9. *Tong, H.M.* New Characterization Techniques for Thin Polymer Films / H.M. Tong, L.T. Nguyen. – N.Y., 1990.

10. http://www.stroymat.ru / Защитно-декоративные полимерные покрытия оцинкованной стали.

11. http://www.ysu.ru/ ИТ Центр «Ситим» ЯГУ – каталог образовательных ресурсов

УДК 669.046.56

Е.А. Черменев, В.А. Степанов

Научный руководитель: доктор технических наук, профессор Э.Э. Меркер

ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕТИЧЕСКИХ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ОБЕЗУГЛЕРОЖИВАНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ЭЛЕКТРОПЛАВКЕ ОКАТЫШЕЙ В ДУГОВОЙ ПЕЧИ

В работе изучены некоторые закономерности многостадийного процесса обезуглероживания металла в ванне дуговой печи в технологических условиях осуществления непрерывной загрузки окатышей в подэлектродное пространство агрегата с применением модели, алгоритма и программы расчета параметров режима обезуглероживания металла при электроплавке стали.

Обезуглероживание, металлизованные окатыши, окислительное рафинирование.

The article studies some mechanisms of a multistage decarburizing process of the metal in the bath of an arc furnace in technological conditions of a continuous charge of pellets into the electrode space of the unit using the model, the algorithm and the calculation programs of parameters of the mode of decarburizing of the metal at the steel electrosmelting.

Decarburizing, DRI pellets, oxidizing refining.

Сложность и многофакторность высокотемпературных процессов, своеобразное проявление свойств реагирующих фаз затрудняют изучение и прогнозирование динамики сталеплавильных процессов в дуговой печи [7], [10]. Плавление железорудных металлизованных окатышей (ЖМО) в дуговой печи сопровождается восстановлением оксидов железа углеродом шихты и кипением ванны [1]. Для уменьшения длительности плавления и улучшения его показателей большое значение имеет правильный выбор скорости окисления углерода расплава, влияющей на скорость плавления ЖМО, который стремятся совместить с управляемым окислительным рафинированием ванны, т.е. окислением примесей и нагревом металла до температуры близкой к температуре выпуска, что способствует существенному уменьшению времени плавки [5], [8].

В настоящей работе рассматриваются результаты исследования процесса обезуглероживания расплава в дуговой сталеплавильной печи (ДСП) при электроплавке [5], [8] ЖМО с подачей кислорода и углеродистого порошка на шлак через топливно-кислородные горелки (ТКГ) с учетом закономерностей критических концентраций углерода [5], [10]. Такой подход имеет в виду [1] существование определенной критической концентрации $[C]_{кр}$ в металлическом расплаве, причем отношение $[C](\tau)/[C]_{кр} = \beta = 1$ является границей кинетических периодов процесса (где $[C](\tau)$ – текущая концентрация углерода в расплаве, %). При этом в области повышенных содержаний углерода ($\beta > 1$) скорость окисления углерода $d[C]/d\tau$ определяется интенсивностью подвода окислителя, с которой связана и величина $[C]_{кр}$. При $\beta < 1$ $d[C]/d\tau$ лимитируется диффузионным переносом углерода и является функцией текущей концентрации углерода при заданном уровне кислорода. Величина $[C]_{кр}$ определяется из условия равенства потоков подвода реагентов в зону реакции и зависит от температуры металла, условий перемешивания реагирующих фаз и т.д. Известно [2], [5], что для одного и того же агрегата (например, для 150т ДСП значение $[C]_{кр}$ = 0,15±0,05 %) при неизменных условиях ведения плавок эта величина остается практически постоянной.

Установлено, что при неизменных параметрах окислительной плавки и постоянной температуре с мгновенным отводом из зоны реагирования продуктов реакции, уравнения [1] процесса обезуглероживания металла могут быть записаны в следующем виде:

– для внешнедиффузионной области реагирования ($[C](\tau)>[C]_{кр}$) $-d[C]_I(\tau)/d\tau = K_1(T)[O][C]_{кр} = -v_{I,C}$, $\tau_1 \le \tau \le \tau_2$, с начальными условиями $[C]_I(0) = [C]_0$, где $[C]_{кр}$ = const; [O] – концентрация активного кислорода в окислительном потоке, %;

– для внутридиффузионной области реагирования ($[C](\tau)<[C]_{кр}$) $-d[C]_{II}(\tau)/d\tau = K_2(T)[O][C]_{II}(\tau) = -v_{II,C}$, $\tau_2 \le \tau \le \tau_3$, с начальными условиями $[C]_{II}(\tau_2) = [C]_I(\tau_2) = [C]_{кр}$, где величина $[O]$ = const играет роль гидродинамического фактора; константы скорости реакций (K_1 и K_2) зависят от температуры $K=f(T)$ в реакционной зоне.

Процесс окисления ведется до времени τ_3, причем момент τ_3 определяется равенством $[C](\tau_3) = [C]_з$ (где $[C]_з$ – заданное содержание углерода). Кинетика процесса обезуглероживания в интервале $\tau_1 \le \tau \le \tau_3$ может быть представлена следующим обобщенным

уравнением: $-d[C](\tau)/d\tau = -v_C$, $\tau_1 \le \tau \le \tau_3$, где $v_C = v_{C,1} + v_{C,2} + v_{C,3} - v_{C,4}$, % [C]/мин.; здесь v_C – обобщенная скорость окисления углерода в ванне дуговой печи при электроплавке ЖМО с учетом наличия составляющих [2], [11] в режиме обезуглероживания, т.е. таких как: $v_{C,1}$ – скорость окисления углерода в объеме металла на поверхности пузырьков CO; $v_{C,2}$ – на границе раздела шлак – металл; $v_{C,3}$ –кислородом дутья от ТКГ; $v_{C,4}$ – скорость поступления углерода (науглероживания) металла за счет подачи ЖМО в ванну печи. После расшифровки последних составляющих обобщенная скорость v_C примет вид системы выражений для обезуглероживания:

$$\begin{cases} v_C = v_{C,1} + v_{C,3} \\ -v_{C,1} = 12/16\beta_O\left([O]-[O]_{р.с.}\right)\dfrac{60S_{пуз}}{V_{ме}\xi} - v_{C,2} = \\ \qquad = 12/16\beta_O\left([O]_{р.ш.}-[O]\right)\dfrac{60S_{ш.м.}}{V_{ме}\xi} - \\ -v_{C,3} = \rho_{O_2} a_{O_2} x_{O_2} I_{O_2}\eta_C 100/M_{ме} + v_{C,4} = \\ \qquad = v_{ок}\left([C]_{ок}-[C]_{реакц}\right)/M_{ме}, \end{cases} \quad (1)$$

где $V_{ме}$ и $M_{ме}$ – объем ($м^3$) и вес (кг) металла в печи; β_O – коэффициент массопереноса кислорода, ($10^{-3} \div 10^{-5}$м/с); $S_{пуз}$ и $S_{ш.м}$ – площадь поверхности пузырьков CO и поверхности шлак-металл, $м^2$; [O], $[O]_{р.с.}$ и $[O]_{р.ш.}$ – текущее содержание кислорода в металле, равновесное с углеродом металла и равновесное со шлаком, %; η_C – доля кислорода, идущая на окисление углерода [2]; a_{O2} – коэффициент усвоения кислорода ванной (для ДСП-100 $a_{O2} = 0{,}8$); I_{O2} – интенсивность подвода технического кислорода, $м^3$/мин.; ρ_{O2} – плотность кислорода,($1{,}42\cdot10^{-3}$ кг/$м^3$); x_{O2} – доля кислорода в дутье (для технического кислорода равна 0,995); $v_{ок}$ – скорость подачи окатышей в печь, кг/мин; $[C]_{ок}$ и $[C]_{реакц} = 12/16[O]_{ок}$ – содержание углерода в окатышах и углерод окатышей, идущий на довосстановление оксидов железа (FeO), содрежащихся в них, %; ξ – коэффициент, учитывающий накопление кислорода в металле:

$$\xi = 1 + 0{,}75\frac{p_{CO}\cdot10^{-5}}{K_{[C]}[C]^2}\left(1 + \frac{0{,}22M_{шл}}{\gamma_{(FeO)}L_O M_{ме}}\right). \quad (2)$$

Преобразование выражения $v_C = -d[C]/d\tau$ дает зависимость концентрации углерода от времени, так как $v_C = \Delta[C]/\Delta\tau = ([C]-[C]_{нач})/(\tau-\tau_0)$, и тогда учитывая изменение массы металла:

$$[C] = \left([C]_{нач} - v_C(\tau-\tau_0)\right)M_{ме.0}/M_{ме}, \quad (3)$$

где τ_0 – начало окислительного процесса; τ – окончание окислительного процесса; $[C]_{нач}$ – начальная концентрация углерода, %; [C] – конечная концентрация углерода, %; $M_{ме.0}$ – начальный вес металла в печи, кг.

Для нахождения равновесного с [C] содержания кислорода в металле ($[O]_{р.с.}$) использовали методику авторов работы [7]. Содержание кислорода в жидком металле при равновесии его со шлаком ($[O]_{р.ш.}$) зависит от активности оксида железа в шлаке $a_{(FeO)}$, и константы распределения L_O: $[O]_{р.ш.} = a_{(FeO)}/L_O$.

При расчете образования (FeO) в шлаке используем теорию регулярных растворов [5], [7], [8]. Коэффициент распределения кислорода записывается следующим образом:

$$L_O = 10^{\frac{6320}{T}+0{,}734}. \quad (5)$$

Активность (FeO) в окислительном шлаке зависит от его состава и температуры. Для ее определения воспользуемся уравнениями модели регулярного ионного раствора [7].

Скорость образования (FeO) в шлаке за счет продувки воздухом или газообразным кислородом находили по формуле:

$$v_{(FeO),1} = \frac{72}{16}\rho_{O_2} a_{O_2} x_{O_2} I_{O_2}\eta_{Fe}, \text{ кг/мин.}, \quad (6)$$

где η_{Fe} – доля кислорода, идущая на окисление железа [7].

Скорость образования (FeO) в шлаке за счет окисления углерода:

$$v_{(FeO),2} = -72/12 v_C M_{ме}/100, \text{ кг/мин.} \quad (7)$$

При плавлении окатышей происходит довосстановление оксидов железа FeO, содрежащихся в них. В случае если содержание углерода в окатышах меньше стехиометрического ($[C]_{ок} < [C]_{реакц}$), то часть FeO из окатышей переходит в шлак. Скорость поступления (FeO) в шлак за счет загрузки окатышей равна:

$$v_{(FeO),3} = v_{ок}\,72/16([O]_{ок} - 16/12[C]_{ок})/100, \text{ кг/мин.} \quad (8)$$

Тогда суммарная скорость образования (FeO) в шлаке: $v_{(FeO)} = v_{(FeO),1} + v_{(FeO),2} + v_{(FeO),3}$.

Накапливающаяся масса шлака ($M_{шл}$), исходя из непрерывной подачи окатышей и шлакообразующих, с учетом образующегося (FeO) рассчитывается по формуле:

$$M_{шл} = M_{шл.0} + \left(v_{ок}B/100 + v_{(FeO)} + v_{изв}\right)(\tau-\tau_0), \quad (10)$$

где B – содержание пустой породы в окатышах (CaO и SiO_2), %; $v_{изв}$ – скорость подачи извести в печь, кг/мин.

Текущая масса металла ($M_{ме}$), исходя из подачи

окатышей, с учетом образующегося FeO и скорости обезуглероживания, рассчитывается по формуле:

$$M_{\text{ме}} = M_{\text{ме.0}} + \\ +\left(v_{\text{ок}} Fe_{\text{ок}}^{\text{мет}} / 100 - 56/72 v_{(\text{FeO})} - v_C M_{\text{ме.нач}} / 100\right)\left(\tau - \tau_0\right). \quad (11)$$

Следовательно, фактическое содержание (FeO) в шлаке можно рассчитать по формуле:

$$(FeO) = \left((FeO)_{\text{нач}} M_{\text{шл}} / 100 + v_{(\text{FeO})}\left(\tau - \tau_0\right)\right)100 / M_{\text{шл.0}}, \quad (12)$$

где $(\text{FeO})_{\text{нач}}$ – начальное содержание (FeO) в шлаке, %.

Текущее содержание кислорода в металле в период окислительного рафинирования занимает промежуточное положение между равновесными с углеродом и со шлаком содержаниями кислорода. Если принять, что эти величины отличаются только по разностям концентраций и величинам реакционных поверхностей, то, исходя из закона сохранения масс, можно записать

$$([O]_{\text{р.с.}} - [O])(S_{\text{пуз}} + S_{\text{ш.м.}}) + ([O]_{\text{ш.м.}} - [O])S_{\text{ш.м.}} = 0,$$

откуда выводим:

$$[O] = \frac{[O]_{\text{р.с.}}(S_{\text{пуз}} + S_{\text{ш.м.}}) + [O]_{\text{ш.м.}} S_{\text{ш.м.}}}{S_{\text{пуз}} + 2S_{\text{ш.м.}}}. \quad (13)$$

По мнению большинства исследователей [7], [8], [10], в условиях чистого кипения ванны электропечи зарождение пузырьков CO возможно [4] лишь на шероховатой твердой поверхности, т.е. в порах подины размером от 0,1 до 1 мм, не смачиваемых металлом и заполненных газом; данный процесс подробно рассматривается в [8]. Хотя пузырьки и зарождаются только на подине, в конечном итоге реакция [C] → {CO} протекает во всем объеме металла, причем более энергично в верхних его слоях. Последнее обусловлено тем, что при всплывании пузырька непрерывно увеличивается его объем и поверхность, а по мере снижения ферростатического давления столба металла уменьшается равновесное $[O]_{\text{р.с.}}$ и растет сверхравновесное $[O] - [O]_{\text{р.с.}}$ содержание кислорода. Для выяснения механизма образования газовых пузырей в ванне, используем следующий подход [5], [8]. Внешнее давление на пузырьки:

$$p_{\text{CO}} = p_{\text{вн.}} = p_{\text{атм.}} + \left(H_{\text{ме}}\rho_{\text{ме}} + H_{\text{шл}}\rho_{\text{шл}}\right)g, \quad (14)$$

где $p_{\text{атм.}}$ – атмосферное давление, Па; g – ускорение земного притяжения, м/с^2; $H_{\text{ме}}$ – высота слоя металла над пузырьком, м; $H_{\text{шл}}$ – шлака над пузырьком, м; $\rho_{\text{ме}}$ – плотность металла (~ 6600 кг/м^3); $\rho_{\text{шл}}$ – плотность шлака (~ 3000 кг/м^3).

Ванна ДСП в упрошенном виде представляет собой усеченный конус с углов α = 45°, направленный вниз, высотой $H_{\text{ван}}$. Радиус большего основания конуса равен радиусу ванны печи ($R_{\text{ван}}$). Тогда радиус пода равен $R_{\text{под}} = R_{\text{ван}} - H_{\text{ван}} / tn\,\alpha$. Исходя из объема конуса ($V = 1/3HS = 1/3H\pi R^2$), высоту слоя металла или шлака можно определить из:

$$H = \left(\sqrt[3]{3V/\left(\pi tn\alpha\right) + R_{\text{под}}} - R_{\text{под}}\right)tn\,\alpha, \text{ м}. \quad (15)$$

Основные параметры пузырька: объем пузырька ($V_{\text{пуз}} = 4/3\pi r^3$), м^3; полная поверхность пузырька ($S = 4\pi r^2$), м^2; где r – радиус пузырька, м.

Радиус пузырька можно рассчитать по формуле [3]:

$$r = \left[2\sigma/(\rho g)\right]^{0.5}, \quad (16)$$

где σ – поверхностное натяжение расплава, Дж/м^2.

Для определения площади поверхности металл – шлак использовали данные расчетов [5], [11]:

$$S_{\text{ш.м.}} = S_{\text{з.в}} + 0,1S_{\text{пуз}} \text{ и } S_{\text{пуз}} = SN_{\text{пуз}}, \quad (17)$$

где $N_{\text{пуз}}$ – количество пузырей CO в кипящей ванне печи; $S_{\text{з.в}}$ – площадь зеркала ванны, м^2.

Одним из основных факторов вспенивания шлака [5] является выделение пузырьков CO. Количество пузырей можно рассчитать по формуле:

$$N_{\text{пуз}} = V_{\text{CO,в}} / V_{\text{пуз}}, \quad (18)$$

где V_{CO} – объем CO в ванне, м^3.

Скорость всплытия пузырьков [3]:

$$w_{\text{CO}} \approx \sqrt{4/3rg}. \quad (19)$$

Объем образующегося CO:

$$V_{\text{CO}} = \frac{28/12\left(\left(v_{C,1} + v_{C,2} + v_{C,3}\right)M_{\text{ме}} + v_{\text{ок}}[C]_{\text{реакц}}\right)}{60 \cdot 100\rho_{CO}}, \quad (20)$$

где ρ_{CO} – плотность газа пузырей, кг/м^3.

Объем CO в ванне определим по выражению:

$$V_{\text{CO,в}} = V_{\text{CO}}\tau_{\text{под}} = V_{\text{CO}}H / w_{\text{CO}}. \quad (21)$$

Тепловой эффект от реакций:

$$q_{v_C} = \left(q_{C,1}v_{C,1} + q_{C,2}v_{C,2} + q_{C,3}v_{C,3} + q_{C,4}v_{C,4}\right)M_{\text{ме}} / 100, \quad (22)$$

$$q_{v_{(\text{FeO})}} = q_{(\text{FeO}),1}v_{(\text{FeO}),1} + q_{(\text{FeO}),2}v_{(\text{FeO}),2}, \quad (23)$$

где q – теплоты реакций соответственно: $q_{C,1}$, $[C]+[O] \rightarrow \{CO\}$; $q_{C,2}$, $[C]+(FeO) \rightarrow [Fe]+\{CO\}$; $q_{C,3}$, $[C]+1/2O_2 \rightarrow \{CO\}$; $q_{C,4}$, $C_{\text{ок}} \rightarrow [C]$; $q_{(\text{FeO}),1}$,

$[Fe]+1/2O_2 \rightarrow (FeO)$; $q_{(FeO),2}$, $[Fe]+[O] \rightarrow (FeO)$.

Потери тепла с уходящими газами составят:

$$Q_{\text{ух,газ}} = c_{CO} V_{CO} t_{CO} \Delta\tau / \rho_{CO}. \quad (24)$$

В результате скорость нагрева шлако-металлического расплава от обезуглероживания:

$$v_{t,C} = \frac{q_{v_C} - q_{\text{ух,газ}}}{M_{\text{ме}} c_{\text{ме}} + M_{\text{шл}} c_{\text{шл}}}. \quad (25)$$

Результаты обработки опытных данных [2], [5] работы 150 т дуговой печи показывают, что динамика процесса обезуглероживания [4], [7], [8] тесно связана с тепловыми и технологическими процессами, так, например, установлены корреляционные взаимосвязи между v_C и другими параметрами плавки: $v_C = 0,033 v_{\text{ок}} + 0,0032 N_{\text{эл}} - 0,5\Sigma(FeO) - 2,02$ при R = 0,79, где $N_{\text{эл}}$ – удельный расход электроэнергии, кВт·ч/т; Σ(FeO) – суммарное содержание оксидов железа в шлаке, %.

На основе вышеизложенного и выражений (1 – 25) получена математическая модель окислительно-восстановительных процессов обезуглероживания металлического расплава в ванне дуговой печи, которая учитывает отдельные составляющие реакции окисления углерода (v_C), распределение кислорода на окисление, формирование пузырьков, содержание углерода, параметры теплового состояния ванны и другие технологические факторы плавления ЖМО в печи по ходу плавки. Блок-схема алгоритма расчета параметров режима обезуглероживания и других показателей работы дуговой печи с применением непрерывной подачи окатышей в ванну представлена на рис. 1. Программа расчета реализована с использованием электронных таблиц MS Excel.

Целью расчета (рис. 1) является определение текущих значений концентрации углерода, содержания (FeO) в шлаке, скоростей обезуглероживания и нагрева металла по ходу электроплавки ЖМО.

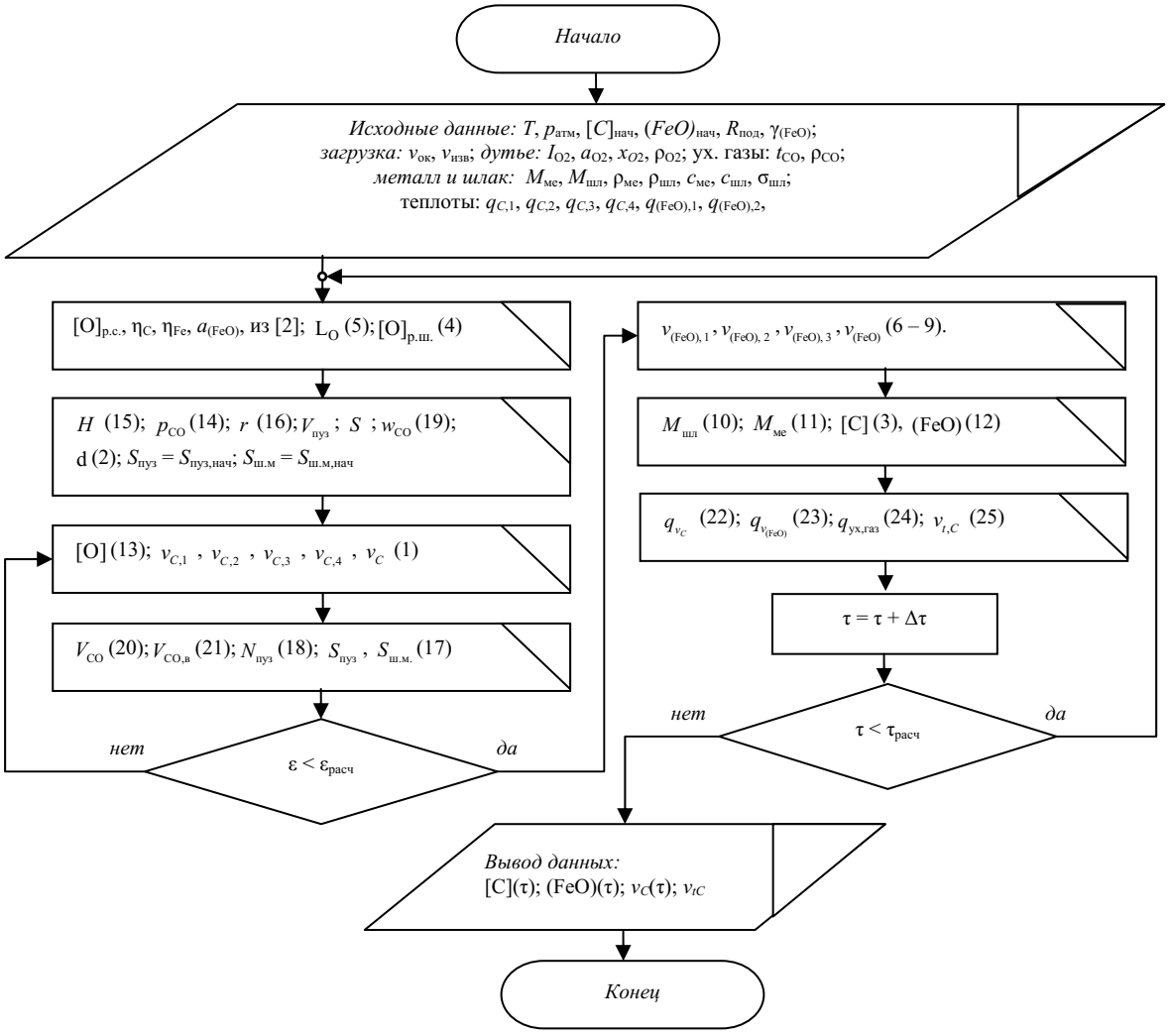


Рис. 1. Блок-схема алгоритма расчета параметров режима обезуглероживания металла в дуговой печи с применением непрерывной подачи ЖМО в ванну агрегата

В начале расчета задаются исходные данные (блок 1): температура, масса и состав металла и шлака, состав окатышей, скорости подачи окатышей и извести, кислорода дутья и теплофизические параметры и тепловые эффекты рассчитываемых реакций.

Из текущей температуры определяем константы реакций и коэффициент распределения кислорода между металлом и шлаком (блок 2). Полученные данные используем для расчета равновесных содержаний кислорода в металле. Из размеров ванны печи и количества шлака и металла определяем высоту слоя металла ($H_{ме}$) и толщину шлака ($H_{шл}$), из которых определяем расчетное давление на пузырьки CO в металле и рассчитываем их параметры в ванне (блок 3). Также задаем первое приближение величин поверхностей шлак – металл и пузырей в ванне. Исходя из равновесных содержаний кислорода и реакционных поверхностей, рассчитываем составляющие обезуглероживания и суммарную скорость изменения содержания углерода в металле (блок 4). Из скорости процесса обезуглероживания определяем объем выделившегося из ванны газа и величины поверхностей шлак-металл и пузырей в ванне (блок 5). Если разница заданных и рассчитанных поверхностей больше заданной погрешности, то расчет обезуглероживания повторяем, используя последние. Когда погрешность удовлетворяет заданным условиям, то сначала рассчитываем скорости поступления (FeO) в шлак (блок 6), а затем массы шлака и металла, содержание (FeO) и [C] для следующего периода времени (блок 7) и скорость нагрева шлако-металлического расплава от обезуглероживания металла в ДСП (блок 8).

После чего проводим проверку, если текущее время τ меньше времени расчета $\tau_{расч}$, то переходим к расчету следующего промежутка времени, иначе выводим конечные данные (блок 9) и завершаем расчет. Результаты моделирования при изменении скоростей подачи окатышей ($v_{ок}$ = 20; 30; 40 кг/с) в ванну 150т ДСП приведены на рис. 2 и 3. Из данных рис. 2 следует, например, что максимальная скорость окисления углерода (кривая 3) вызвана подачей кислорода на шлак от ТКГ. При этом скорости $v_{C,1}$, $v_{C,2}$ являются незначительными, но оказывают свое влияние на вспенивание шлака [4], [5].

Как следует из данных рис. 3 при изменении расхода ЖМО от 20 до 40 кг/с и постоянных расходах извести и кислорода на расчетный период, кривые содержания углерода в металле (поз. а) имеют вид экспоненциальной зависимости. В начальный период значения [C] практически линейно зависит от времени, затем при [C] ≤ 0,2 ± 0,05 % скорость изменения уменьшается и на конечном отрезке практически неизменна. Конечное содержание углерода при этом приблизительно равно (рис. 3 *а*).

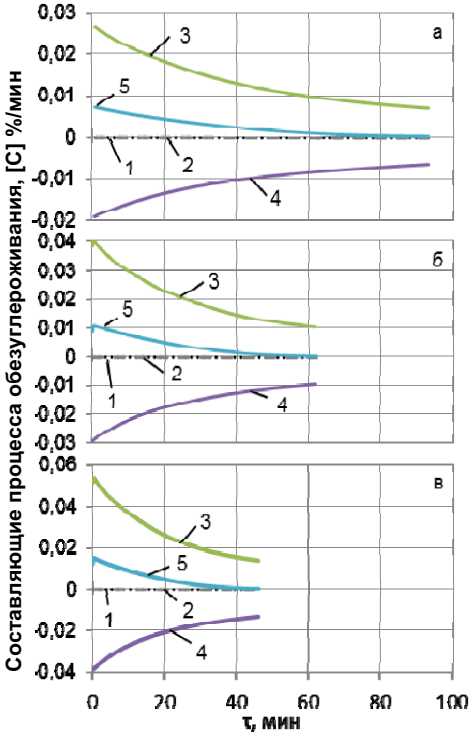


Рис. 2. Зависимость скоростей окисления углерода для различных составляющих режима обезуглероживания сталеплавильной ванны в 150т дуговой печи (1, 2, 3, 4, 5 – $v_{C,1}$, $v_{C,2}$, $v_{C,3}$, $v_{C,4}$ и v_C, % [C]/мин) при непрерывной загрузке ЖМО (*а* – $v_{ок}$ = 20 кг/с; *б* – $v_{ок}$ = 30 кг/с; *в* – $v_{ок}$ = 40 кг/с)

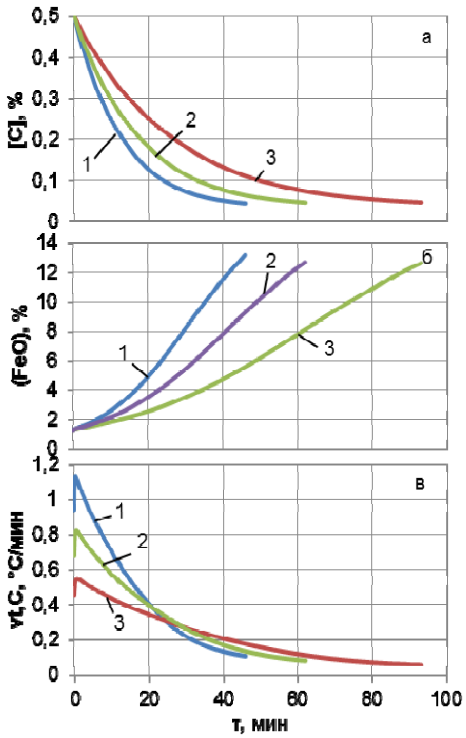


Рис. 3. Характер изменения содержания углерода в металле (*а*), окислов железа в шлаке (*б*) и скорости нагрева шлако-металлического расплава от обезуглероживания (*в*) по ходу плавки при непрерывной загрузке ЖМО (1 – $v_{ок}$ = 40 кг/с; 2 – $v_{ок}$ = 30 кг/с; 3 – $v_{ок}$ = 20 кг/с)

В свою очередь, окисленность шлака (рис. 3 *б*) в конечный период плавки растет быстрее, так как при снижении содержания углерода ниже [C] = 0,2 ± 0,05 % доля кислорода, идущего на реакцию с углеродом, уменьшается, а на окисление железа, соответственно, увеличивается, что может увеличить потери железа со шлаком.

Кривые скорости нагрева шлако-металлического расплава от обезуглероживания металла (рис. 3 *в*) имеют вид экспоненциальной зависимости, максимальны в начальный период и непрерывно снижаются в связи с постоянным увеличением массы шлако-металлического расплава.

Таким образом, применение математической модели обезуглероживания металла в ДСП и программы расчета составляющих v_C при непрерывной подаче ЖМО по ходу плавки с интенсификацией процесса шлакообразования кислородом от ТКГ позволяет рассчитывать кривые содержания углерода в металле, окисленности шлака и скорости нагрева металла в условиях обезуглероживания в течение расчетного периода электроплавки стали с учетом непрерывной загрузки ЖМО при подаче кислорода через ТКГ, что позволяет использовать модель и ее программу для расчета управляемого окислительного рафинирования при непрерывном плавлении окатышей в ванне дуговой печи.

Проверку модели на адекватность осуществляли путем сравнения расчетных данных v_C и (FeO) с данными опытных плавок из паспортов [2], [5] и результаты сравнения (разброс данных не более 10 %) свидетельствует о возможности практического использования модели (рис. 1) для управления режимом плавления ЖМО в ДСП.

Литература

1. *Бакакин, В.А.* Исследование кинетических закономерностей обезуглероживания металлического расплава / В.А. Бакакин, С.И. Филиппов, С.Н. Падерин, М.М. Волков // Изв. ВУЗов «Черная металлургия». – 1972. – № 5. – С. 5 – 7.

2. *Бартенева, О.И.* Исследование процессов нагрева и обезуглероживания металла в 150-т дуговой печи с переменной массой ванны / О.И. Бартенева, Э.Э. Меркер // Изв. ВУЗов «Черная металлургия». – 2001. – № 9. – С. 65 – 66.

3. *Григорян, В.А.* Теоретические основы электросталеплавильных процессов / В.А. Григорян, Л.Н. Белянчиков, А.Я. Стомахин. – М., 1987.

4. *Меркер, Э.Э.* Анализ процесса самораскипания сталеплавильной ванны при продувке металла кислородом / Э.Э. Меркер // Изв. ВУЗов «Черная металлургия». – 2001. – № 6. – С. 62 – 64.

5. *Меркер, Э.Э.* Энергосберегающие условия плавления металлизованных окатышей в ванне дуговой печи / Э.Э. Меркер // Бюллетень «Черная металлургия». – 2008. Вып. 1 (1297). – С. 35 – 39.

6. *Падерин, С.Н.* Термодинамика и расчеты процесса глубокого обезуглероживания стали / С.Н. Падерин, Е.П. Падерина // Изв. ВУЗов «Черная металлургия». – 2005. – № 10. – С. 19 – 24.

7. *Падерин, С.Н.* Термодинамическое моделирование окислительных процессов при обезуглероживании стали / С.Н. Падерин, П.С. Падерин, И.В. Кузьмин // Изв. ВУЗов «Черная металлургия». – 2003. – № 5. – С. 6 – 11.

8. *Трахимович, В.И.* Использование железа прямого восстановления при выплавке стали / В.И. Трахимович, А.Г. Шалимов. – М., 1982.

9. *Филиппов, С.И.* Теория металлургических процессов / С.И. Филиппов. – М., 1967.

10. *Филиппов, С.И.* Теория процесса обезуглероживания стали / С.И. Филиппов. – М., 1956.

11. *Хмелева, С.Л.* Математическое моделирование процесса обезуглероживания в электродуговой печи / С.Л. Хмелева, А.Г. Падалко // Сборник трудов Всероссийской научно-практической конференции «Моделирование, программное обеспечение и наукоемкие технологии в металлургии». – Новокузнецк, – 2011. – С. 347 – 355.

УДК 621.778.04.

Р.А. Юдин, Н.И. Шестаков, В.Р. Аншелес, И.Р. Юдин, Н.А. Тувалин

ОСНОВНЫЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ НЕПОЛНОГО СГОРАНИЯ ПРИРОДНОГО ГАЗА

В статье приведены аналитические исследования, позволившие выявить основные закономерности неполного сжигания природного газа. Показано, что сумма объемов оксида и диоксида углерода в продуктах неполного сгорания равна стехиометрическому объему диоксида углерода: $CO_{2max} = CO + CO_2$, а сумма объемов водорода и водяных паров – стехиометрическому объему водяных паров: $H_2O_{max} = H_2 + H_2O$. Получены аналитические формулы, позволяющие рассчитывать химический состав продуктов неполного сгорания при различных режимных параметрах.

Оксид и диоксид углерода, водород и водяные пары, коэффициент расхода первичного воздуха.

The paper presents the analytical studies of the basic laws of incomplete combustion of the natural gas. It is shown that the sum of the amounts of oxide and carbon dioxide in the products of incomplete combustion is the stoichiometric volume of carbon dioxide is $CO_{2max} = CO + CO_2$, and the sum of the amounts of hydrogen and water vapor is equal to the stoichiometric amount of water vapor: $H_2O_{max} = H_2 + H_2O$. The analytical formulas of calculating the chemical composition of the products of incomplete combustion at various regime parameters are received.

Oxide and carbon dioxide, hydrogen and water vapor, flow rate of primary air.