

3. Уравнение сохранения энергии

$$\rho T \left(\frac{\partial S}{\partial t} + u \frac{\partial S}{\partial \ell} \right) = \frac{\rho x}{\tau} q - Q(T) + K_1 (\Theta - T), \quad (4)$$

где q – теплота сгорания топлива; $Q(T)$ – потери на излучение; S – энтропия, причем

$$S = C_v \ln \frac{P}{\rho^\gamma} \quad (\gamma = 1, 0-1, 4, \text{ т.к. для жидкостей}$$

различие между C_v и C_p незначительно; Θ – температура сырья (нефтепродукта в радиантных трубопроводах печи); K_1 – коэффициент теплопередачи для рабочего потока.

$$u_{i_{\min}} \leq u_i \leq u_{i_{\max}}, \quad i = 1, 2, 3 \dots \quad (5)$$

4. Уравнение теплообмена в виде

$$\frac{\partial \Theta}{\partial t} = K_2 (T - \Theta), \quad (6)$$

где K_2 – коэффициент теплопередачи для стенки печи.

Уравнения (1) – (6) представляют собой математическую модель теплового процесса печи, которая может быть реализована относительно скорости движения смеси и концентрации горючего вещества в смеси по длине камеры сгорания, а также может быть использована для получения других параметров печи, которые зависят от x и u .

Для получения x и u как функции длины в камере сгорания формулируется краевая задача типа Коши, к уравнениям (1) – (6) добавляют начальные условия:

$$\begin{aligned} x(\ell, t_1) &= \varphi_1(\ell); u(\ell, t_1) = \varphi_2(\ell); T(\ell, t_1) = \varphi_3(\ell); \\ \Theta(\ell, t_1) &= \varphi_4(\ell) \end{aligned} \quad (7)$$

и граничные условия, которые имеют вид:

$$x(0, t) = \varphi_1(t); u(0, t) = \varphi_2(t); T(0, t) = \varphi_3(t); \Theta(0, t) = \varphi_4(t). \quad (8)$$

В качестве управляющих параметров приняты изменения горючей смеси по концентрации, скорости и температуре во входном потоке и соответствующие управления имеют вид:

$$\begin{aligned} \frac{dx}{dt} &= b_1 u_1(t); & \frac{du(0, t)}{dt} &= b_2 u_2(t); \\ \frac{dT(0, t)}{dt} &= b_3 u_3(t). \end{aligned} \quad (9)$$

Критерий оптимальности в этом случае будет равен минимуму отклонения температуры потока от заданной:

$$\min_{u_1} = \int_{t_1}^{t_2} [\Theta(L, t) - \Theta^*] dt, \quad (10)$$

$$\min_{u_2} = \int_{t_1}^{t_2} [\Theta(L, t) - \Theta^*] dt,$$

где Θ^* – задаваемая величина температуры сырья.

Выводы

1. Реализация математической модели позволяет построить алгоритм оптимального управления режимами работы технологических печей в нефтеперерабатывающей промышленности.

2. Полученные результаты могут быть использованы для оптимального управления работой тепло-технологических агрегатов непрерывного действия с промежуточным теплоносителем.

3. Выявлено влияние концентрации капель жидкого топлива на скорость распространения пламени на начальной стадии процесса. Установлено что по мере увеличения концентрации капель жидкого горючего скорость распространения пламени уменьшается при $x < 9\%$ и несколько возрастает при более высоких x . При очень малых и очень больших концентрациях горючего, влияние капель по существу отсутствует. При увеличении количества сконденсированного горючего полная концентрация, при которой достигается максимальная скорость распространения пламени, сдвигается в сторону больших значений концентрации горючего, а значение максимальной скорости распространения пламени уменьшается. Влияние концентрации жидких капель на скорость горения идентично влиянию концентрации жидких капель на скорость распространения пламени, причем этот эффект выражен тем сильнее, чем выше скорость распространения пламени. А это указывает на то, что в случае с высокой скоростью распространения пламени жидкие капли размером 1 мкм не успевают полностью испариться перед фронтом пламени.

4. Для уравнений (1) – (10) получены необходимые условия оптимальности, которые используются для определения оптимальных управлений. Соответствующая сопряженная краевая задача по структуре аналогична описанной задаче и отличается от последней заданием начальных условий в момент времени $t = t_2$.

ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ТЕПЛООБМЕНА НАД ЗОНОЙ ПРОДУВКИ В КОНВЕРТЕРЕ

Карпенко Г.А., Меркер Э.Э.

Старооскольский технологический институт (филиал) Московского государственного института стали и сплавов (технологического университета)

Тепловая работа конвертерной ванны определяется уровнем теплогенерации в зоне взаимодействия кислородных струй дутья [1,2] с жидким металлом и интенсификацией теплообмена вблизи его поверхности при использовании [3,4] дополнительного источника тепла от дожигания оксида углерода (CO) кислородом (O₂) в системе встречных потоков.

Длительность конвертерной плавки (\square пл, час) по ходу продувки металла кислородом при использовании двухъярусной фурмы с отдувом [4,5] обратно пропорциональна средней плотности теплового потока ($q_{\text{ног}}^{\text{cp}}$, кВт/м²) на развитую поверхность металла ($S_{\text{p.з}}$, м²) в зоне продувки ванны [2,4].

$$\tau_{\text{пл}} = G \cdot \Delta i / (S_{\text{p.з}} \cdot q_{\text{ног}}^{\text{cp}}) \quad (1)$$

где G – масса металла, т; Δi – необходимое увеличение энтальпии по ходу продувки, кВт·ч/т.

Поверхность реакционной зоны продувки, которая связана с глубиной погружения струй O_2 в металл $L_c = d_0 \sqrt{Ar_0}$, находили в соответствии с выражением

$$S_{p,z} = 1,2 \cdot \pi \cdot d_x \sqrt{L_c^2 + (d_x/2)^2} \cdot n, \quad (2)$$

где d_0 и d_x – диаметр струи O_2 на выходе из сопла головки фурмы и в зоне встречи ее с поверхностью металла, м; Ar_0 , n – критерий Архимеда и количество дутья.

Из анализа выражений (1) и (2) следует, что снижение длительности плавки по ходу продувки конвертерной ванны массой G с теплосодержанием Δi возможно путем увеличения $S_{p,z}$ и $q_{нов}^{cp}$, т.е. с одной стороны воздействием на параметры режима продувки (I_{O_2} – интенсивность продувки, м³/(т·мин), H_{ϕ} – положение фурмы над металлом, м; количеством струй, n , и др.), а с другой стороны, повышением уровня теплонапряженности ($q_{нов}^{cp} \rightarrow \max$) над зоной продувки конвертера.

Эффективность режима дожигания CO струями O_2 в системе ВГП оценивали параметрами $\eta_{CO} = CO_2 / (CO_2 + CO)$ – к.п.д. дожигания CO и $K_{эф} = \Delta q_e^{CO} / Q_{CO}^{дож}$, где $K_{эф}$ – эффективность теплопередачи, Δq_e^{CO} – доля энергии дожигания CO, переданная ванне; $Q_{CO}^{дож}$ – тепловой эффект горения CO в струях O_2 , кДж/м³, CO и CO₂ – состав отходящих из конвертера газов, %.

При организации дожигания CO струями O_2 в этих условиях, т.е. при заглублении факелов дожигания во вспененный шлак механизм теплопередачи протекает при погружном горении, отличающийся высокой эффективностью теплообмена ($K_{эф} \rightarrow 1$), т.е. шлаковая ванна нагревается со скоростью 20...30 град/мин и за счет более интенсивной ее циркуляции тепло передается металлу. К тому же теплообмен между шлаком и ванной металла ускоряется также за счет выбрасывания из зоны продувки капель (брызг) металла в шлак с газами с последующим их оседанием в металл при более высокой температуре, что подтверждается следующим анализом.

Если, например, скорость нагрева шлака V_t , то скорость поступления в него тепла от дожигания CO составит:

$Q_{шл} = V_t \cdot M_{ш} \cdot C_{ш}$, где $M_{ш}$ и $C_{ш}$ – масса шлака и его удельная теплоемкость. При скорости поступления капель (брызг) металла в шлак G_k их массовая доля в шлаке будет «К», то масса M_k металлических капель в шлаке составит $M_k = M_{ш} \cdot K$. Тогда продолжительность τ_k пребывания капель металла будет $\tau_k = M_k / G_k$, а уровень нагрева их за время пребывания составит $\Delta t_k = V_t \cdot \tau_k$, °С. Отсюда перенос тепла при оседании капель в ванну составит $Q_k = G_k \cdot \tau_k \cdot C_m$, где C_m – удельная теплоемкость капель металла.

На основе совместного рассмотрения этих равенств имеем соотношение:

$$Q_k / Q_{шл} = C_m \cdot K / [C_m \cdot K + (1 - K) \cdot C_{ш}]. \quad (3)$$

Установлено, что с увеличением расхода O_2 в струях ВГП, идущего на дожигание CO возрастает величина Q_k из-за оседания в шлаке большего количества капель (брызг) металла, чем при типовой продувке конвертерной ванны, т.е. без использования двухъярусной фурмы [2,3].

Уровень погружения сопел дожигания (H_c , м) в объеме вспененного шлака влияет на температуру факелов дожигания CO (T_{ϕ}^{CO} , °С) в соответствии с выражением:

$$(T_{\phi}^{CO} / T_{ш})^{0,71} = (H_c / d_0) / (0,9 \cdot Ar^{0,1}), \quad (4)$$

где Ar – число Архимеда для струй O_2 в системе ВГП; $T_{ш}$ – усредненная температура шлаковой ванны, К.

Анализ выражения (4) показывает, что уже при незначительном (до 2...4 калибров) затоплении сопел отдува двухъярусной фурмы шлаком в объеме ГШМЭ и повышении Ar достигается максимальное использование ($K_{эф} \rightarrow 1$), выделяющегося при дожигании CO тепла.

Уровень теплопоглощения конвертерной ванны ($\Delta q_{усв}^e$) определяет длительность плавки стали ($\tau_{пл}$) и производительность (P_n) агрегата

$$P_n = G / \tau_{пл} = \begin{cases} G(Q_{\Sigma} \cdot \eta_{кнт})_{cp} / \Delta q_{усв}^e, \\ \text{при } \Delta q_{усв}^e = \bar{C}_m \cdot G \cdot V_t, \end{cases} \quad (5)$$

где $(Q_{\Sigma} \cdot \eta_{кнт})_{cp}$ – удельное теплоусвоение ванны в единицу времени, МДж/ч; $Q_{\Sigma} = Q_{экз}^p \cdot Q_{CO}^{дож} + Q_k$, где $Q_{экз}^p$ – тепло экзотермических реакций, $Q_{CO}^{дож}$ – тепло от дожигания CO и Q_k – приход тепа от возвращения капель (брызг) в ванну; \bar{C}_m – средняя теплоемкость металла и шлака в конвертере.

Коэффициент полезного теплоиспользования конвертера равен:

$$\eta_{кнт} = 1 - [(Q_{ух}^e + q_{пот} \cdot \tau_{пл}) / (Q_{экз}^p + Q_{CO}^{дож} + Q_k)] \quad (6)$$

где $Q_{ух}^e$ – потери тепла с уходящими газами и пылью; $q_{пот}$ – удельные потери тепла через футеровку агрегата.

Анализ приведенных выражений (6) и (7) показывает, что при использовании режима дожигания CO струями O_2 системы ВГП в объеме ГШМЭ параметры V_t (°С/мин), $Q_{CO}^{дож}$ и Q_k существенно возрастают, что интенсифицирует теплообмен между шлаком и металлом, что способствует повышению показателей конвертерного процесса $\eta_{кнт}$, $\tau_{пл}$ и P_n .

Таким образом, концепция применения двухъярусных фурм с отдувом для интенсификации тепловых и технологических процессов плавки стали в кислородно-конвертерных агрегатах различного конструктивного типа представляется обоснованной и целесообразной при оптимизации режима дожигания

СО струями O_2 в системе ВГП с учетом влияния шлака.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1) Глинков М.А. Тепловая работа сталеплавильных ванн. – М.: Металлургия, 1970. – 408 с.
- 2) Явойский В.И., Дорофеев Г.А., Повх И.Л. Теория продувки сталеплавильной ванны. – М.: Металлургия, 1974, – 497 с.
- 3) Лузгин В.П., Меркер Э.Э. Эффективность работы мартеновских печей. – М.: Металлургия, 1992. – 144 с.
- 4) Меркер Э.Э. Газодинамическая защита зоны продувки в сталеплавильных агрегатах. – М.: Металлургия, 1994. – 176 с.
- 5) Кобеза И.И. Энергосберегающие методы интенсификации сталеплавильных процессов. М.: Металлургия, 1988. – 167 с.

ТЕПЛОФИЗИКА ДОЖИГАНИЯ ОКСИДА УГЛЕРОДА НАД ЗОНОЙ ПРОДУВКИ В КОНВЕРТЕРЕ

Карпенко Г.А., Меркер Э.Э., Кожухов А.А.

*Старооскольский технологический институт (филиал) МИСиС
Старый Оскол*

Для определения оптимальных характеристик конструкции и режима работы двухъярусной фурмы [1, 2], используемой для продувки металла и шлака в конвертере, необходимо теоретически проанализировать поведение наклонной струи кислорода O_2 для дожигаания оксида углерода СО над ванной на основе создания математической модели [3] и оценить уровень изменения коэффициента дожигаания СО (η_{CO}) при различных режимах работы конвертера.

$$\eta_{CO}^{\Sigma} = \frac{\left[I_{O_2} \cdot \eta_{CO}^0 / (100 + \eta_{CO}^0) + I_{O_2}^{aic} - 42 \cdot G_i \cdot \left(\{O_2\}_s + \frac{16}{44} \cdot \{CO_2\}_s \right) \right] \cdot 100}{100 \cdot I_{O_2} / (100 + \eta_{CO}^0) + 42 \cdot G_i \cdot \left(\{O_2\}_s + \frac{16}{44} \cdot \{CO_2\}_s \right)}, \quad (4)$$

Здесь $G_i = k \cdot S_x$ рассчитывается как функция некоторых физических величин, причем $k = \rho_x \cdot u_{m(x)}$, кг/(м²·с); ρ_x и $u_{m(x)}$ - плотность смеси газовой струи дожигаания и ее максимальная скорость при ударе о поверхность металла.

Для дожигаания СО у поверхности металла струи O_2 должны преодолевать сопротивление встречного потока отходящих из зоны продувки газов.

Результаты обработки опытных данных холодного моделирования [2, 5] позволили установить, что при количестве струй дожигаания более четырех ($n > 4$) имеем:

$$G_i = 1,92 \cdot 10^{-3} \cdot u_{m(x)}^{2,35} \cdot n^{1,85}, \quad (5)$$

$$\eta_{CO}^{aic} = \frac{\Delta Q_{\xi}}{\Delta Q_{(CO \rightarrow CO_2)}} = \frac{n \cdot F \left[\alpha_{\Sigma} \cdot (T_c - T_{\xi}) - k \cdot \{CO_2\}_s \cdot Q_{CO_2} \right]}{I_{O_2}^{aic} \cdot \beta_{i_2} \cdot Q_{CO} \cdot (32/22,4)}, \quad (6)$$

В кислородно-конвертерном агрегате [4,5] с комбинированным дутьем и применением двухъярусной фурмы процесс дожигаания СО осуществляется поэтапно струями дутья O_2 (I_{O_2} , м³/мин) и струями O_2 над зоной продувки ($I_{O_2}^{дож}$, м³/мин) во вспененном шлаке над зоной продувки агрегата.

Общий коэффициент дожигаания СО (η_{CO}^{Σ}) струями O_2 дутья и дожигаания СО равен:

$$\eta_{CO}^{\Sigma} = \frac{I_{O_2} \cdot \eta_{CO}^0 / (100 + \eta_{CO}^0) + I_{O_2}^{aic} \cdot \beta_{i_2} / 100}{100 \cdot I_{O_2} / (100 + \eta_{CO}^0) + I_{O_2}^{aic} \cdot (100 - \beta_{i_2}) / 100} \cdot 100\%, \quad (1)$$

где η_{CO}^0 - коэффициент дожигаания СО за счет действия струй дутья O_2 в зоне продувки металла; $\beta_{O_2} = (1 - \{O_2\}_s)$ - относительная доля O_2 , участвующего в горении СО при встрече струй O_2 с поверхностью металла; $\{O_2\}_s$ - концентрация O_2 в струях дожигаания СО.

У поверхности раздела газ-металл в зоне продувки полагаем, что равновесная массовая доля CO_2 и O_2 равна нулю. Баланс O_2 , созданный струями дожигаания СО, выражается следующим равенством:

$$I_{O_2}^{aic} \cdot \frac{(100 - \beta_{i_2})}{100} = 42 \cdot \left(\bar{m}_{O_2} + \frac{16}{44} \cdot \bar{m}_{CO_2} \right), \quad (2)$$

Массовые расходы O_2 (\bar{m}_{O_2}) и CO_2 (\bar{m}_{CO_2}) при взаимодействии струй дожигаания с металлом находим, как

$$m_i = k \cdot S_x \cdot x_i = G_i \cdot x_i, \quad (3)$$

где m_i - массовый расход CO_2 или O_2 у поверхности раздела газ-металл, кг/с; k - массовая скорость компонента (коэффициент массопередачи), кг/(м²·с); S_x - площадь струй дожигаания при ударе о поверхность металла, м²; x_i - массовая доля i -газа в струе.

С учетом уравнений (2) и (3) выражение (1) после преобразований приобретает следующий вид:

Из анализа уравнения (5) следует, что по мере повышения динамического удара струй дожигаания о поверхность металла ($u_{m(x)} \rightarrow \max$) и с увеличением числа этих струй ($n > 4$) массовый расход компонентов (CO_2 и O_2) и уровень теплопередачи от струй дожигаания к металлу возрастают, т.к. с увеличением $u_{m(x)}$ возрастают [3, 5] значения чисел Re и Nu для струй в системе встречных газовых потоков.

Эффективный коэффициент использования тепла от дожигаания СО в струях кислорода при их ударе о поверхность металла (η_{CO}^{aic}) в зоне продувки находим по выражению: