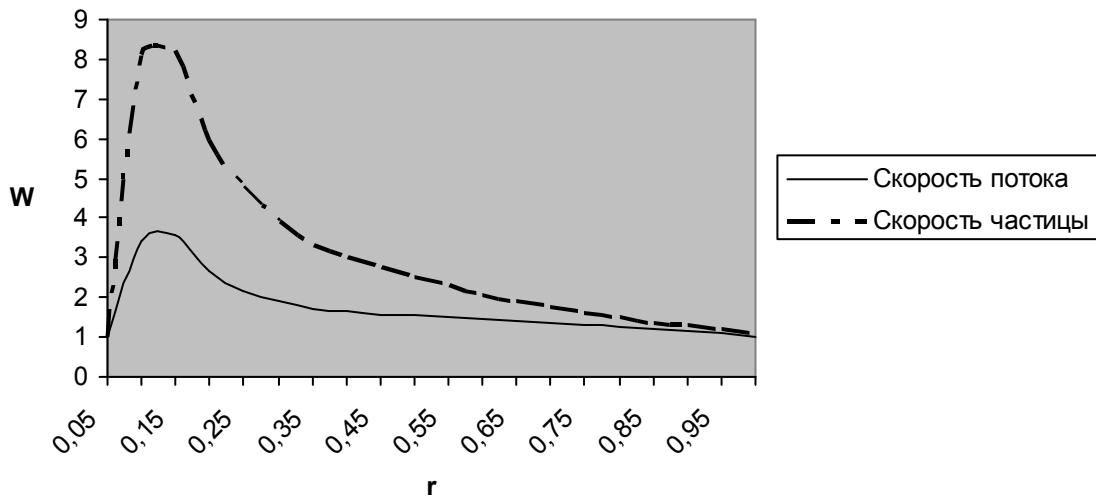


Рисунок 2 – Распределение окружной скорости по радиусу

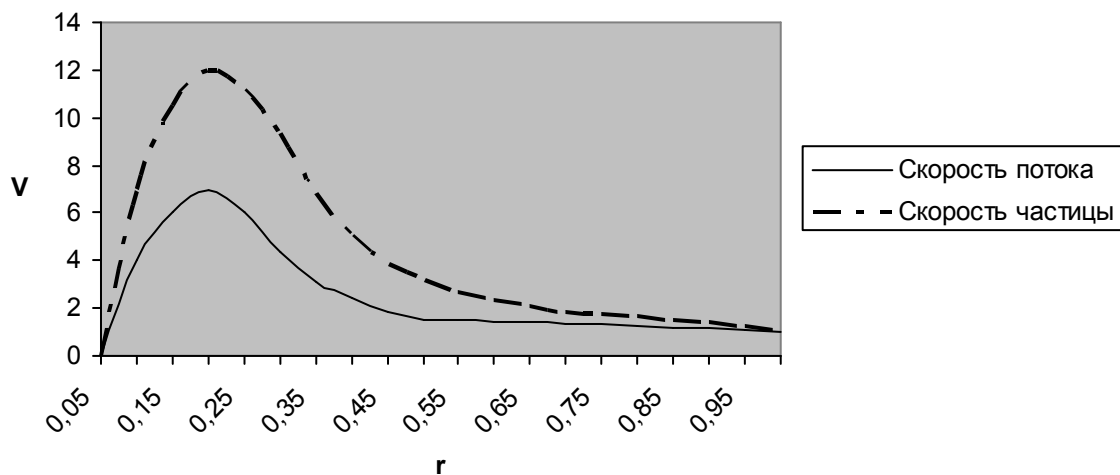


Рисунок 3 – Распределение радиальной скорости по радиусу

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Касаткин А.Г. Основные процессы и аппараты химической технологии / Касаткин А.Г. – М.: «Химия», 1971. – 332 с.
2. Турбулентное смешение газовых струй / под редакцией Г.Н. Абрамовича. – М.: Наука, 1974. – 272 с.
3. Патент 26821 Україна. МПК F 26 B 17/10. Пристрій для отримання гранульованого наповнювача теплоізоляційного матеріалу / Павленко А.М., Соколовська І.С., Кошлак Г.В., Клімов Р.А.; заявник та патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № u 2007 05035; заявл. 07.05.07; опубл. 10.10.07, Бюл. №16.
4. Долинский А.А. Теплофизические процессы в эмульсиях / Долинский А.А., Павленко А.М., Басок Б.И. – К.: Наукова думка, 2005. – 282 с.

Днепродзержинский государственный технический университет  
\*Кременчугский государственный политехнический университет

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ТЕРМООБРАБОТКИ СЫРЬЯ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ПОРИСТОГО ТЕПЛОИЗОЛЯЦИОННОГО МАТЕРИАЛА

**Введение.** Область применения теплоизоляционных материалов напрямую зависит от теплофизических и механических свойств самого материала, которые также взаимосвязаны. Механические свойства определяют поведение материала при деформации и разрушении от действия внешних нагрузок и при температурном напряжении.

**Постановка задачи.** Изучить влияние различных факторов на прочностные характеристики пористых теплоизоляционных материалов.

Для выявления влияния характеристик термических режимов обработки на механические свойства обрабатываемого материала строилась математическая модель процесса термической обработки пористого материала [1, 2]. В качестве показателей процесса, характеризующих поведение материала при деформации и разрушения от действия внешних нагрузок, были взяты модуль упругости  $Y_1$  и прочность материала  $Y_2$ . В качестве факторов, характеризующих термический режим обработки, были взяты температура термического процесса  $X_1$ , время термического воздействия  $X_2$ , влажность материала  $X_3$  и пористость материала  $X_4$ .

**Результаты работы.** Для определения механических свойств при статических испытаниях наиболее часто используют данные, полученные при испытании на растяжение [3]. Испытание на растяжение проводится на специальных машинах, которые записывают диаграмму растяжения зависимости удлинения образца  $\Delta l$  (мм) от действующей нагрузки  $P$ , т.е.  $\Delta l = f(P)$ . На основе диаграммы растяжения строят диаграмму «зависимость относительного удлинения  $\delta$  (%) от напряжения  $\sigma$ ». По закону Гука (1) определяем модуль упругости  $E$ .

$$\sigma = E \delta . \quad (1)$$

Предел прочности  $\sigma$  определяется:

$$\sigma = P/F, \quad (2)$$

где  $P$  – нагрузка, соответствующая пределу прочности;

$F$  – исходное поперечное сечение образца.

Относительное удлинение  $\delta$  представляет отношение прироста длины образца после растяжения к первоначальной длине (%):

$$\delta = \frac{l_1 - l_0}{l_0} 100, \quad (3)$$

где  $l_0$  и  $l_1$  – длина образца до и после пластической деформации соответственно.

Методика испытаний на прочность осуществляется непосредственно на готовой детали без ее разрушения. При испытании на прочность производят вдавливание в испытуемый материал индентор, изготовленный из значительно более твердого материала, чем испытуемый. О твердости судят по глубине проникновения индикатора (твердость по Роквеллу). Чем больше сопротивление материала пластической деформации, тем на меньшую глубину проникает индентор и тем выше твердость.

При определении прочности по Роквеллу в испытуемое тело вдавливаются алмазный конус с углом при вершине  $120^\circ$ . Конус вдавливается при приложении двух последовательных нагрузок: предварительной ( $P=10$  кгс) и основной.

Данные, полученные в ходе эксперимента, проведенного в лаборатории кафедры «Теплоэнергетика» (ДЦТУ), приведены в табл.1, 2. Для построения моделей использовался ортогональный центральный композиционный план второго порядка с ядром  $2^4$ [4].

Таблица 1 – Уровни варьирования

X	-1,414	-1	0	+1	+1,414	$\Delta$
$X_1$	20	100	300	500	580	200
$X_2$	0,2	1	3	5	5,8	2
$X_3$	24	30	45	60	66	15
$X_4$	56	60	70	80	84	10

Таблица 2 – Полученные значения модуля упругости и прочности

№	$X_1$	$X_2$	$X_3$	$X_4$	$Y_1$	$Y_2$
1	+	+	+	+	0,181	0,020
2	-	+	+	+	0,362	0,031
3	+	-	+	+	0,395	0,038
4	-	-	+	+	0,519	0,076
5	+	+	-	+	0,154	0,023
6	-	+	-	+	0,416	0,035
7	+	-	-	+	0,433	0,041
8	-	-	-	+	0,429	0,039
9	+	+	+	-	0,159	0,018
10	-	+	+	-	0,428	0,044
11	+	-	+	-	0,444	0,048
12	-	-	+	-	0,433	0,046
13	+	+	-	-	0,190	0,025
14	-	+	-	-	0,388	0,039
15	+	-	-	-	0,419	0,053
16	-	-	-	-	0,530	0,078
17	-1,414	0	0	0	0,321	0,047
18	+1,414	0	0	0	0,375	0,051
19	0	-1,414	0	0	0,322	0,046
20	0	+1,414	0	0	0,353	0,050
21	0	0	-1,414	0	0,421	0,056
22	0	0	+1,414	0	0,519	0,076
23	0	0	0	-1,414	0,283	0,038
24	0	0	0	+1,414	0,480	0,063
25	0	0	0	0	0,331	0,027

$X_1$  – температура термического процесса ( $T_{-1}=100^\circ\text{C}$ ;  $T_0=300^\circ\text{C}$ ;  $T_{+1}=500^\circ\text{C}$ );

$X_2$  – время термического воздействия ( $t_{-1}=1\text{c}$ ;  $t_0=3\text{c}$ ;  $t_{+1}=5\text{c}$ );

$X_3$  – влажность материала ( $\varphi_{-1}=30\%$ ;  $\varphi_0=45\%$ ;  $\varphi_{+1}=60\%$ );

$X_4$  – пористость материала ( $\phi_1=60\%$ ;  $\phi_2=70\%$ ;  $\phi_3=80\%$ );

$Y_1$  – модуль упругости, МПа;

$Y_2$  – прочность, МПа.

После проведенных расчетов по алгоритму метода были получены следующие квадратичные модели зависимости  $Y_1$  и  $Y_2$  от исследуемых факторов  $X_k$ ,  $k=1, \dots, 4$ :

$$Y_1 = 0,376 - 0,053X_1 - 0,064X_2 + 0,005X_3 + 0,0009X_4 - 0,020X_1^2 - 0,025X_2^2 + 0,042X_3^2 - 0,003X_4^2 - 0,043X_1X_2 + 0,005X_3X_4, \quad (4)$$

$$Y_2 = 0,05 - 0,0058X_1 - 0,0089X_2 + 0,0008X_3 + 0,0006X_4 - 0,0046X_1^2 - 0,0051X_2^2 + 0,004X_3^2 - 0,0038X_4^2 - 0,0003X_1X_2 - 0,0015X_1X_3 + 0,0003X_1X_4 - 0,0004X_2X_3 + 0,0009X_2X_4 + 0,0041X_3X_4, \quad (5)$$

где  $X_1, X_2, X_3, X_4$  – кодированные значения факторов [4,5].

Для проверки зависимости влияния факторов и их взаимодействий на показатели, а также адекватности полученных ошибок наблюдений для  $S_1^2$  и  $S_2^2$ , соответственно для  $Y_1$  и  $Y_2$ . Для этого каждого показателя в «нулевой» точке  $X_1 = X_2 = X_3 = X_4 = 0$  были проведены четыре повторных опыта. Их результаты для значений  $Y_1$ : 0,300; 0,358; 0,347; 0,319, для значений  $Y_2$ : 0,023; 0,034; 0,024; 0,026.

В результате при расчете по формуле оценки дисперсии ошибки наблюдения:

$$S^2 = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^4 (Y_i - \bar{Y})^2, \quad (6)$$

где  $Y_i$  – наблюдаемое значение показателя  $Y$  в  $i$ -ом повторном опыте, а  $\bar{Y}$  – среднее значение  $Y$  в «нулевой» точке, получили  $S_1^2 = 0,0007$  и  $S_2^2 = 0,0000025$ .

«Пороги значимости» для оценок коэффициентов, характеризующих силу влияния факторов и их эффектов взаимодействия, находились как  $h_i \cdot S$ , где  $S$  – среднее квадратическое отклонение ошибки наблюдения,  $h_i = t_{kp}(\alpha; \varphi) \cdot \sqrt{c_i}$ ,  $t_{kp}(\alpha; \varphi)$  – критическое значение распределения Стьюдента для уровня значимости  $\alpha$  и числа степеней свободы  $\varphi$ . В проведенных исследованиях  $\varphi = 3$ ,  $c_1 = 0,05$  для  $x_i$ ,  $c_2 = 0,125$  для  $x_i^2$ ,  $c_3 = 0,0625$  для  $x_i \cdot x_j$ ,  $i, j = 1, \dots, 4$  [4]. В результате расчетов, приведенной выше формуле, «пороги значимости» для оценок коэффициентов составили для уровня значимости  $\alpha = 0,05$ , для показателя  $Y_1$  0,021; 0,033; 0,023, для показателя  $Y_2$  0,004; 0,0056; 0,004. Для уровня значимости  $\alpha = 0,1$  для  $Y_1$  0,014; 0,020; 0,015; для  $Y_2$  0,003; 0,0042; 0,003. Исключив из моделей факторы и их взаимодействия, величина коэффициентов которых по модулю меньше указанных «порогов значимости», для уровня значимости  $\alpha = 0,1$  получили следующие зависимости:

$$\hat{Y}_1 = 0,374 - 0,053X_1 - 0,064X_2 - 0,020X_1^2 + 0,025X_2^2 + 0,042X_3^2 - 0,043X_1X_2, \quad (7)$$

$$\hat{Y}_2 = 0,05 - 0,0058X_1 + 0,0089X_2 + 0,0046X_1^2 + 0,0051X_2^2 + 0,0041X_3X_4. \quad (8)$$

Надо отметить, что влияние на  $Y_1$   $X_1, X_2, X_3^2, X_1 \cdot X_2$  значимо с вероятностью 0,95, а влияние  $X_1^2$  и  $X_2^2$  с вероятностью 0,90. Аналогично, влияние на  $Y_2$   $X_1, X_2, X_3 \cdot X_4$  значимо с вероятностью 0,95, а  $X_1^2$  и  $X_2^2$  с вероятностью 0,9.

Проверка адекватности полученных моделей проводилась по критерию Фишера. Расчетное значение  $F$  статистики находилось по формуле:

$$F_p = \frac{S_{ост}^2}{S^2}. \quad (9)$$



Для полученных моделей остаточная дисперсия находилась

$$S_{ост}^2 = \frac{1}{n-m} \sum_{i=1}^n (Y_i - \hat{Y}_i)^2, \quad (10)$$

где  $n=25$  – число опытов,  $m$  – число коэффициентов в модели.

В результате для  $Y_1$ :  $S_{ост1}^2 = 0,0053$  и  $F_{p1} = 7,56$ ; для  $Y_2$ :  $S_{ост2}^2 = 0,00002$  и  $F_{p2} = 8,00$ .

Табличные значения F-статистики для уровня значимости  $\alpha = 0,05$  для  $Y_1$   $F_{ТАБЛ} = F(0,05;18;3) = 8,675$ , для  $Y_2$   $F_{ТАБЛ} = F(0,05;19;3) = 8,667$ . Так как  $F_p$  для обеих моделей меньше  $F_{ТАБЛ}$ , то обе модели адекватны с надежностью 0,95 истинной зависимости и могут быть использованы для технологического анализа процесса и прогноза значений показателей  $Y_1$  и  $Y_2$ .

Так как регрессионные зависимости для модуля упругости  $Y_1$  и прочности  $Y_2$  получились адекватными экспериментальным данным, то этот факт позволил использовать их для управления процессом термической обработки. В качестве функции цели была взята прочность  $Y_2$ , а модуль упругости  $Y_1$  был включен в ограничения. В результате получена следующая оптимизационная модель процесса термической обработки.

$$\max Y_2 = 0,05 - 0,0058X_1 - 0,0089X_2 - 0,0046X_1^2 - 0,0051X_2^2 + 0,0041X_3X_4 \quad (11)$$

$$Y_1 = 0,374 - 0,053X_1 - 0,064X_2 - 0,020X_1^2 - 0,025X_2^2 + 0,042X_3^2 - 0,043X_1 \cdot X_2 \leq 0,45 \quad (12)$$

Для определения оптимального режима термической обработки составлялась функция Лагранжа:

$$L = Y_2 + \lambda(Y_1 + X_5 - 0,45). \quad (13)$$

Для определения оптимальных значений  $X_i, i = 1, \dots, 5$  получена система уравнений.

$$\begin{cases} \frac{\partial L}{\partial X_1} = -0,0058 - 0,0092X_1 + \lambda(-0,53 - 0,4X_1 - 0,43X_2) = 0 \\ \frac{\partial L}{\partial X_2} = -0,0089 - 0,0102X_2 + \lambda(-0,64 - 0,5X_2 - 0,43X_1) = 0 \\ \frac{\partial L}{\partial X_3} = 0,0041X_4 + 0,84 \cdot \lambda \cdot X_3 = 0 \\ \frac{\partial L}{\partial X_4} = 0,0041X_3 = 0 \\ \frac{\partial L}{\partial X_5} = \lambda = 0 \\ \frac{\partial L}{\partial \lambda} = 0,374 - 0,053X_1 - 0,064X_2 - 0,02X_1^2 - 0,025X_2^2 + \\ + 0,042X_3^2 - 0,043X_1 \cdot X_2 + X_5 - 0,45 = 0 \end{cases} \quad (14)$$

В результате решения данной системы уравнений получена стационарная точка функции Лагранжа в кодированных значениях переменных  $X_i$ :  $X_1 = -0,63$ ;  $X_2 = -0,87$ ;  $X_3 = 0$ ;  $X_4 = 0$ ;  $X_5 = 0,076$ ;  $\lambda = 0$ ; в натуральных величинах:  $X_1 = 174^\circ$ ,  $X_2 = 1,3$  сек.,  $X_3 = 45\%$ ,

$X_4=70\%$ . Точечный прогноз показателей по полученным моделям для данного термического режима обработки пористого материала составил: значение модуля упругости равно 0,413, значение прочности материала на сжатие равно 0,056.

**Выводы.** Таким образом, основным фактором, определяющим прочность теплоизоляционного пористого материала, является продолжительность термического воздействия. Очевидно, что именно этот фактор определяет интенсивность тепломассообменных процессов в исходном материале, которая взаимосвязана с основным технологическим показателем – температурой внешнего теплоносителя. И, тем не менее, на наш взгляд главным параметром, определяющим пористость материала, а следовательно, его прочность, является начальная влажность заготовки, поскольку от влагосодержания будет зависеть объем газообразователя – водяного пара. Отмечено также, что термодинамические параметры пара определяются температурой и продолжительностью термического контакта с теплоносителем. Таким образом, используя полученные данные можно прогнозировать свойства пористого материала.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Чураев Н.В. Физикохимия процессов массопереноса в пористых телах / Чураев Н.В. – М.: Химия, 1990. – 272 с.
2. Горлов В.Н. Технология производства теплоизоляционных материалов / В.Н.Горлов, А.И.Мерлин. – М.: Химия, 1987. – 236 с.
3. Мозберг Р.К. Материаловедение / Мозберг Р.К. – М.: Высш. шк., 1991. – 448 с.
4. Хартман К. и др. Планирование эксперимента в исследовании технологических процессов. – М.: Мир, 1977. – 552 с.
5. Адлер Ю.П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Адлер Ю.П., Маркова Е.В., Грановский Ю.В. – М.: Наука, 1976. – 279 с.