



ЛИТЕРАТУРА

1. Ващенко К. И., Шумихин В. С. Плавка и выпечная обработка чугуна для отливок. – Киев: Вища школа, 1992. – С. 220-221.
2. Юдашкин М. Я. Очистка газов в металлургии. – М.: Металлургия, 1976. – С. 346-347.
3. Защита атмосферы от промышленных загрязнений: Пер. с англ. / Под ред. С. Калверта, Г. М. Инглунда. – М.: Металлургия, 1988. – С. 81.
4. Сборник методик по расчету выбросов в атмосферу загрязняющих веществ различными производствами. – Л.: Гидрометеиздат, 1986. – С. 28-29.
5. Технические и экономические основы литейного производства / Под ред. В. М. Шестопала. – М.: Машиностроение, 1974. – С. 48-64.

Анотація

Шалевська І. А., Гутько Ю. І.

Розрахунок викидів забруднюючих речовин в ливарному виробництві

Розглянуто питання викиду забруднюючих речовин від ливарних плавильних печей, проведено аналіз діючих розрахунків викидів та запропоновано варіант математичного моделювання процесу, який можна використувати при розрахунках вентиляції, реконструкції виробництва та розрахунках і узгодженні гранично допустимих показників викидів.

Ключові слова

плавильна піч, забруднюючі речовини, атмосфера, пил неорганічний, гази, аерозолі, оксид заліза, розрахунок викидів, математичне моделювання, вміст хімічних елементів, температура плавлення

Summary

Shalevskaya I., Gut'ko Yu.

The calculation of contaminated substances in casting production

The problem of pollutants release from melting furnaces is considered. The analyze of existing blowouts of calculations was performed. The method of mathematical process' simulation is proposed. It is adapted to reconstruction, calculation and coordination of ventilation and maximum allowable indexes of blowouts.

Keywords

melting furnace, contaminated substances, atmosphere, nonorganic dust, gases, aerosols, iron oxid, blowouts calculation, mathematical simulation, chemical elements content, melting temperature

Поступила 13.01.11

УДК 681.51.007.57:669.184

В. С. Богушевский, Е. А. Сергеева, С. В. Жук

Национальный политехнический институт «КПИ», Киев

Динамическая модель управления температурным режимом конвертерной ванны

На основании теплового баланса разработана модель изменения температуры конвертерной плавки в процессе продувки. Проанализирована динамика отдельных составляющих баланса: расплавления лома, выгорания примесей, ввода охлаждающих и шлакообразующих добавок, тепловых потерь конвертера. Приведены зависимости изменения температуры от параметров дутьевого режима.

Ключевые слова: ванна, футеровка, плавка, кислород, температура, сталь

Кислородно-конвертерная ванна как многосвязанный объект представляет собой трехфазную многокомпонентную термодинамическую систему, в которой на фоне турбулентного переноса протекают взаимосвязанные теплообменные, гидродинамические, химические и другие необратимые явления. Современный уровень развития измерительной техники не позволяет осуществить в агрессивной высокотемпературной среде прямой контроль скорости протекания физико-химических процессов, определяющий управляемые параметры объекта – температуру и содержание углерода в металле, основность и окисленность шлака [1]. Поэтому изучение, расчет, контроль и управление нестационарным режимом процесса выполняют путем его математического моделирования в реальном масштабе времени с использованием сопутствующей информации, которую измеряют с достаточной точностью, надежностью и минимально возможным запаздыванием.

В последнее время основное внимание уделяется получению заданной температуры металла из-за использования технологии окисления углерода до малых долей (0,04-0,05 %) с последующим науглероживанием металла в ковше.

В публикациях [2-5] представлен детальный теоретический анализ процессов, проходящих в конвертерной ванне, приведена формализация отдельных явлений. Общий недостаток моделей управления, указанных в этих публикациях, – неадекватность описания процессов в реальных условиях, что связано с допущениями при разработке моделей.

Известна модель явлений переноса в сталеплавильной ванне [6]. Ее можно применять для прогнозирования состояния конвертерной ванны и управления температурным режимом. Однако отсутствие обратной связи существенно сокращает возможность использования модели в реальном производстве.

На практике для обратной связи в моделях управления температурным режимом дутья проводят химический анализ отходящих газов или непосредственно измеряют массу конвертера датчиками, смонтированными под его приводными цапфами. Оба способа ведут к неточностям, связанным с влиянием CO₂ недопала извести, режимом выгорания марганца и железа, а также количеством кислорода, участвующего при реакции дожигания CO в CO₂ в полости конвертера.

Таким образом, использование известных моделей приводит к неоптимальному управлению конвертерной плавкой.

Приведенные в статье исследования проводились в Национальном техническом университете Украины «КПИ» по теме «Принципы создания математической модели системы управления кислородным конвертером».

Целью исследований является разработка модели управления температурным режимом конвертерной плавки.

Результаты исследований. Математическая модель динамического контроля продувки, основанная

на учете распределения вдуваемого кислорода между металлом шлаком и конвертерным газом, характеризует тепловой баланс в конвертере. При создании модели пренебрегли градиентами управляемых параметров, предполагая, что пространственная неоднородность в ванне как по химсоставу, так и температуре вследствие интенсивного перемешивания отсутствует. Это позволяет исключить из математического описания параметры.

Основной вклад в массообмен и энергетику большей части процесса вносят термохимические реакции окисления углерода и железа ванны. Было принято допущение, что конвертерный газ – как продукт обезуглероживания ванны – состоит из CO. В рабочем пространстве конвертера окись углерода частично догорает в диоксид.

Динамику изменения температуры ванны по ходу продувки можно выразить уравнением

$$m_c \frac{dt}{dt} = Q_{CO} \frac{dm_c}{dt} + \gamma_1 (Q_{CO_2} - Q_{CO})(1 - \gamma_{CO}) + \frac{dm_c}{dt} + Q_{Fe} \frac{dm_{Fe}}{dt} - \frac{60}{10^3} [q_n(\varphi) + q_{ac}(\varphi)], \quad (1)$$

где c – средняя удельная теплоемкость жидкого металла при средней за продувку температуре, равная 0,88 кДж/(кг·К); m_c – масса чугуна на плавку, т; dt/dt – скорость изменения температуры ванны, К/мин; Q_{CO} , Q_{CO_2} , Q_{Fe} – удельные стационарные тепловые эффекты химических реакций образования соответствующих оксидов углерода, железа, кремния и марганца в рабочем пространстве конвертера при стандартной температуре газообразного кислорода, кДж/кг окисляющегося элемента; dm_c/dt – массовая скорость обезуглероживания ванны, т/мин; γ_1 – коэффициент, характеризующий использование теплоты от догорания CO в CO₂ в полости конвертера, равный 0,7 [7]; $q_n(\varphi)$ – мощность, затраченная на нагрев и расплавление лома определенного вида в течение продувки, кВт; $q_{ac}(\varphi)$ – тепловой поток, обусловленный потерей на нагрев активного слоя футеровки конвертера по ходу продувки, кВт.

Изменения удельных нестандартных тепловых эффектов химических реакций в процессе продувки незначительны и составляют по отношению к среднему значению не выше 2 % [7]. Поэтому значения Q_{CO} , Q_{CO_2} , Q_{Fe} принимаются постоянными при средней температуре процесса (кДж/кг) соответственно 10550, 31540 и 4485 элемента.

Выражение для мощности, затраченной на тепловую обработку лома определенного вида при продувке, имеет следующий вид:

$$q_n(\varphi) = \frac{Q_n [1 - \beta(\varphi)]}{0,95 \cdot 60 \Delta\tau [1 - \beta(\varphi)]} \times \exp \left(\frac{\tau}{\Delta\tau_y(\varphi) m_n [1 - \beta(\varphi)]} \right), \quad (2)$$

где Q_n – удельная теплота, затраченная на нагрев и расплавление лома равная $1368 \cdot 10^3$ кДж/т; $\beta(\varphi)$ – массовая доля лома определенного вида, расплавившегося при заливке чугуна в конвертер; $\Delta\tau = \Delta\tau(\varphi)/m \times [1 - \beta(\varphi)]$ – удельное значение постоянной времени переходного процесса проплавления лома определенного вида, мин/т; $\Delta\tau(\varphi)$ – постоянная времени переходного процесса проплавления лома определенного вида, мин.

Значение q_{ac} определяется по формуле

$$q_{ac} = -\lambda_{\phi} \left. \frac{\partial(\Delta t)}{\partial x} \right|_{x=0} S. \quad (3)$$

где λ_{ϕ} – теплопроводность футеровки, для смол-доломитовой футеровки равная 2800 Вт/(м·К); $\partial(\Delta t)/\partial x|_{x=0}$ – градиент от гармонической составляющей температурного поля на тепловоспринимающей поверхности, К/м; $S = 2\pi R_{\phi} L$ – площадь внутренней поверхности футеровки конвертера по ходу ее кампании, м²; R_{ϕ} – текущий внутренний радиус футеровки, м; L – длина эквивалентной цилиндрической футеровки, м.

Длину эквивалентной цилиндрической футеровки и ее внутренний радиус в начале кампании определяем из соотношений

$$L = 0,5 S_n / \pi R_{\phi}; \quad (4)$$

$$R_0 = 0,5 \sqrt{4R_{н.ф.}^2 - \frac{4V_{\phi}|_{N=0}}{\pi L}}, \quad (5)$$

где S_n – суммарная площадь наружной поверхности кожуха, м²; R_n , $R_{н.ф.}$ – наружные радиусы цилиндрической части кожуха и футеровки, м; $V_{\phi}|_{N=0}$ – объем новой футеровки, м³.

Известно, что при $R_{н.ф.}/R_0 < 2$ цилиндрическую стенку без большой погрешности (менее 4 %) можно рассматривать как неограниченную пластину такой же толщины.

При эксплуатации конвертера рабочая поверхность футеровки подвергается высокотемпературному химическому и механическому воздействию металлошлаковой газовой эмульсии, приводящему к износу кирпича. Поэтому теплоперенос в футеровке конвертера отвечает так называемым фронтовым процессам теплопроводности с изменением массы материала и относится к классу нелинейных задач. Задаваясь вопросом равномерного по массе износа футеровки на плавку по ходу кампании

$$\bar{g}_{\phi} = \frac{100}{\bar{m}_c} \frac{dm_{\phi}}{dN}, \quad (6)$$

и выражая элементарную массу размытой футеровки через изменение геометрических размеров эквивалентной цилиндрической полости

$$dm_{\phi} = 2 \cdot 10^3 \pi R L \rho_{\phi} dR \quad (7)$$

интегрированием уравнения (7) в пределах (R_0 , R_{ϕ}) и (0, N), находим закон движения фронта износа внутренней поверхности полости

$$R_{\phi} = \sqrt{R_0^2 + \frac{10\bar{g}_{\phi}\bar{m}_c N}{\pi L \rho_{\phi}}}, \quad (8)$$

где \bar{g}_{ϕ} – удельный средний массовый износ футеровки за плавку, кг/100 кг чугуна; \bar{m}_c – средняя за плавку масса чугуна, т; ρ_{ϕ} – плотность футеровки, кг/м³.

Определив градиент температуры по поверхности стенки, запишем выражение влияния теплового потока на нагрев активного слоя на момент полупериода продувки

$$q_{ac} = -2\lambda_{\phi} \Delta t_* \Big|_{x=0} \sqrt{\frac{2\pi^3}{60a_{\phi}\tau_{пл}}} \times \\ \times R_{\phi} L \cos \left(2\pi \frac{0,5\bar{\tau}_{пл} + \tau}{\bar{\tau}} + \frac{\pi}{4} \right), \quad (9)$$

где $\Delta t_*|_{x=0}$ – амплитуда колебаний температуры на огневой поверхности футеровки, °С; a_{ϕ} – теплопроводность футеровки, м²/с; $\bar{\tau}_{пл}$ – средняя продолжительность плавки, мин.

Если при выводе уравнения гармонической составляющей температурного поля принять граничное условие первого рода, которое исключает инерционное запаздывание на границе стенки между тепловым потоком и температурным полем, то сдвиг фаз будет равен нулю. Окончательное уравнение для q_{ac} примет вид

$$q_{ac} = -2\lambda_{\phi} \Delta t_* \Big|_{x=0} \sqrt{\frac{2\pi^3}{60a_{\phi}\bar{\tau}_{пл}}} \times \\ \times R_{\phi} L \cos \left(2\pi \frac{0,5\bar{\tau}_{пл} + \tau}{\bar{\tau}_{пл}} \right) \quad (10)$$

Известно, что окисление кремния и марганца в конвертерной ванне завершается, приближаясь к равновесным значениям, через 0,4-0,5 $\bar{\tau}_{пл}$. Учтем в выражении (1) процессы выгорания кремния, марганца и фосфора чугуна, протекающих согласно экзотермической реакции $aR + bO_2 = R_aO_{2b} + Q_m$, где R – окисляющийся элемент; a и b – стехиометрические коэффициенты; Q_m – молярный нестандартный тепловой эффект химической реакции образования оксида с участием газообразного кислорода при его стандартной температуре, средней за продувку температуре ванны и соответствующих агрегатных состояниях исходного и полученного продуктов, для кремния, марганца и фосфора составляющие 690, 378 и 1163 кДж/кмоль · 10³ [7].

Уравнения переходного процесса массо- и теплообмена при окислении примесей чугуна кислородом аналогичны кинетическому соотношению (2) проплавления лома по ходу продувки ванны:

$$v_R = \frac{10bV_m m_c}{0,95aA_R 60\Delta t_{yR}} \exp \left(- \frac{\tau}{\Delta\tau_{yR} (R_c - \gamma R_m)} \right) \quad (11)$$

$$q_R = \frac{10Q_m m_c}{0,95aA_R 60\Delta t_{yR}} \exp\left(-\frac{\tau}{\Delta t_{yR}(R_c - \gamma R_m)}\right), \quad (12)$$

где v_R – объемный расход при нормальных условиях кислородного дутья для окисления элемента R м³/мин; V_m – молярный объем идеального газа при нормальных условиях, равный 22,4 м³/кмоль; A_R – атомная масса окисляющегося элемента R ($R \in \text{Si, Mn, P}$), кг/кг-атом; Δt_{yR} – удельное значение постоянной времени переходного процесса окисления элемента R , %/мин; R_c, R_m – массовая доля окисляющегося элемента соответственно в чугуна и металле (принимая $\text{Si}_m = 0$), %; $\gamma = 0,9$ – коэффициент, характеризующий угар элементов чугуна и равный отношению массы выплавляемого металла к исходной массе чугуна; q_R – мощность тепловыделения в течение продувки ванны при окислении элемента R , кВт.

По данным работы [8] получены численные значения, которые составили (%/мин) для кремния 2,59, марганца – 2,05 и фосфора – 50.

В формуле (1) по аналогии с кинетическим уравнением тепловой обработки лома по ходу продувки также учтем мощность на усвоение j -й добавки сыпучих (извести, известняка и других)

$$q_j = \frac{Q_j}{0,9560\Delta t_{yj}} \exp\left(-\frac{\tau - \tau_j}{\Delta t_{yj}G_j}\right), \quad (13)$$

где Q_j – удельная теплота, затраченная на усвоение j -й добавки сыпучих, включающая физическую теплоту на нагрев и изменение агрегатного состояния, а также химическую теплоту реакций превращения добавки, кДж/т; Δt_{yj} – удельное значение постоянной времени переходного процесса усвоения j -й добавки сыпучих, мин/т; τ_j – время ввода j -й добавки сыпучих, отсчитываемое от момента начала продувки, мин; m_j – масса j -й добавки сыпучих, т.

Удельный охлаждающий эффект известняка, извести и плавикового шпата, по данным [9], составляет соответственно 4820, 2510 и 2330 кДж/т · 10³. Переходной процесс изменения температуры ванны вследствие охлаждающего действия добавок сыпучих материалов изучен экспериментально по показаниям пирометрического устройства непрерывного измерения температуры металла в конвертере [10]. Идентификацией опытных данных от действия регламентированных добавок нами получены локальные функции температурного режима сталеплавильной ванны, по которым определены значения Δt_{yj} (мин/т) для извести 0,459, известняка – 0,880 и плавикового шпата – 0,423.

Если температурный режим плавки отличается от заданного, то кроме массы охлаждающих материалов можно изменить дутьевой режим, воздействуя на количество окислившегося железа и степень дожигания окиси углерода в двуокись. Нами проведены исследования того,

как положения фурмы и интенсивность продувки влияют на температуру ванны (рис. 1-2). При высоком положении фурмы температура ванны возрастает, так как реакции окисления железа и дожигания CO в CO₂ идут более интенсивно. Изменение интенсивности подачи дутья влияет на эти

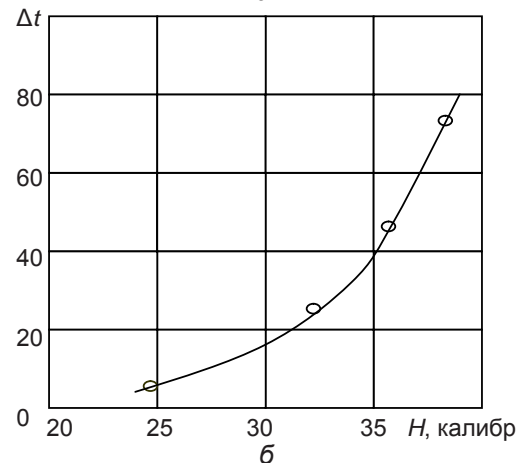
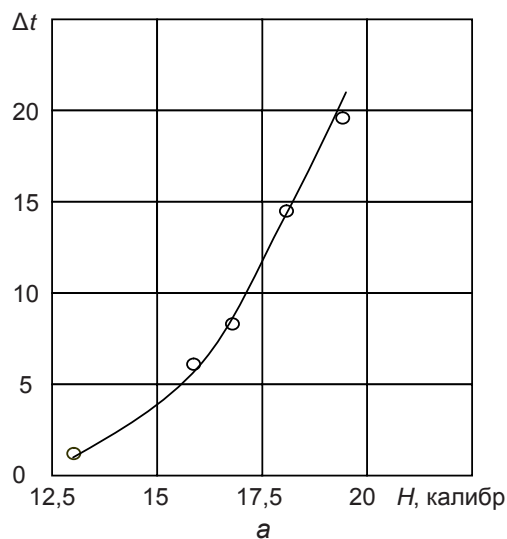


Рис. 1. Изменение прироста температуры Δt в зависимости от средней за продувку высоты фурмы над уровнем спокойной ванны H за счет изменения массы монооксида железа в конечном шлаке (а) и дожигания монооксида углерода в полости конвертера (б)

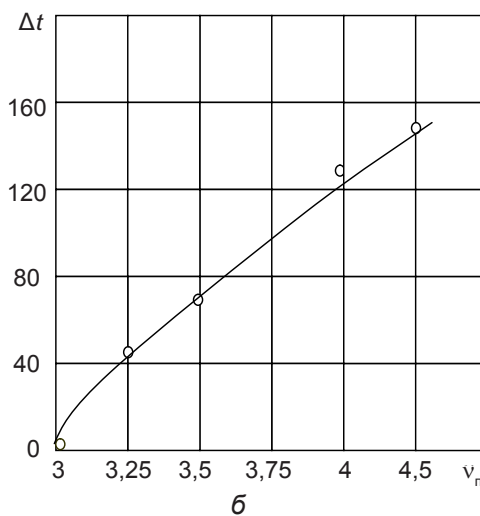
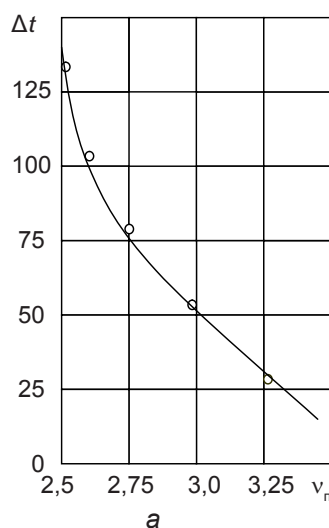


Рис. 2. Изменение прироста температуры Δt в зависимости от среднего значения интенсивности продувки v_n , м³/(т·мин) за счет изменения массы монооксида железа в конечном шлаке (а) и дожигания монооксида углерода в полости конвертера (б)

реакции противоположным образом. С увеличением данного показателя уменьшается количество железа в шлаке, вызывая снижение прироста температуры на единицу дутья, и возрастает степень дожигания CO в CO₂ в полости конвертера, приводя к увеличению прироста температуры.

Выводы

Получена динамическая модель изменения температуры ванны во время продувки, учитывающая

происходящие в процессе выгорание примесей чугуна, плавление лома и тепловые потери конвертера.

Проведены исследования по изменению температуры ванны при помощи параметров дутьевого режима.

Модель включена как составляющая часть в математическую модель управления конвертерной плавкой, разработанной для 160-тонных конвертеров Криворожского металлургического комбината.



ЛИТЕРАТУРА

1. Основи металургійного виробництва металів і сплавів: Підручник / За ред. Д. Ф. Чернеги, Ю. Я. Готвянського. – Київ: Вища школа, 2006. – 503 с.
2. Бигеев А. М. Металлургия стали. Теория и технология плавки стали. – Челябинск: Металлургия, 1988. – 480 с.
3. Математическая модель АСУ конвертерной плавкой / В. С. Богушевский, Ю. В. Оробцев, Н. А. Рюмшин, Н. А. Сорокин. – Киев: НПК «Киевский институт автоматики», 1996. – 212 с.
4. Бойченко Б. М., Охотський В. Б., Харлашин П. С. Конвертерне виробництво сталі (теорія, технологія, якість сталі, конструкція агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія): Підручник. – Дніпропетровськ: РВА Дніпро-ВАЛ, 2004. – 454 с.
5. Богушевский В. С., Рюмшин Н. А., Сорокин Н. А. Основы математического описания технологических процессов конвертерного производства стали. – Киев: НПК «Киевский институт автоматики», 1992. – 168 с.
6. Богушевский В.С., Сергеева Е. А., Жук С. В. Модель переноса массы и теплоты в квазигомогенном приближении // *Materialy VI Miedzynarodowej naukowo-praktycznej konferencji «Naukowa przestrzec Europy – 2010»*, Przemysł, 7-12, 2010, Vol. 19, P. 27-32.
7. Бигеев А. М. Математическое описание и расчеты сталеплавильных процессов. – М.: Металлургия, 1982. – 159 с.
8. Современный кислородно-конвертерный процесс / И. И. Борнацкий, В. И. Баптизманский, Е. И. Исаев и др. – Киев: Техніка, 1974. – 264 с.
9. Математические модели и системы управления конвертерной плавкой / В. С. Богушевский, Л. Ф. Литвинов, Н. А. Рюмшин, В. В. Сорокин. – Киев: НПК «Киевский институт автоматики», 1998. – 304 с.
10. Измерение температуры металла по ходу плавки в конвертере с верхней подачей кислорода / В. С. Кочо, В. И. Лапицкий, Л. Д. Пайзанский и др. // *Металлург. и горноруд. пром-сть.* – 1964. – № 2. – С. 28-31.

Анотація

Богушевський В. С., Сергеева К. О., Жук С. В.

Динамічна модель керування температурним режимом конверторної ванни

На основі теплового балансу розроблено модель зміни температури конвертерної плавки в процесі продувки. Проаналізовано динаміку окремих складових балансу: розплавлення брухту, вигорання домішок, введення охолоджувальних та шлакоутворювальних добавок, теплових втрат конвертера. Наведено залежності зміни температури від параметрів дутьевого режиму.

Ключові слова

ванна, футерівка, плавка, кисень, температура, сталь

Summary

Bogushevsky V., Sergeyeva K., Zhuk S.

Behavior pattern of temperature condition of converter bath

The thermal balance based model of temperature change of converter process while purging is developed. The dynamics of the certain components of balance such as scrap melting, impurities burn insertion of cooling and slag-forming additives, the heat losses of converter are analyzed. Dependences of temperature change on blown-down parameters are shown.

Keywords

bath, lining-up, melting, oxygen, temperature, steel

Поступила 8.11.10