

Общая же масса осадка равна сумме данных по уравнениям (4) и (5), т.е. $m_{1, \dots, \infty} = m_{1, \dots, [n]} + m_{([n]+1), \dots, \infty}$. И здесь, в соответствии с рассматриваемой моделью, $m_{1, \dots, \infty} = m_{1, \dots, [n]} + m_{([n]+1), \dots, \infty} = 1,98 + 5,88 = 7,86$ г (при $a_{AB} = a_A = 2,6$ г и $k_{AB} = 0,68$). Характерно, что это значение полностью согласуется с предшествующим ($m_{1, \dots, \infty} = 7,73$ г), полученным согласно предыдущей модели, основанной на квазифракционировании ферровключений. А такое взаимное согласие (отличие в пределах 1 – 2 %) подтверждает приемлемость обеих моделей рассматриваемого прецизионного метода полиоперационного магнитоконтроля «разносортной» феррофракции формовочной смеси.

Выводы. На основании экспериментально обнаруженного несоответствия результатов магнитофоретического контроля ферровключений формовочной смеси одноэкспоненциальной модели показана возможность применения двухэкспоненциальной. Кроме подхода, основанного на графоаналитической детализации массово-операционной характеристики (по

подфракциям ферропримесей), излагается также полупрограммный прямой расчет этой суперпозиционной характеристики (кусочно-линейной в полулогарифмических координатах).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Голотенков О.Н. Формовочные материалы. – Пенза: изд. Пензенского гос. ун-та, 2004. – 166 с.
2. Сандуляк А.А., Сандуляк Д.А., Полисмакова М.Н. и др. // Известия МГТУ «МАМИ». 2010. № 2 (10). С. 140 – 146.
3. Сандуляк А.В., Сандуляк А.А., Самохин В.В. и др. // Литейщик России. 2011. № 4. С. 37 – 41.
4. Сандуляк А.А., Полисмакова М.Н., Свистунов Д.И. и др. // Известия МГТУ «МАМИ». 2010. № 1 (9). С. 148 – 158.
5. Сандуляк А.А., Полисмакова М.Н., Ершов В.А. и др. // Измерительная техника. 2010. № 8. С. 57 – 60.
6. Сандуляк А.В., Сандуляк А.А., Самохин В.В. и др. // Литейное производство. 2011. № 1. С. 15 – 19.

© 2012 г. А.В. Сандуляк, А.А. Сандуляк,
В.В. Самохин, Д.В. Ершов
Поступила 9 августа 2011 г.

УДК 669.28.046

**И.П. Герасименко, Е.В. Протопопов, Р.С. Айзатулов,
С.А. Филиппенко, И.А. Жибинова**

Сибирский государственный индустриальный университет

АНАЛИЗ МЕТОДОВ РАСЧЕТА ТЕПЛОВЫХ ПОТЕРЬ КИСЛОРОДНОГО КОНВЕРТЕРА ДЛЯ ОПТИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИИ ПЛАВКИ

Эффективность технологии конвертерной плавки во многом определяется полнотой использования энергетических возможностей самого процесса. Для обеспечения наиболее рациональной схемы работы конвертеров необходимо обеспечение сбалансированности шихты в тепловом отношении, что требует с учетом износа футеровки (и в связи с этим увеличением теплопотерь) производить коррекцию тепловой стороны процесса по ходу кампании конвертера с учетом расчета этих потерь в конкретный период его работы.

Совершенно очевидно, что для оптимизации параметров и расчета шихты на предстоящую плавку необходимо учитывать как приходную, так и расходную части теплового баланса процесса в целом. Одной из определяющих технологию статей расходной части теплового баланса являются тепловые потери, которые существенно влияют на определение задаваемых параметров процесса на завершающем этапе плавки (на повалке). От точности прогноза затрат тепла на каждую плавку по ходу кампании конвертера зависят обоснованность выбора технологии, количество и вид шихтовых и других материалов (например, твердого топлива), энергоемкость процесса.

Как известно [1], тепловые потери конвертеров изменяются в широких (1,5 – 12,0 % суммарного прихода тепла) пределах и зависят от многих факторов, в том числе от садки конвертера; от темпа производства, определяемого продолжительностью плавки, от ритмичности производства и его организации; от степени износа футеровки и методов ее восстановления по ходу кампании; от конструкции и параметров работы продуктовой фурмы и т.д.

При классификации тепловых потерь конвертеров в качестве основных выделяют потери тепла через футеровку и корпус конвертера (Q_{ϕ}); потери тепла ($Q_{\text{акт}}$) на нагрев активного слоя футеровки толщиной $\delta_{\text{акт}}$; потери тепла через горловину конвертера ($Q_{\text{изл}}^{\text{горл}}$); тепловые потери с охлаждающей фурму водой ($Q_{\text{H, O}}$); потери тепла на нагрев кислорода продувки (Q_{O_2}). Вероятный механизм теплопотерь можно представить схемой (рис. 1).

Целесообразно рассмотреть и последовательно проанализировать выделенные позиции теплопотерь расходной части теплового баланса плавки.

Потери тепла через футеровку и корпус конвертера. При установившемся режиме работы конвертера тепловые потери через футеровку и корпус достаточно

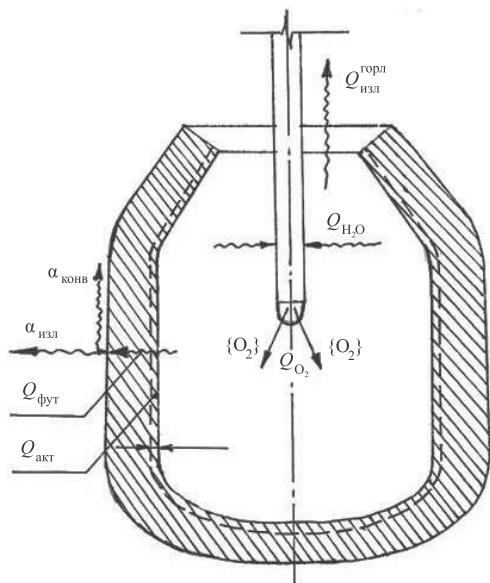


Рис. 1. Схема тепловых потерь конвертером

При непосредственном контакте жидкого металла со стенкой (что имеет место в течение большей части плавки) значение коэффициента α_1 настолько большое, что величиной $1/\alpha_1$ можно пренебречь. В этом случае можно принять, что температура рабочего пространства $T_{внутр}$ равна температуре внутренней поверхности футеровки.

Внешний суммарный коэффициент теплоотдачи можно определить в соответствии с рекомендациями работы [4]

$$\alpha_2 = \alpha_{конв} + \alpha_{изл};$$

$$\alpha_{конв} = A\sqrt[4]{T_{пов} - T_{возд}};$$

$$\alpha_{изл} = \frac{C_0 \varepsilon \left[\left(\frac{T_{пов}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{возд}^*}{100} \right)^4 \right]}{T_{пов} - T_{возд}^*},$$

где $\alpha_{конв}$ и $\alpha_{изл}$ – коэффициент теплоотдачи кладки конвекцией и излучением, Вт/(м²·К); A – коэффициент, зависящий от положения теплоотдающей поверхности (для вертикальной поверхности и поверхности, обращенной вниз, составляет 2,56 и 1,63 Вт/(м²·К^{1,25}) соответственно); $T_{пов}$ – средняя температура наружной поверхности корпуса конвертера, К; $T_{возд}^*$ – температура окружающей среды вдали от наружной поверхности конвертера (принята равной температуре воздуха), К; $C_0 = 5,77$ Вт/(м²·К⁴) – коэффициент излучения абсолютно черного тела; ε – степень черноты наружной поверхности конвертера (принято $\varepsilon = 0,77$).

На основании производственного опыта для расчета внешнего суммарного коэффициента теплоотдачи (α_2) необходимо принять среднюю температуру наружной поверхности конвертера ($T_{пов}$) и фактическую температуру окружающей среды ($T_{возд}^*$).

На практике при расчетах общего теплового сопротивления стенки теплосоппротивление стального кожуха можно не учитывать, так как оно чрезвычайно мало.

Для определения общего теплового сопротивления футеровки конвертера $\left(\sum_{i=1}^n R_i \right)$ рассчитывают тепловые сопротивления отдельных слоев ($R_1 = \delta_1/\lambda_1$, $R_2 = \delta_2/\lambda_2$, $R_3 = \delta_3/\lambda_3$, ...), для чего определяют коэффициенты теплопроводности этих слоев по их средней температуре, которая неизвестна. Эту температуру можно определить с достаточной точностью расчетным путем, предварительно определив температуру на стыке слоев (арматурного и рабочего, например, при двухслойной футеровке) по следующему выражению [5]:

$$t = \frac{t_{внутр} - t_{пов}}{R_p + R_a} R_a + t_{пов};$$

здесь $t_{внутр}$ – средняя температура внутренней поверхности футеровки (принято $t_{внутр} = 1500$ °С); $t_{пов}$ – сред-

точно определяются по уравнению теплопередачи для стационарного теплового потока через многослойную, условно принятую плоскую стенку [2]:

$$Q_\phi = qF\tau \frac{1}{10G_0},$$

где Q_ϕ – тепловые потери через футеровку и корпус конвертера, Вт·ч/100 кг металлозавалки; $q = k(T_{внутр} - T_{возд})$ – плотность теплового потока, Вт/м²; k – коэффициент теплопередачи через многослойную стенку, Вт/(м²·К); $T_{внутр}$ – температура рабочего пространства, К; $T_{возд}$ – температура окружающего воздуха в удалении от наружной поверхности корпуса конвертера, К; F – площадь теплоотдающей поверхности, м²; τ – продолжительность цикла плавки, ч; G_0 – садка конвертера (чугун и металлолом), т; $10G_0$ – количество долей садки конвертера массой 100 кг каждая.

Коэффициент теплопередачи через многослойную стенку можно определить по следующему выражению [3]:

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \sum_{i=1}^n R_i + \frac{1}{\alpha_2}},$$

где α_1 – коэффициент теплоотдачи от рабочего пространства к внутренней поверхности стенки конвертера, Вт/(м²·К); α_2 – внешний суммарный коэффициент теплоотдачи, учитывающий теплоотдачу кладки во внешнюю среду конвекцией и излучением, Вт/(м²·К); $\sum_{i=1}^n R_i$ – суммарное тепловое сопротивление многослойной футеровки, м²·К/Вт; $R_i = \delta_i/\lambda_i$ – тепловое сопротивление i -го слоя материала футеровки конвертера, м²·К/Вт; δ_i и λ_i – толщина и коэффициент теплопроводности i -го слоя футеровки, м и Вт/(м·К); n – число слоев футеровки.

няя температура наружной поверхности корпуса конвертера (принято $t_{\text{пов}} = 210 \text{ }^\circ\text{C}$); R_p и R_a – тепловое сопротивление рабочего и арматурного слоев футеровки, $\text{м}^2\cdot\text{К}/\text{Вт}$.

Коэффициент теплопроводности рабочего слоя из периклазоуглеродистого огнеупора, содержащего 12 % углерода, при средней температуре слоя $1100 \text{ }^\circ\text{C}$ принят равным $9,75 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$.

Коэффициенты теплопроводности арматурного слоя из магнезитового (периклазового) кирпича (λ_a) и теплоизоляционного слоя из листового асбеста ($\lambda_{\text{асб}}$) определяют по температурным зависимостям:

$$\lambda_a = 4,7 - 170 \cdot 10^{-5} t_{\text{ср}};$$

$$\lambda_{\text{асб}} = 0,106 + 18,6 \cdot 10^{-5} t_{\text{ср}}.$$

Коэффициент теплопередачи из рабочего пространства в окружающую среду через многослойную стенку конвертера (например, трехслойную) рассчитывается по выражению [2]:

$$k_1 = \frac{1}{\sum_{i=1}^3 R_i + \frac{1}{\alpha_2}} = \frac{1}{\left(\frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{\delta_2}{\lambda_2} + \frac{\delta_3}{\lambda_3}\right) + \frac{1}{\alpha_2}}, \quad (1)$$

а плотность теплового потока через эту многослойную футеровку – по уравнению

$$q_1 = k_1(T_{\text{внутр}} - T_{\text{возд}}).$$

Теперь необходимо уточнить температуру наружной поверхности корпуса конвертера ($T_{\text{пов}}$).

В связи с тем, что рассматривается установившийся (стационарный) тепловой поток, то тоже самое удельное количество тепла q_1 будет передаваться непосредственно через многослойную стенку q_2 . Тогда можно записать

$$q_1 = q_2 = k_2(T_{\text{внутр}} - T_{\text{пов}}),$$

$$\text{где } k_2 = \frac{1}{\sum_{i=1}^3 R_i} = \frac{1}{\frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{\delta_2}{\lambda_2} + \frac{\delta_3}{\lambda_3}}.$$

Из этого уравнения находим, что уточненная температура внешней поверхности футеровки конвертера определяется по зависимости

$$T_{\text{пов}} = T_{\text{внутр}} - q_2 \sum_{i=1}^n R_i = T_{\text{внутр}} - q_2 \left(\frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{\delta_2}{\lambda_2} + \frac{\delta_3}{\lambda_3} \right).$$

После уточнения $T_{\text{пов}}$ можно уточнить и температуру стыков слоев, подставляя в последнюю формулу тепловое сопротивление не всей толщины футеровки $\left(\sum_{i=1}^n R_i\right)$, а соответствующих слоев (δ_i/λ_i) .

Определив $T_{\text{пов}}$, следует снова рассчитать коэффициент теплопередачи многослойной стенки (k_1) по уравнению (1), предварительно определив значения $\sum_{i=1}^n R_i$ и α_2 .

С использованием выполненных исследований при сканировании внутренней поверхности рабочего слоя футеровки по ходу кампании 350-т конвертера (рис. 2) получена информация о динамике износа рабочего слоя футеровки из периклазоуглеродистого огнеупора и, соответственно, об изменении усредненной расчетной величины его внутренней поверхности. С использованием приведенной выше методики расчета можно определять с достаточной практической точностью потери тепла конвертером, в частности, через его корпус и на нагрев футеровки, и производить соответствующую коррекцию тепловой работы и технологии процесса по ходу кампании.

Как видно (рис. 2), наибольшая скорость износа кладки (кривая 1) происходит в первую треть кампании. Несмотря на регулярное применение «горячих» ремонтов (нанесение шлакового гарнисажа, подварки, торкретирование), остаточная толщина рабочего слоя (кривая 2) составляет 160 – 220 мм, а на некоторых

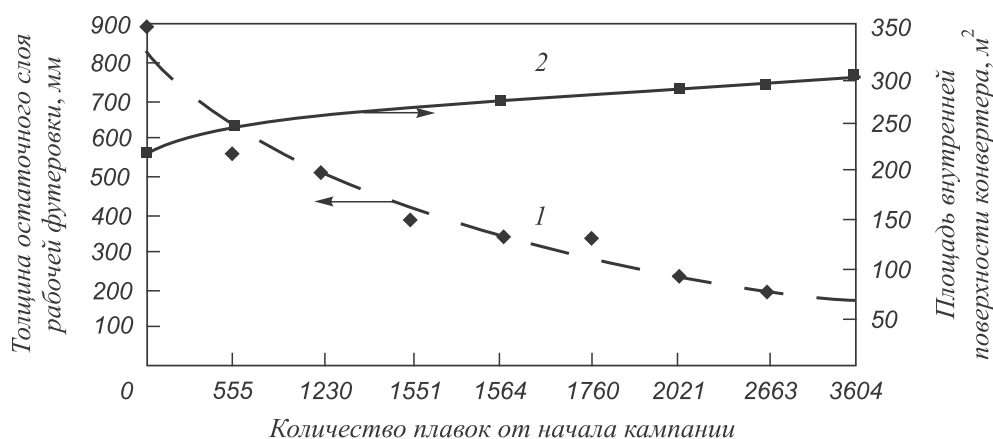


Рис. 2. Динамика износа футеровки и изменение площади внутренней поверхности по ходу кампании: 1 – толщина остаточного рабочего слоя футеровки конвертера; 2 – площадь внутренней поверхности конвертера

участках локальный износ происходит вплоть до арматурного слоя футеровки.

При замкнутом тепловом балансе (при отсутствии как избытка, так и недостатка тепла) 350-т конвертерной плавки, например, при соотношении чугуна и металлолома 76 и 24 %, приходная часть теплового баланса обычно составляет 52 000 – 58 000 Вт·ч на 100 кг металлозавалки. Выполненные по приведенной методике расчеты показывают, что потери тепла через корпус конвертера за плавку составляют в начале кампании 0,37 – 0,41 % от приходной части теплового баланса, к концу кампании (после 3600 плавов) возрастают до 0,70 – 0,80 %.

Потери тепла конвертером на нагрев футеровки. Это тепло, аккумулированное «активным» слоем футеровки в процессе продувки ванны кислородом и теряемое в межпродувочный период (рис. 1).

Промышленные исследования [6] показывают, что в процессе плавки наблюдаются резкие температурные колебания в относительно тонком (80 – 120 мм) «активном» слое футеровки. Температура в этом слое только за одну плавку может изменяться на 100 – 200 °С. Длительные простои приводят к более глубинным тепловым возмущениям слоев кладки, после чего затраты тепла на нагрев футеровки резко возрастают.

По мере износа футеровки средняя температура арматурного слоя к концу кампании увеличивается. Это говорит о том, что по ходу кампании конвертера увеличиваются потери тепла не только на нагрев футеровки в связи с увеличением площади внутренней поверхности, но и теплотери теплопроводностью через корпус конвертера.

В настоящее время фактическая остаточная толщина футеровки (геометрия износа) по ходу кампании конвертера контролируется достаточно надежными методами. Зная геометрию износа и среднюю величину охлаждения футеровки в межпродувочный период, можно с допустимой точностью рассчитать потери тепла на нагрев футеровки в данный конкретный период кампании конвертера и сделать рациональную поправку тепловой стороны процесса.

Потери тепла на нагрев футеровки рассчитываются по уравнению

$$Q_{\phi} = M_{\phi} C_{\phi} \Delta t_{\phi},$$

где $M_{\phi} = F_{\phi} \delta_{\phi} \rho_{\phi}$ – масса «активного» слоя футеровки конвертера, кг; F_{ϕ} , δ_{ϕ} и ρ_{ϕ} – площадь внутренней поверхности футеровки, толщина «активного» слоя футеровки и плотность периклазоуглеродистого кирпича, м², м и кг/м³ соответственно; C_{ϕ} – средняя массовая теплоемкость материала «активного» слоя футеровки, кДж/(кг·К); Δt_{ϕ} – средний температурный перепад в «активном» слое футеровки в рассматриваемый период (охлаждение «активного» слоя в межпродувочный период и его нагрев в период продувки), °С.

Принимая для 350-т конвертера после перефутеровки $F_{\phi} = 222 \text{ м}^2$, $\delta_{\phi} = 0,1 \text{ м}$, $\rho_{\phi} = 2970 \text{ кг/м}^3$, $C_{\phi} = 1,38 \text{ кДж/(кг·К)}$ и $\Delta t_{\phi} = 150 \text{ °С}$, удельные теплотери на нагрев футеровки (q_{ϕ}) составляют примерно 3899,5 кДж/100 кг металлозавалки или 1,86 – 2,07 % от прихода тепла за плавку. Выполненные расчеты с учетом геометрии износа футеровки после 3600 плавов 350-т конвертера показывают, что потери тепла на нагрев футеровки (несмотря на применение факельного торкретирования и нанесение шлакового гарнисажа для увеличения срока службы футеровки) увеличились на 25 – 30 % и составили 2,4 – 2,7 % от прихода тепла за плавку (188 000 – 210 000 кДж/100 кг металлозавалки).

Потери тепла излучением через горловину конвертера. Потери тепла излучением из внутренней полости конвертера имеют место не весь период плавки. В периоды завалки лома, заливки чугуна и продувки излучение (по разным причинам) ослаблено, и им можно пренебречь. Практически для 350-т конвертера продолжительность периода, когда интенсивно теряется тепло излучением через горловину, составляет порядка 30 – 32 % продолжительности цикла плавки (примерно 13 мин).

Тепловой поток q излучением в атмосферу из внутреннего объема конвертера через 1 м² площади горловины можно определить по следующей формуле:

$$q = C_0 \varepsilon \left[\left(\frac{T_{\text{внутр}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{возд}}^*}{100} \right)^4 \right];$$

здесь $\varepsilon = 0,9$ – степень черноты внутренней полости конвертера; $T_{\text{внутр}}$ – средняя за плавку температура внутренней полости конвертера (принята 1773 К); $T_{\text{возд}}^*$ – температура условной тепловоспринимающей поверхности (принята равной температуре окружающего воздуха 313 К в удалении от горловины конвертера).

Таким образом, значение теплового потока составит

$$q = 5,77 \cdot 0,9 \left[\left(\frac{1773}{100} \right)^4 - \left(\frac{313}{100} \right)^4 \right] = 512 \, 662,15 \text{ Вт/м}^2.$$

При диаметре горловины 350-т конвертера 4,1 м, продолжительности излучения 13 мин (0,217 ч) теплотери излучением через горловину конвертера на 100 кг металлозавалки составили $Q_{\text{изл}}^{\text{горл}} = q F \tau_{\text{изл}} \frac{1}{10G_0} = 512 \, 662,15 \cdot 3,14 \cdot 2,05^2 \cdot 0,217 \cdot 1 / (10 \cdot 350) = 419,43 \text{ Вт·ч}$. Это составляет от $(419,43 / 58 \, 000) \cdot 100 = 0,72 \%$ до $(419,47 / 52 \, 000) \cdot 100 = 0,81 \%$ прихода тепла за плавку, где 52 000 и 58 000 Вт·ч/100 кг – приходная часть теплового баланса.

Потери тепла с охлаждаемой кислородную фурму водой. Выполним расчет потерь тепла на охлаждение фурмы по производственным данным на примере 350-т конвертера. При наружном диаметре фурмы 325 мм и расходе воды 300 м³/ч за продувку

(18 мин) расход воды составляет $G_{\text{H}_2\text{O}} = 300\,000 \cdot 0,3 = 90\,000$ кг. При перепаде температур воды на входе и выходе 17°C это количество воды отнимает от фурмы тепла $Q_{\text{H}_2\text{O}} = G_{\text{H}_2\text{O}} C_{\text{H}_2\text{O}} \Delta t_{\text{H}_2\text{O}} \frac{1}{10G_0}$, то есть $90\,000 \cdot 4,19 \cdot 17 \cdot 10^{-1} \cdot 350^{-1} = 1931,6$ кДж/100 кг металлозавалки, где $C_{\text{H}_2\text{O}} = 4,19$ кДж/(кг·К) – теплоемкость воды.

При суммарном приходе тепла за плавку $52\,000 - 58\,000$ Вт·ч/100 кг металлозавалки потери тепла с охлаждающей фурму водой составят $0,87 - 0,97\%$ от прихода тепла за плавку.

Потери тепла на нагрев кислорода продувки. Температура кислорода до выхода из фурмы может быть принята равной 30°C .

Кислород, проходя через сопла Лаваля наконечника фурмы, адиабатически расширяется, вследствие чего его температура понижается и составляет

$$T_2 = T_1 \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} = 303 \left(\frac{0,11}{1,2} \right)^{\frac{1,4-1}{1,4}} = 153 \text{ К},$$

где T_1 и T_2 – температура кислорода перед соплом (303 К) и после расширения, К; $p_1 = 1,2$ МПа и $p_2 = 0,11$ МПа – давление кислорода до и после расширения; κ – показатель адиабаты (для кислорода 1,4).

Как видно, охлаждение кислорода значительное, и в тепловом балансе потери тепла на нагрев кислорода необходимо учитывать.

При известном расходе кислорода на продувку, например $v_{\text{O}_2} = 5,78$ м³/100 кг металлозавалки, расход тепла на его нагрев (принимая условно до нуля) составит $Q_{\text{O}_2} = i_{\text{O}_2} v_{\text{O}_2} = 159,22 \cdot 5,78 = 920,3$ кДж/100 кг металлозавалки, где i_{O_2} – удельная энтальпия кислорода при 153 К, кДж/м³. Это составит от $(920,3/210\,000) \cdot 100 = 0,44\%$ до $(920,3/188\,000) \cdot 100 = 0,49\%$ прихода тепла за плавку.

Таким образом, тепловые потери 350-т конвертера складываются из следующих статей расходной части теплового баланса в начале и в конце кампании конвертера (в процентах от приходной части):

- потери тепла теплопроводностью через футеровку и корпус конвертера $0,37 - 0,41\%$ и $0,70 - 0,80\%$;
- потери тепла на нагрев футеровки в межпродувочный период $1,86 - 2,07\%$ и $2,4 - 2,7\%$;
- потери тепла излучением через горловину конвертера $0,72 - 0,81\%$;
- потери тепла на охлаждение кислородной фурмы водой $0,88 - 0,98\%$;
- потери тепла на нагрев кислорода продувки $0,44 - 0,49\%$.

Выводы. Количество теплотерь в процессе плавки даже в условиях ритмичной работы конвертера составляет $4,27 - 5,77\%$ от общего прихода тепла, что значительно выше известных данных литературных источников. Наибольшие потери тепла – в межпродувочный период, потери существенно увеличиваются при неритмичной работе агрегата. В связи с износом футеровки общие потери тепла значительно возрастают, для обеспечения сбалансированности шихты в тепловом отношении необходимо по ходу кампании конвертерной плавки производить корректировку тепловой стороны процесса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Бойченко Б.М., Охотский В.Б., Харлашин П.С. Конвертерное производство стали: теория, технология, качество стали, конструкция агрегатов, циркуляция материалов и экология. – Днепропетровск: РВА Дніпро – ВАЛ, 2006. – 454 с.
2. Михеев М.А., Михеева М.И. Основы теплопередачи. – М.: Энергия, 1977. – 344 с.
3. Металлургическая теплотехника. Т. 1. Теоретические основы / В.А. Кривандин, В.А. Артюхов, Б.С. Матрюков и др. – М.: Металлургия, 1986. – 424 с.
4. Корнфельд В.Н., Войтов А.О., Штейнберг Л.С. Исследование и наладка тепловой работы мартеновских печей. – М.: Металлургия, 1971. – 456 с.
5. Назаров И.С. Основы теории промышленных печей. – М., Свердловск: Металлургиздат, 1941. – 314 с.
6. Кремьянский Д.В., Окорочков Б.Н., Коминов С.В. и др. // Сталь. 1978. № 1. С. 21 – 25.

© 2012 г. И.П. Герасименко, Е.В. Протопопов,
Р.С. Айзатулов, С.А. Филиппенко, И.А. Жибинова
Поступила 10 февраля 2012 г.

УДК 669.041

Н.Ф. Якушевич, И.В. Строкина, О.А. Полях

Сибирский государственный индустриальный университет

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ ФАЗОВО-ХИМИЧЕСКИХ РАВНОВЕСИЙ В СИСТЕМЕ Fe – C – O₂ – H₂

Решение многих вопросов, связанных с проблемами современной металлургии, требует углубленного и постоянно расширяющегося применения методов и идей химической термодинамики. Особенно важно,

чтобы в распоряжении специалистов, работающих в отраслях черной и цветной металлургии, было достаточно данных для осуществления термодинамических расчетов.