

3. Воронова Н.А. Десульфурация чугуна магнием. – М.: Металлургия, 1980. – 239 с.
4. Зборщик А.М., Куберский С.В., Акулов В.В., Довгалюк Г.Я. // Сталь. 2010. № 1. С. 157 – 160.
5. Шевченко С.А. Разработка научных положений и технологии инжекционного процесса десульфурации чугуна диспергированным магнием в большегрузных ковшах: Дис. ... канд. техн. наук. – Днепропетровск, 2010. – 217 с.
6. Степанов А.А., Ламухин А.М., Зинченко С.Д. и др. Освоение технологии производства сталей с использованием установки десульфурации чугуна в условиях конвертерного производства ОАО «Северсталь»: Тр. VIII Междунар. симпозиума по десульфурации чугуна и стали. – Нижний Тагил. 2004. С. 83 – 87.
7. Ламухин А.М., Зинченко С.Д., Ордин В.Г. и др. Перспективы десульфурации чугуна на ОАО «Северсталь» с использованием реагентов на основе магния: Тр. VII Междунар. симпозиума по десульфурации чугуна и стали. – Аниф, Австрия. 2002. С. 66 – 70.
8. Маначин И.А., Шевченко А.Ф. Оценка влияния диспергирования вдуваемого магнийсодержащего потока на магний-поглощающий потенциал прифурменной зоны // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб. тр. ИЧМ. –К.: Наукова думка, 2010. Вып. 21. С. 128 – 132.
9. Толстопят А.П., Флер А.А., Рузова Т.А., и др. Моделирование заглубленной продувки чугуновозного ковша. Параметры газораспределения // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб. тр. ИЧМ. –К.: Наукова думка, 2008. Вып. 17. С. 97 – 100.
10. Рузова Т.А., Толстопят А.П., Шевченко А.Ф. // Науковий вісник НГУ. Енергетика та автоматизація виробничих процесів. 2007. № 12. С. 91 – 99.
11. Толстопят А.П., Флер Л.А., Давидсон В.В. и др. Экспериментальное определение скорости частиц в канале постоянного диаметра // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб. тр. ИЧМ. –К.: Наукова думка, 2011. Вып. 23. С. 113 – 122.
12. Маначин И.А., Толстопят А.П., Шевченко А.Ф., Рузова Т.А. Влияние параметров вдувания на прифурменную зону при инжекционном рафинировании чугуна магнием // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб. тр. ИЧМ. –К.: Наукова думка, 2011. Вып. 24. С. 107 – 112.
13. Явойский В.И., Дорофеев Г.А., Повх И.Л. Теория продувки сталеплавильной ванны. – М.: Металлургия, 1974. – 496 с.

© 2013 г. А.Ф. Шевченко, И.А. Маначин,
А.П. Толстопят, С.А. Шевченко
Поступила 9 апреля 2013 г.

УДК 621.774.34: 621.789

Г.М. Дружинин¹, Ю.А. Самойлович², Е.В. Попов²

¹ Научно-исследовательский институт металлургической теплотехники

² Уральский федеральный университет

СПОСОБЫ СНИЖЕНИЯ ТЕРМИЧЕСКОЙ НЕОДНОРОДНОСТИ МАССИВНЫХ СТАЛЬНЫХ СЛЯБОВ ПРИ НАГРЕВЕ В МЕТОДИЧЕСКИХ НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ ПЕЧАХ

Аннотация. Изложена расчетная методика выбора рациональных конструктивных параметров разводки опорных труб, изучено влияние использования разводки продольных глissажных труб методических печей на динамику исчезновения темного пятна.

Ключевые слова: опорная труба, математическая модель, толкательная печь, термическая неоднородность, разводка труб.

WAYS TO REDUCE THE THERMAL HETEROGENEITY OF MASSIVE STEEL SLABS BY HEATING IN THROUGH THE HEATING FURNACES

Abstract. In work the settlement technique of a choice of rational design data of distributing of basic pipes is stated, influence of use of distributing of longitudinal glissazhny pipes of methodical furnaces on dynamics of disappearance of a dark stain is studied.

Keywords: abutment pipe, mathematical model, pusher furnace, thermal heterogeneity, shift of pipes.

При движении металла в методической печи, имеющей зону нижнего нагрева, экранирование нижней поверхности заготовок подовыми устройствами (глissажными трубами, рейтерами) приводит к образованию на заготовках зон с пониженной температурой – так называемых «темных пятен». Возникающая при этом термическая неоднородность поля температур заготовки приводит к перегрузке валков прокатного стана и возникновению дефектов получаемого проката. На основании многочисленных экспериментов установле-

но, что для мало- и среднеуглеродистых сталей допустимые значения параметра ΔT не должны превышать 50 – 60 °С. В противном случае возникает вероятность образования дефектов стального проката.

В качестве меры термической неоднородности заготовок принято использовать понятие «разности температур», представляющей собой перепад температур в зоне контакта нижней поверхности заготовки с глissажными трубами и в плоскости, расположенной между соседними глissажными трубами.

Снижение термической неоднородности заготовок достигается за счет использования разводки (смещения или переноса на параллельные базовым) подовых труб на участке печи, примыкающем к монолитному поду.

В открытой печати результаты исследований по влиянию смещения опорных труб на степень термической неоднородности нагреваемых заготовок освещены крайне скупо. В работе [1] сообщается, что в методической печи толкательного типа стана 2000 Новолипецкого металлургического комбината (НЛМК) осуществлена разводка глассажных труб, начиная с середины второй сварочной зоны, как показано на рис. 1. При этом максимальное смещение ΔS , достигаемое на границе с монолитным подом, составляет 300 мм.

Авторы приводят следующие данные:

– при производительности 260 т/ч перепад температур (разность температур) составляет 33 °С без разводки и 12 °С при наличии разводки;

– при производительности 300 т/ч и замене монолитного пода на нижнее отопление перепад температур снижается с 31 °С (без разводки) до 8 °С (при наличии разводки).

Причина столь существенного воздействия разводки опорных труб на разность температур полосы достаточно очевидна. При смещении опорной трубы подстуженный участок поверхности нагреваемой заготовки, контактирующий с гребешком трубы (или рейтером), открывается воздействию греющих газов, что приводит к постепенному рассасыванию темного пятна.

В работе [2] приводятся результаты измерения температуры на поверхности стальной полосы, поступающей к чистовой группе широкополосного стана после нагрева стальных слябов толщиной 260 мм в методической печи, однотипной с печью стана 2000 НЛМК, по данным фирмы «Крупп Шталь». Из рассмотрения экспериментальных данных следует, что при использовании разводки глассажных труб перепад температур по длине полосы снизился с 38 °С (без применения разводки) до 25 °С (при наличии разводки).

Интенсивность процесса устранения темных пятен при использовании разводки зависит от ряда факторов – толщины заготовки, теплопроводности нагреваемого

металла, производительности печи и протяженности участков печи, где организована разводка опорных труб. При реконструкции методических печей выбор конструктивных параметров разводки опорных труб базируется на накопленном практическом опыте.

В данной работе предлагается метод выбора варианта разводки опорных труб с применением математической модели нагрева заготовок в методической печи толкательного типа.

Цель расчета состоит в выборе двух основных параметров: участка печи, где необходимо начать процесс разводки L_N и необходимую степень разводки ΔS . Определение данных величин осуществляется методом последовательных приближений при контроле степени термической неоднородности нагрева заготовки.

При этом принимается, что заготовка перемещается в рабочем пространстве печи с неизменной скоростью $V = L/t_k$, где L – протяженность (длина) полезного пода печи, м; t_k – полная длительность нагрева заготовки в печи, с.

В качестве примера определения расчетных параметров разводки воспользуемся случаем нагрева слябов в печи толкательного типа стана 2000 НЛМК, для которой, по данным [1], смещение опорных труб начинается посередине второй сварочной зоны печи. Расчет параметров разводки сводится к следующей последовательности операций.

В качестве исходного положения принимается температурное поле нагреваемого сляба без учета разводки. Его определение выполняется методом математического моделирования с применением численного метода конечных элементов при решении нелинейного уравнения теплопроводности

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda \text{grad} T) + Q(x, y, z, t) \quad (1)$$

с учетом начального условия $T(t_0) = T_n$ при $t = 0$, а также граничных условий на поверхности заготовки:

$$\pm \lambda \left. \frac{\partial T}{\partial n} \right|_{\text{пов}} = \alpha_k (T_{\text{пов}} - T_S) + \sigma_B (T_{\text{пов}}^4 - T_S^4), \quad (2)$$

где T – температура; t – время; λ , ρ , C – коэффициенты теплопроводности, массовой плотности и удельной теплоемкости металла (расчет производится по [3]); Q – объемная плотность источника тепла, сопровождаемого протекание фазовых превращений; σ_B – коэффициент теплообмена излучением; α_k – коэффициент конвективной теплоотдачи к поверхности сляба; T_S – температура греющей среды; T_n – начальное значение температуры сляба; n – нормаль к поверхности сляба.

При повышении температуры металла до 580–620 °С углеродистая сталь претерпевает превращение исходной структуры перлита в структуру аустенита, сопро-

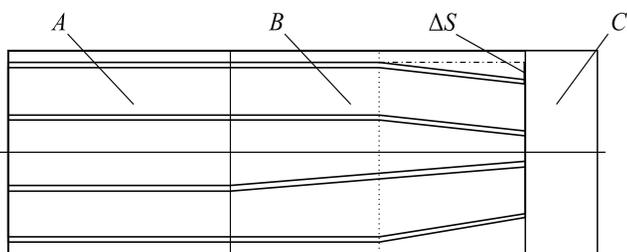


Рис. 1. Схема разводки опорных труб в методической печи: A – методическая зона; B – сварочная зона; C – томильная зона; ΔS – смещение подовых труб

вождаемое выделением теплоты L , кДж/кг. Учет выделения теплоты превращения $P \rightarrow A$ осуществляется заданием плотности источника тепла в виде

$$Q = \rho L \frac{\partial \Psi}{\partial t}, \quad (3)$$

где $\Psi = \Psi(x, y, t)$ – доля превращенного аустенита.

Решение задачи теплопроводности осуществляется при задании начального условия $T_n = f(x, y, t)$, а также при задании температуры греющих газов в верхних и нижних зонах печи в виде известных функций времени: $T_S^j(j)$, где $j = 1, 2, 3 \dots$ – номера соответствующих верхних и нижних зон печи.

Существенной особенностью предлагаемой математической модели является совместное решение задачи теплопроводности для нагреваемого сляба и участка опорной (глиссажной) трубы, внешняя поверхность которой теплоизолирована с целью снижения тепловых потерь. Другая особенность математической модели состоит в учете зависимости основных теплофизических свойств стали – теплопроводности и удельной теплоемкости от температуры.

При учете двух пространственных измерений (x и y , рис. 2) уравнение теплопроводности принимает вид:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \rho L \frac{\partial \Psi}{\partial t} \quad (4)$$

и дополняется следующими граничными условиями:

– для верхней поверхности сляба:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = \sigma_{\text{ВП}} \left[\left(\frac{T_S}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_m}{100} \right)^4 \right], \quad (5)$$

где $\sigma_{\text{ВП}}$ – приведенный коэффициент теплообмена излучением, Вт/(м²·К⁴); T_m – температура верхней поверхности металла. Коэффициент $\sigma_{\text{ВП}}$ принят в стандартной форме, рекомендованной в работе [4] при анализе условий теплообмена в многозонной методической печи толкательного типа;

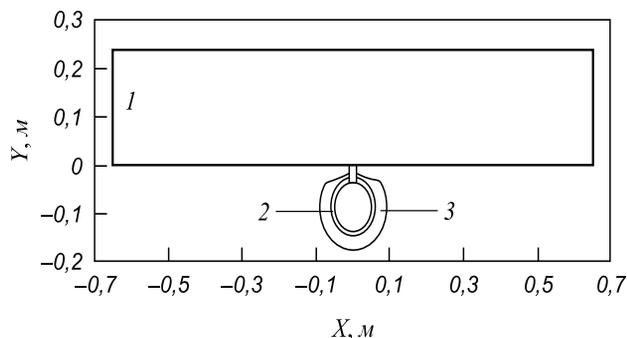


Рис. 2. Схема расчетного участка системы «сляб–глиссажная труба»:

1 – расчетный участок сляба; 2 – водоохлаждаемая стальная труба; 3 – шамотная теплоизоляция трубы

– для граничных с расчетным ($x = \pm 0,65$ м) участком принято условие теплоизоляции от соседних участков:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = 0; \quad (6)$$

– для глиссажной трубы учитывается интенсивное охлаждение внутренней поверхности стальной трубы потоком воды либо паровоздушной смеси (в зависимости от используемого способа охлаждения) в соответствии с уравнением конвективного типа

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial r} = \alpha_k (T - T_k), \quad (7)$$

где T_k – температура охлаждающей среды (воды или паровоздушной смеси); T – температура охлаждаемой поверхности трубы; α_k – коэффициент конвективной теплоотдачи; r – радиус внутренней поверхности трубы;

– для наружной поверхности глиссажной трубы плотность теплового потока определяется формулой

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = \varepsilon_T \sigma_0 (T_S^4 - T_T^4) - \varepsilon_T \varepsilon_m \sigma_0 \varphi_T (T_S^4 - T_m^4), \quad (8)$$

где ε_T – степень черноты внешней поверхности опорной трубы; ε_m – степень черноты металла; φ_T – угловой коэффициент, учитывающий переизлучение на поверхность трубы с нижней поверхности сляба [4]; σ_0 – коэффициент излучения абсолютно черного тела; T_T – температура внешней поверхности глиссажной трубы;

– для нижней поверхности сляба плотность теплового потока определяется следующим соотношением [5]:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = \varepsilon_T \sigma_0 (T_S^4 - T_T^4) - \frac{\varepsilon_T \varepsilon_m \sigma_0}{1 + \left(\frac{x}{R} \right)^2} (T_S^4 - T_m^4), \quad (9)$$

где T_S , T_m , T_T – значения температур греющей среды, нижней поверхности сляба и внешней поверхности глиссажной трубы, соответственно; $2R$ – внешний диаметр теплоизоляции глиссажной трубы; ε_p – эквивалентная степень черноты, зависящая от температуры греющих газов и поверхности металла [6]:

$$\varepsilon_p = 1,06 - 0,34T'_S - 0,27T'_m + 0,1T'_S T'_m, \quad (10)$$

где: $T'_S = \frac{T_S}{1000}$; $T'_m = \frac{T_m}{1000}$.

В результате расчета температурного поля нагреваемого сляба без учета разводки определяется длительность нагрева сляба (t_k) и распределение температур по его сечению (T), удовлетворяющие двум финальным условиям:

$$T_{\text{пов}} = T_{\text{пов}}^{\text{к}}; \quad \Delta T = \Delta T^{\text{к}},$$

где $T_{\text{пов}}^k$ и ΔT^k – заданные значения температуры верхней поверхности сляба и перепада температур по его сечению. Зная полную длительность нагрева сляба (t_k) и длину полезного пода печи (L), можно рассчитать момент времени t_N , соответствующий началу смещения опорных труб по формуле

$$t_N = t_k \frac{L_N}{L}, \quad (11)$$

где L_N – расстояние от входа заготовки в печь до участка, где принято начало разводки опорных труб (исходное положение).

Текущее значение смещений опорных труб рассчитывается по формуле

$$S(t) = K(t - t_N), \quad (12)$$

где коэффициент скорости смещения K определяется из соотношения

$$K = \frac{\Delta S}{t_k - t_N}. \quad (13)$$

Вводя смещение $S(t)$ в алгоритм решения задачи теплопроводности, можно определить поле температур в нагреваемом слябе с учетом разводки опорных труб.

В частности, принимая $L = 38$ м, $L_N = 32,1$ м, $\Delta S = 0,32$ м, по формулам (11), (13) определяются значения параметров разводки: $t_N = 8450$ с, $K = 2 \cdot 10^{-4}$ м/с.

Разводка опорных труб приводит к смещению ранее подстуженных участков контакта поверхности сляба с гребешками опорных труб. В качестве примера на рис. 3 (за значение 0 по координате X принята левая граница расчетного участка сляба) представлено изменение температуры вдоль нижней поверхности сляба толщиной 240 мм для нескольких моментов времени (от

8000 до 10 000 с). Данный график ярко демонстрирует снижение температурной неравномерности по сечению сляба примерно в два раза за счет разводки глиссажных труб. Символами X_1 и X_2 на рис. 3 обозначены значения координат участков контакта поверхности сляба с гребешком опорной трубы перед началом разводки (при $t = 8000$ с) и на границе с монокристаллическим подом (при $t = 10 000$ с). Разность $\Delta X = X_2 - X_1 = 0,32$ м равна значению принятого максимального смещения ΔS .

На рис. 4 представлено изменение во времени температур нижней и верхней поверхности сляба, а также заданный график температур греющей среды (T_V) в верхних зонах печи.

Из расчета следует, что разводка труб в течение 1550 с весьма существенно (на 50 – 60 °С) снижает значение разности температур по сечению ($\Delta T = T_2 - T_1$) на входе в зону монокристаллического пода печи.

Для изучения вопроса о влиянии разводки опорных труб на «размеры» темных пятен в нагреваемом слябе воспользуемся методом расчета показателей термической неоднородности (двух видов разности температур заготовки – разности среднемассовых температур металла и разности температур нижней поверхности нагреваемых заготовок): $D_M = \bar{T}_A - \bar{T}_B$; $D_P = T_{AB}^{\text{пов}} - T^{\text{пов}}$, где A соответствует сечению между опорными трубами, B – сечению над опорной трубой.

На рис. 5 и 6 представлены изменения во времени параметров D_M и D_P для двух состояний изучаемой системы – без разводки и при наличии разводки опорных труб со следующими параметрами: $\Delta S = 0,32$ м; $t_N = 8450$ с; $t_k = 10 000$ с; $K = 2 \cdot 10^{-4}$ м/с.

Из графиков следует, что при нагреве слябов без разводки опорных труб размеры темного пятна достаточно высоки: на входе в зону монокристаллического пода значения разности температур равны $D_P = 76$ °С, $D_M = 34$ °С.

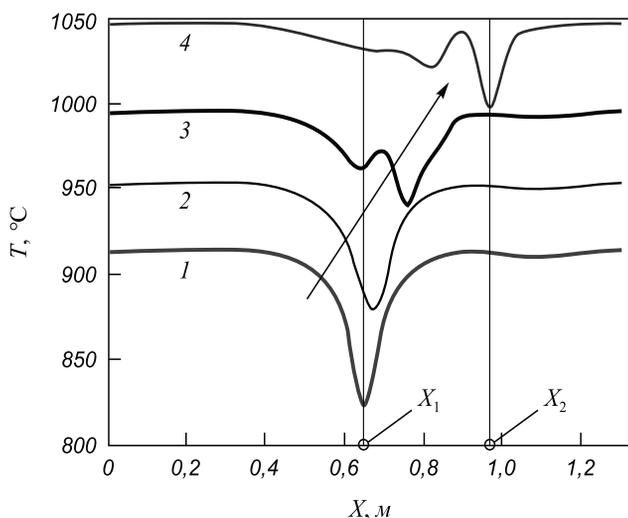


Рис. 3. Распределение температуры вдоль нижней поверхности сляба при разводке для нескольких моментов времени, с: 1 – 8000, 2 – 8500, 3 – 9100, 4 – 10 000

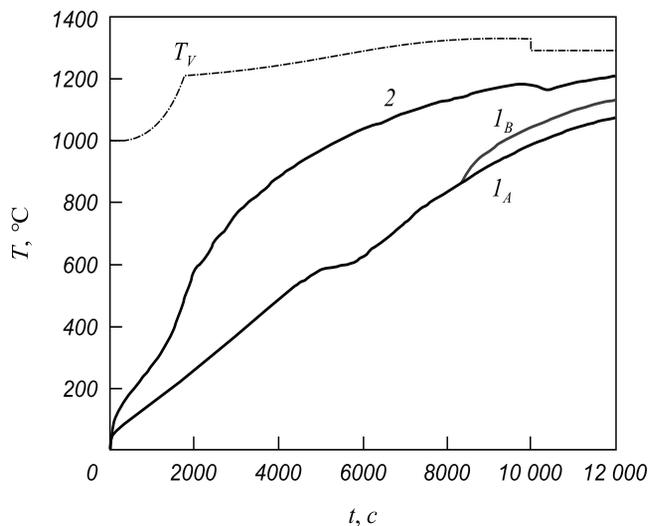


Рис. 4. Изменение во времени температур нижней (I_A и I_B) и верхней (2) поверхностей сляба: I_A – без разводки; I_B – при наличии разводки, T_V – температура греющей среды в верхних зонах печи

При использовании разводки значения указанных параметров при $t = 10\ 000$ с снижаются до значений $D_p = 15\ ^\circ\text{C}$, $D_M = 7\ ^\circ\text{C}$.

В работе [1] отмечается, что при производительности печи 260 т/ч влияние разводки опорных труб приводит к снижению разности среднемассовых температур сляба с 33 до 12 $^\circ\text{C}$, что находится в достаточном соответствии с полученными в расчетах значениями параметра D_M .

В том случае, если использование исходных параметров процесса разводки привело в ходе расчетов к неудовлетворительным показателям термической неоднородности нагретых слябов (к примеру, при $D_p > 60 - 70\ ^\circ\text{C}$), следует повторить расчеты, внося коррективы при задании исходных параметров разводки (t_N , ΔS , K). Подобным способом, на основе перебора исходных значений параметров, представляется возможным обосновать исходную позицию начала смещения опорных труб в методической печи и наиболее рациональные конструктивные показатели разводки.

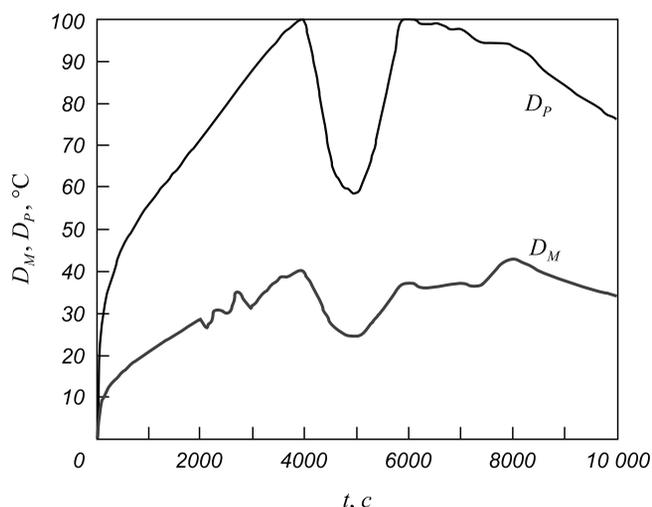


Рис. 5. Изменение во времени показателей термической неоднородности сляба при нагреве без разводки

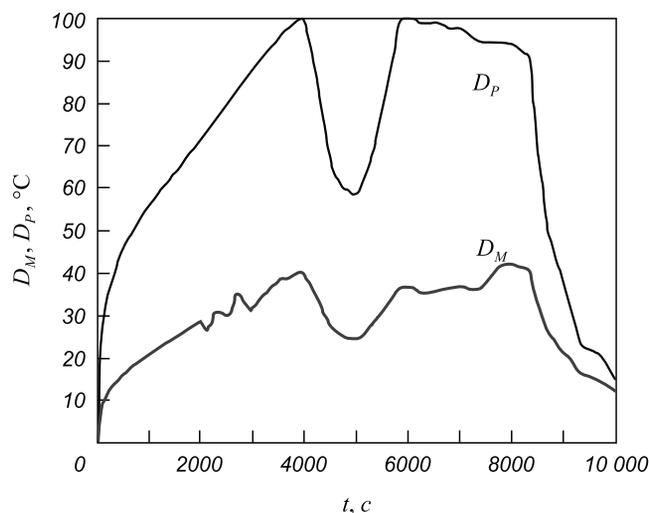


Рис. 6. Изменение во времени показателей термической неоднородности сляба при нагреве с разводкой опорных труб

Кроме того, составленная математическая модель позволяет учитывать не только изменение во времени температур нижней и верхней поверхностей сляба, но и изменение температуры на поверхности изолированной трубы по методике, описанной в работе [7]. Стоит отметить, что для различных режимов нагрева графики изменения температуры на поверхности теплоизолированной глассажной трубы (T_T) практически одинаковы: к моменту выхода нагрееваемых слябов из второй сварочной зоны указанная температура достигает значений 1000 $^\circ\text{C}$ (рис. 7).

В настоящее время печи для нагрева слябов перед прокаткой на широкополосных листовых станах отличаются большим разнообразием конструктивного исполнения опорных труб, особенно для методических печей с шагающими балками. При этом, судя по известным работам, выбор того или иного варианта конструкции опорной трубы осуществляется чисто эмпирическими методами [4, 8]. Возможность сопоставления охлаждающей способности опорных труб с использованием компьютерной программы позволит обосновывать выбор той или иной конструкции опорной трубы с экономией производственных затрат и времени.

Выводы. В данной работе изложена расчетная методика выбора рациональных конструктивных параметров разводки опорных труб, включающая определение места начала разводки или смещения, а также величину максимально возможного смещения. Методика может быть использована при проектировании систем опорных труб для различных видов методических печей толкательного типа, отличающихся размерами, производительностью и различным числом продольных глассажных труб.

Изучено влияние разводки продольных глассажных труб методических печей на динамику исчезновения темного пятна.

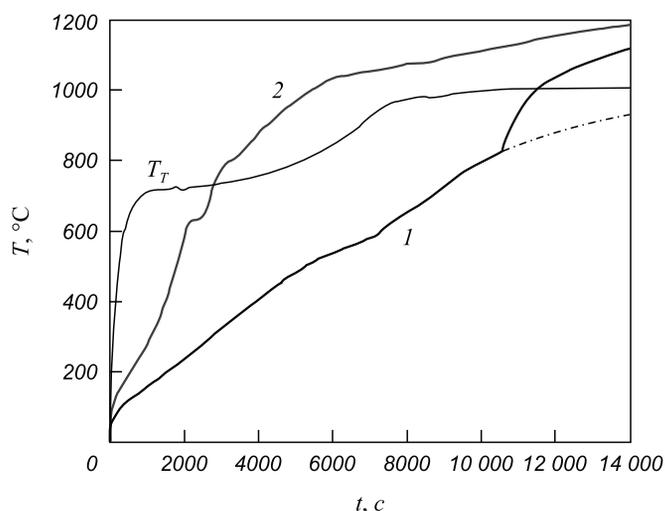


Рис. 7. Изменение во времени температур на нижней (1) и верхней (2) поверхностях сляба толщиной 240 мм: штриховая линия — при устранении монолитного пода; T_T — температура на поверхности теплоизолированной трубы

Приведены результаты математических расчетов, отражающих изменение во времени характерных температур нижней и верхней поверхностей сляба, а также изменения температуры на поверхности теплоизолированной трубы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Быков В.В., Франценюк И.В., Хилков В.М., Щапов Г.А. Выбор режимов нагрева металла. –М.: Metallurgia, 1970. – 169 с.
2. Борт Х., Тимман Г., Фойгт Х. // Черные металлы. 1992. № 8. С. 6 – 13.
3. Маковский В.А. // Сталь. 1961. № 1. С. 88.
4. Гусовский В.Л., Лифшиц А.Е. Методики расчета нагревательных и термических печей. –М.: Теплотехник, 2004. – 400 с.

5. Самойлович Ю.А. Расчет экранирования нагреваемого металла гиссажными трубами: В сб. № 23 «Нагрев и охлаждение стали. Теплотехника слоевых процессов». –М.: Metallurgia, 1970.
6. Маликов Ю.К., Масалович В.Г., Вострогин А.Е. Влияние конструкции опорных систем на нагрев слябов: В сб. «Совершенствование элементов и узлов металлургических печей». –М.: Metallurgia, 1988. С. 75 – 82.
7. Будрин Д.В. Расчет лучистого теплообмена. // Теплообмен и вопросы экономии топлива в металлургических печах: Тр. УПИ. – Свердловск – М.: Metallurgizdat, 1951. С. 13 – 37.
8. Гусовский В.Л., Ладыгичев М.Г., Усачев А.Б. Современные нагревательные и термические печи. –М.: Машиностроение, 2001. – 656 с.

© 2013 г. Г.М. Дружинин, Ю.А. Самойлович, Е.В. Попов

Поступила 15 января 2013 г.

УДК 669.168

**В.Я. Дашевский¹, Ю.С. Юсфин¹, А.А. Александров², Л.И. Леонтьев¹,
Г.С. Подгорецкий¹, В.И. Губанов³**

¹ Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

² Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН

³ Косогорский металлургический завод

ПОВЫШЕНИЕ ПОЛЕЗНОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ МАРГАНЦА ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ МАРГАНЦЕВЫХ ФЕРРОСПЛАВОВ

Аннотация. Проведен термодинамический анализ процесса восстановления марганца из отвального шлака силикотермической плавки металлического марганца при взаимодействии шлака с расплавами чугуна, высокоуглеродистого ферромарганца и ферросиликомарганца. Процессы взаимодействия расплавов чугуна, высокоуглеродистого ферромарганца и ферросиликомарганца со шлаком силикотермической плавки металлического марганца исследованы экспериментально. Показано, что реакция восстановления марганца углеродом чугуна из шлака силикотермической плавки металлического марганца получает существенное развитие. Следовательно, полезное извлечение марганца может быть повышено за счет использования отвального шлака силикотермической плавки металлического марганца для легирования чугуна марганцем путем обработки жидкого металла шлаком.

Ключевые слова: марганец, шлак, чугун, углерод, извлечение марганца.

INCREASING OF MANGANESE BENEFICIAL USE IN MANGANESE FERROALLOY PRODUCTION

Abstract. The reduction of manganese from the waste slag of silicothermal production of metal manganese in the course of its interaction with the melts of iron, high-carbon ferromanganese, and ferrosilicon manganese has been thermodynamically analyzed. The interaction of the melts of iron, high-carbon ferromanganese, and ferrosilicon manganese with the slag of silicothermal production of metal manganese was experimentally studied. It was observed that the manganese reduction from the slag by carbon dissolved in iron occurs appreciably. Therefore, the extraction of manganese can be increased using the waste slag of silicothermal production of metal manganese to alloy iron with manganese upon treatment of metal melt by slag.

Keywords: manganese, slag, iron, carbon, extraction of manganese.

При выплавке марганцевых ферросплавов значительное количество марганца теряется с отвальными шлаками. Одним из процессов производства марганцевых ферросплавов, характеризующихся значительными потерями марганца (до 40 %), является процесс выплавки металлического марганца силикотермическим способом [1]. Извлечение марганца в металл в этом процессе составляет не более 60 – 65 %, поскольку значительное количество марганца безвозвратно теряется с отвальным шлаком, а также с улетом. Кратность шла-

ка в этом процессе составляет 3,5 – 4,0, т.е. на 1 т металлического марганца образуется 3,5 – 4,0 т отвального шлака, содержащего до 20 – 22 % MnO [2]. С целью повышения полезного использования марганца представляется перспективным изыскание рациональных путей извлечения марганца из этого шлака.

Отвальный шлак процесса выплавки металлического марганца силикотермическим способом характеризуется следующим содержанием компонентов, % (по массе): 13 – 16 Mn; 0,003 – 0,005 P; 27 – 29 SiO₂; 43 – 46 CaO;