

Исследование и оптимизация режимов вторичного охлаждения при непрерывном литье слябовых заготовок

ЧИЧКАРЕВ Е.А., ТРОЦАН А.И. *, НАЗАРЕНКО Н.В. **
ИСАЕВ О.Б., КИСЛИЦА В.В. ***

*Приазовский государственный технический университет
**Мариупольский государственный гуманитарный университет
*** МК «Азовсталь»

Предложена методика расчета режима вторичного охлаждения для стационарного режима разливки стали в слябовые заготовки, а также предложен и опробован в промышленных условиях метод оптимизации режима вторичного охлаждения по тепловому критерию и по комплексному критерию с учетом оценки развития макронеоднородности в сечении заготовки. Установлены пределы варьирования расходами воды в первых секциях ЗВО. На основании расчетов определены оптимальные режимы вторичного охлаждения для различных групп марок стали.

Запропонована методика розрахунку режиму вторинного охолодження для стаціонарного режиму розливання сталі у слябові заготівлі, а також запропонований і випробуваний в промислових умовах метод оптимізації режиму вторинного охолодження за тепловим критерієм та за комплексним критерієм з урахуванням оцінки розвитку макронеоднорідності у перерізі заготівки. Встановлені межі варіювання витратами води в перших секціях ЗВО. На підставі розрахунків визначені оптимальні режими вторинного охолодження для різних груп марок сталі.

The method of calculation of the regime of secondary cooling is offered for the stationary mode of continuous casting in slabs, and also offered and tested pilot-scale method of optimization of the regime of secondary cooling on a thermal criterion and on a complex criterion taking into account the estimation of development of macrosegregation of slab. The limits of varying the charges of water are set in the first sections of secondary cooling zone. On the basis of calculations the optimal regimes of secondary cooling are certain for different groups of steel grades.

Введение. Методы математического моделирования, базирующиеся на прямом решении нестационарного уравнения теплопроводности, получили широкое распространение для целей оптимизации и управления режимами НРС[1].

Однако известные работы по использованию математических моделей для оптимизации режимов вторичного охлаждения учитывают преимущественно требования к распределению температуры поверхности по длине заготовок и отчасти требования к уровню механических напряжений в её сечении.

Например, в работе [2] математическая модель использована для совершенствования температурного режима разливки. Использование результатов моделирования позволило существенно улучшить распределение температуры поверхности сляба за счет контроля режимов вторичного охлаждения в нижних сегментах ЗВО. В работе [3] предложена методика настройки режима вторичного охлаждения, базирующаяся на процедуре оптимизации по величинам расходов воды на секции ЗВО. Формулировка и анализ применимости различных критериев оптимальности применительно к решению тепловой задачи моделирования затвердевания непрерывнолитых слитков проведен в работе [4].

Постановка задачи. Существенное влияние на качество непрерывнолитых заготовок оказывает уровень химической неоднородности. Большинство современных работ, касающихся моделирования распределения

химических элементов по сечению заготовки, основаны на решении весьма сложных в вычислительном отношении задач совмещенного моделирования поля скоростей, поля концентраций и поля температур в затвердевающей заготовке [5-6], их использование для расчета критериев оптимальности в ходе многошаговой процедуры оптимизации затруднительно.

Поэтому актуальным является построение метода и соответствующей математической модели для проектирования оптимальных режимов вторичного охлаждения, удовлетворяющих требованиям к распределению температуры поверхности по длине заготовки и обеспечивающих некоторое снижение химической макронеоднородности.

В данной работе построена комплексная модель формирования непрерывнолитой слябовой заготовки, позволяющая исследовать распределение температуры и распределение концентраций элементов в её продольном осевом сечении, а также представлены формулировка критериев и результаты оптимизации режимов вторичного охлаждения.

Оптимизация режима охлаждения в ЗВО производилась по двум критериям: тепловому критерию и комплексному критерию с учетом требований снижения осевой макронеоднородности.

Для оптимизации по тепловому режиму был использован критерий оптимальности, аналогичный принятому в [3]:

$$J_T(\bar{\alpha}) = \int_0^{z_{max}} \{ w_1 |\alpha(z)|^2 + w_2 \max(0, \alpha(z) - \bar{\alpha})^2 + w_3 \min(0, \alpha(z) - \bar{\alpha})^2 + w_4 |T^*(z) - T(z)|^2 + w_5 \max(0, T(z) - \bar{T}^*(z))^2 + w_6 \min(0, T(z) - \bar{T}^*(z))^2 \} dz + \sum_{i=1}^9 w_i' (\bar{T}_i - T_i') \rightarrow \min \quad (1)$$

где z – расстояние от мениска вдоль оси заготовки; $w_1...w_6, w'_1...w'_6$ – весовые коэффициенты; $\alpha(z), \bar{\alpha}, \underline{\alpha}$ – текущее значение коэффициента теплоотдачи, его максимально и минимально допустимые значения; $T, T^*, \bar{T}^*, \underline{T}^*$ – текущая температура поверхности, оптимальная температура, максимально и минимально допустимая температура поверхности заготовки для данного сечения; \bar{T}_i, T_i' – максимальная температура в секции ЗВО, температура в начальной точке секции; i – индекс секции ЗВО.

Однако для оптимизации режима вторичного охлаждения с учетом требований по снижению осевой неоднородности был построен более сложный комплексный критерий:

$$J(\bar{\alpha}) = J_T(\bar{\alpha}) + \sum_k w_k'' \cdot \frac{c_k^{max} - \bar{c}_k}{\bar{c}_k} \quad (2)$$

где w_k'' – весовые коэффициенты для минимизации химической макронеоднородности по k -му элементу;

$$\lambda(x, z, \tau) = \begin{cases} \lambda_{me}(T), T < T_S; \\ \lambda_{\partial\phi_3} = \lambda_{me} + (\lambda_{\partial\phi\phi} - \lambda_{me})(T - T_S)/(T_L - T_S), T_S < T < T_L \\ \lambda_{\partial\phi\phi}(T), T > T_L \end{cases} \quad (4)$$

где $\lambda_{me}, \lambda_{\partial\phi_3}, \lambda_{\partial\phi\phi}$ – коэффициенты теплопроводности металла в твердой и жидкой фазе, в расчетах принима-

$$c(x, z, \tau) = \begin{cases} c_{me}(T), T < T_S; \\ (c_{me} + c_{ж})/2 + L \cdot (T - T_S)/(T_L - T_S), T_S < T < T_L; \\ c_{ж}(T) + L, T > T_L; \end{cases} \quad (5)$$

где $c_{me}, c_{\partial\phi\phi}$ – теплоемкость металла в твердой и жидкой фазе соответственно, L – теплота плавления (кристаллизации). Зависимости теплофизических свойств твердого металла от температуры использовались по литературным данным [7-9].

Граничные условия записывались, исходя из условий теплообмена заготовки с внешней средой:

$$-\lambda \partial T / \partial z|_{z=0} = \alpha_{зеркало}(T) \cdot (T - T_{o.c.}) + v \cdot c_3 \cdot \rho \cdot (T_{ex} - T);$$

$$\partial T / \partial z|_{z=L} = 0; \quad (6)$$

$$\partial T / \partial z|_{x=0} = 0;$$

$$-\lambda \partial T / \partial x|_{x=R} = \alpha_{охл}(T, q_{охл}) \cdot (T - T_{охл})$$

где $T_{o.c.}$ – температура окружающей среды; $\alpha_{зеркало}(T)$ – коэффициент теплоотдачи, который рассчитывался для условий теплообмена с учетом наличия шлака на зеркале металла; T_{ex} – температура поступающего в кристаллизатор металла; $\alpha_{охл}(T, q_{охл})$ – коэффициент теплоотдачи к охлаждающей среде. Теплообмен в кристаллизаторе аппроксимировался зависимостью $\alpha(z) = a - b\sqrt{z}$, где a, b – эмпирические константы (см. [2, 3, 10, 12 и др.]).

В зоне вторичного охлаждения коэффициент теплоотдачи к охлаждающему агенту первоначально рассчитывался по уравнениям:

$$\alpha_{ЗВО}(z) = A + B \cdot q(z),$$

$$\alpha_{ЗВО}(z) = A + B \cdot (q(z))^r, \quad (7)$$

c_k^{max}, \bar{c}_k – максимальная и средняя концентрация k -го элемента в поперечном сечении заготовки.

Для расчета температурного поля заготовки и степени ликвации использована математическая модель формирования непрерывнолитой слябовой заготовки. Процесс распределения теплоты в теле заготовки описывался уравнением теплопроводности:

$$\rho \cdot c_3 \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial \tau} + v \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_3 \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_3 \frac{\partial T}{\partial z} \right), \quad (3)$$

где $T(x, z, \tau)$ – температура металла; $c_3 = c_3(x, z, T)$ – эффективная теплоемкость металла; $\rho = \rho(x, z, T)$ – его плотность и теплопроводность; v – линейная скорость разливки; ось Oz направлена вдоль оси заготовки; ось Ox направлена перпендикулярно широкой грани сляба.

Температурная зависимость коэффициента теплопроводности учитывалась в соответствии с изменением агрегатного состояния металла:

ли $\lambda_{\partial\phi\phi} = 5...7 \lambda_{me}$. Аналогично учитывалась и температурная зависимость эффективной теплоемкости:

где $q(z)$ – плотность орошения, $m^3/(m^2 \cdot ч)$; параметры A, B, r определялись методом статистического анализа экспериментальных данных по оценке коэффициента теплоотдачи форсунок на конкретной МНЛЗ.

Процесс формирования макронеоднородности описывался несколько видоизмененным уравнением конвективной диффузии [8,9] (для каждого рассматриваемого химического элемента):

$$\frac{\partial C}{\partial \tau} + \rho \nabla(uC) = \nabla(D_{\partial\phi\phi,ж} \nabla(1-\xi)C_{ж} + D_{\partial\phi\phi,тв} \nabla \xi C_{тв}) = \nabla D_{\partial\phi\phi}(\nabla C)$$

где $D_{\partial\phi\phi} = \begin{cases} D_{тв}(T) \\ D_{ж}k_r / ((1-\xi) \cdot k_r + \xi); \\ (5...7) \cdot D_{ж}(T) \end{cases}$; k_r – коэффициент рас-

пределения (значения k_r выбирались по литературным данным, см. [8,9]); ξ – доля твердой фазы в двухфазной зоне (ДФЗ). Граничные условия для уравнения (8) выбирались следующими:

$$D_{\partial\phi\phi} \partial C / \partial z|_{z=0} = vC_{ex}; \quad \partial C / \partial z|_{z=L} = 0;$$

$$\partial C / \partial x|_{x=0} = \partial C / \partial x|_{x=R} = 0 \quad (9)$$

Для решения уравнений теплопроводности и диффузии химических элементов использовался метод конечных разностей (чисто неявная локально-одномерная схема) с аппроксимацией величин $\partial T / \partial z$ и $\partial C / \partial z$ разностями против потока. Задача теплопроводности является нелинейной, поэтому на каждом шаге по

времени значений температур уточнялись итерационным путем до выполнения условия

$$\max |T_{i,j}^{it+1} - T_{i,j}^{it}| < \varepsilon \quad (10)$$

где it – счетчик итераций, ε – точность сходимости. Положения линий, отвечающим температурам ликвидуса и солидуса, определялись путем линейной интерполяции по сеточным значениям температур. Значения температур ликвидуса и солидуса рассчитывались по химическому составу металла.

Предварительный анализ условий формирования макронеоднородности проводился на основе упрощенных соотношений, аналогичных приведенным в [10].

$$\rho \cdot w \cdot \left(\frac{dx(z)}{dz} \cdot \left(L + \frac{c_{st}}{2} \cdot (T_{затв} - T_{нов}) \right) - x(z) \cdot c_{st} \cdot \frac{dT_{нов}}{dz} \right) = \alpha_{вод} \cdot q(z) \cdot (T_{нов} - T_{воды}) + \alpha_{конв} \cdot (T_{нов} - T_{ос}) + \varepsilon \sigma \cdot (T_{нов} + 273)^4 - (T_{ос} + 273)^4 \quad (11)$$

где w – скорость вытягивания слитка, м/с; ρ, c_{st} – плотность и теплоемкость стали; L – теплота затвердевания (272000 Дж/кг); $T_{затв}$ – температура затвердевания (принималась равной температуре выливаемости); $T_{нов}$ – температура поверхности заготовки; $\alpha_{вод}, \alpha_{конв}$ – коэффициенты теплоотдачи для условий водовоздушного и конвективного охлаждения; ε, σ – степень черноты (обычно 0,8) и коэффициент излучения абсолютно черного тела; $x(z)$ – толщина затвердевшей корки, м; z – координата по оси заготовки. При заданном изменении температуры поверхности по длине заготовки $T_{нов}(z)$ и известном законе скорости роста твердой корки $x(z)$ (например, аппроксимация законом квадратного корня) соотношение (11) позволяет определить требуемую плотность орошения $q(z)$. Для определения расхода воды по секциям ЗВО по уравнению вычислялась средняя плотность орошения

$$q_{средн}(n) = \frac{z_{кон}(n)}{z_{нач}(n)} \int_{z_{нач}(n)}^{z_{кон}(n)} q(z) dz / (z_{кон}(n) - z_{нач}(n)), \quad (12)$$

Проверка адекватности модели осуществлялась путем сопоставления результатов расчета с данными [11-13] и результатами контроля текущего производства слывов КЦ МК «Азовсталь». Достоинством разработанной модели и программного обеспечения является достаточно быстрая сходимость (по сравнению, например, с данными [14]).

Начальное приближение для оптимизации режимов вторичного охлаждения принималось по результатам приближенного расчета, основанного на анализе теплового баланса поперечного сечения заготовки:

где n – номер секции ЗВО.

В результате выполнения оптимизационных расчетов установлено, что заметное снижение уровня развития химической неоднородности обеспечивает следующий режим вторичного охлаждения:

- расход воды увеличивается по сравнению с базовым в первой секции на 10...20 %, во второй – на 20...30 %, в третьей – на 5...10 %;

- для обеспечения требуемой температуры поверхности заготовки по длине ЗВО расход воды снижается в 4...6 секциях (величина расхода определялась расчетом с использованием модели формирования непрерывной заготовки - см. рис. 1).

Ожидаемое снижение степени ликвации в осевой зоне составляет 8..15 %.

Увеличение интенсивности охлаждения ограничено заданным уровнем температуры поверхности. Сопоставление расчетной температуры поверхности для различных режимов вторичного охлаждения приведено на рис. 2.

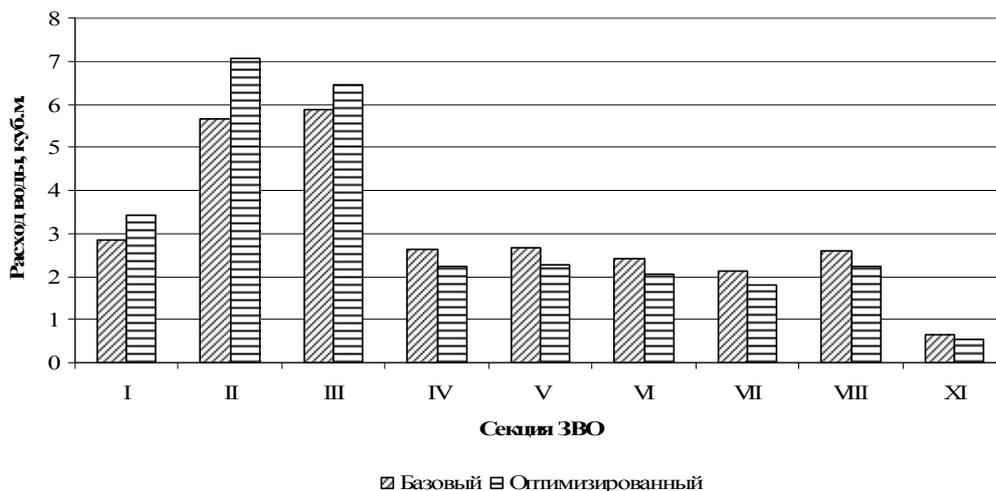


Рис. 1. Сопоставление оптимизированного и базового режима вторичного охлаждения (скорость вытягивания заготовки 0,9 м/мин)

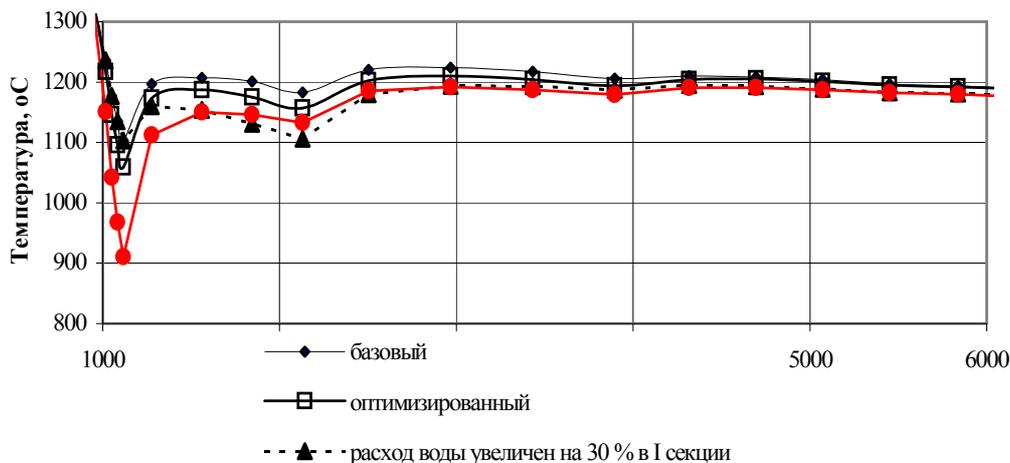


Рис. 2. Влияние режима вторичного охлаждения на распределение температур в I...III секциях ЗВО

Из рисунка 2 хорошо видно, что увеличение плотности орошения в первых секциях ЗВО допустимо в пределах 20...30 % относительно базового. Большое увеличение интенсивности охлаждения может привести к локальному переохлаждению с увеличением пораженности проката поверхностными дефектами.

Выводы

1. Предложена методика расчета режима вторичного охлаждения для стационарного режима разливки стали в слябовые заготовки, а также предложен и опробован в промышленных условиях метод оптимизации режима вторичного охлаждения по тепловому критерию и по комплексному критерию с учетом оценки развития макронеоднородности в сечении заготовки
2. Разработана математическая модель для расчета кинетики затвердевания и формирования химической макронеоднородности непрерывнолитого слитка при нестационарных режимах разливки, использованная для расчета целевой функции оптимизации.
3. Проанализировано влияние режима вторичного охлаждения на распределение температуры поверхности заготовки. Установлены пределы варьирования расходами воды в первых секциях ЗВО.
4. На основании расчетов определены оптимальные режимы вторичного охлаждения для различных групп марок стали. Установлено, что их использование позволяет снизить пораженность слябов внутренними трещинами на 0,5 балла, объем отсортировки по поверхностным дефектам – на 15...20 %, уровень осевой ликвации – на 0,3...0,5 балла (в зависимости от марки стали).

ЛИТЕРАТУРА

1. Буланов Л.В., Юровский Н.А., Парфенов Е.П. Системы динамического регулирования вторичного охлаждения и мягкого обжигания непрерывнолитых заготовок // Черные металлы - №3. – 2006. – С.36-42.
2. Mathematical Heat Transfer Model Research for the Improvement of Continuous Casting Slab Temperature /Hongming WANG, Guirong LI, Yucheng LEI, Yutao

ZHAO e.a.// ISIJ Internetal.- Vol. 45, 2005. – N 9, PP. 1291-1296.

3. Specification Framework for Control of the Secondary Cooling Zone in Continuous Casting / Camizani-alzolari F.R., Craig I.K., Pistorius P.C.// ISIJ Internetal.- Vol. 38, 1998. – N 5, PP.447-453.
4. Соболев В.В., Трефилов П.М. Теплофизика затвердевания металла при непрерывном литье. – М.: Металлургия, 1998. – 160 с.
5. Modeling Macrosegregation with a Multiphase Approach: Examples and Discussions / Menghuai Wu, Andreas Ludwig // Journal of metals - December 2006, web-enhanced issue
6. Mathematical Modeling of Fluid Flow in Continuous Casting / Brian G. THOMAS and Lifeng ZHANG // ISIJ International, Vol. 41 (2001), No. 10, pp. 1181-1193
7. Применение ЭВМ для численного решения температурного поля при сварке встык тонких пластин. / Ларионов В.П., Павлов А.П., Тихонов А.Г. и др. // Автоматическая сварка. – 1979. - № 11. – С.19-22.
8. A.K. Singh, B. Basu. Numerical Study of Effect of Cooling Rate on Double-Diffusive Convection and Macrosegregation in Iron-Carbon System. // ISIJ Int., Vol. 41. – 2001. – N 12. – P.1481-1487.
9. Forming of Positive Macrosegregation during Steel Ingot Solidification / Z. Radovic, M. Lalovic, M. Tripkovic e.a. // ISIJ Int., Vol. 39. – 1999. – N 4. – P.329-334.
10. Choudhary S.K., Ghosh A. Morphology and Macrosegregation in Continuous Cast Steel Billets // ISIJ Int., Vol. 34. – 1994. – N 4. – P. 338-345.
11. Массо- и теплопередача в кристаллизаторе МНЛЗ / Абротис Х., Юнеман М., Абротис К. // Черные металлы. - № 4. – 2002. – С.29-38.
12. Огурцов А.П., Недопекин Ф.В., Белоусов В.В. Математическое моделирование процессов переноса в слитках и отливках с учетом внешних воздействий. – ДГТУ, 1997. – 199 с.
13. Тепловые процессы при непрерывном литье стали // Самойлович Ю.А., Крулевский С.А., Горяинов В.А. и др. – М.: Металлургия, 1982. – 152 с.
14. Емельянов В.А. Тепловая работа машин непрерывного литья заготовок. – М.: Металлургия, 1988. – 143 с.

Назаренко Наталья Викторовна – ст.преподаватель каф.
математических методов МГУ, spreenn@rambler.ru