

Математическое моделирование формирования непрерывнолитых слябовых заготовок при нестационарных режимах разливки

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

Приазовський державний технічний університет
Маріупольський державний гуманітарний університет
Металургійний комбінат «Азовсталь»

Розроблено математичну модель для розрахунку кінетики затвердіння і формування хімічної макронеоднорідності безперервнолитої заготовки при нестационарних режимах розливання, реалізована у виді програми для ПЕОМ. Проведено розрахункову й експериментальну оцінку впливу обробки сталі кальцієм на розвиток осевої неоднорідності. Розрахунковим шляхом встановлено, що для помітного зниження осевої неоднорідності необхідно вводити в метал не менш 0,0035 % Са.

Разработана математическая модель для расчета кинетики затвердевания и формирования химической макронеоднородности непрерывнолитого слитка при нестационарных режимах разливки, реализованная в виде программы для ПЭВМ. Проведена расчетная и экспериментальная оценка влияния обработки стали кальцием на развитие осевой неоднородности. Расчетным путем установлено, что для заметного снижения осевой неоднородности необходимо вводить в металл не менее 0,0035 % Са.

The mathematical model for calculation hardenings kinetic and formations chemical segregation of slabs is developed at non-stationary modes of continuous casting and realized as the computer program. The calculation and experimental estimation of processing by calcium influence on development of axial heterogeneity is carried out. By calculation way it is established, that for appreciable reduction in axial heterogeneity it is necessary to enter into metal not less than 0,0035 % Са.

Качество металла при непрерывном литье в значительной мере определяется процессами тепло- и массообмена, протекающими при его затвердевании, поэтому их исследование представляет собой актуальную задачу.

Большинство работ, касающихся математического моделирования затвердевания непрерывнолитых заготовок, рассматривают его стационарный режим, когда уравнение теплопроводности редуцируется к виду [2, 3 и др.]:

$$\rho \cdot c_s \cdot v \cdot \partial T / \partial z = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad}(T)), \quad (1)$$

где координата z соответствует продольной оси слитка.

Однако значительный интерес представляют и переходные режимы разливки, возникающие при переходе от плавки к плавке при серийной разливке, смене промежуточного ковша, защитного стакана и т.п. Как известно [2], длительное пребывание неподвижного слитка в МНЛЗ сопровождается его охлаждением и соответствующим снижением пластичности стали. При снижении температуры поверхности слитка до 500...600 °С извлечение его из МНЛЗ криволинейного типа связано с большими потерями времени. Кроме того, внезапная остановка слитка приводит к нарушению нормального (сбалансированного) соотношения между скоростью кристаллизации слитка на различных его горизонтах и интенсивностью внешнего охлаждения. В результате избыточной интенсивности охлаждения верхних горизонтов становится возможным образование перемычек (мостов) твердой фазы в верхних горизонтах незатвердевшей части слитка, что создает предпосылки для образования в слитке дефектов усадочного происхождения.

Представленная в данной работе математическая модель затвердевания позволяет исследовать как стационарные (путем счета на установление), так и нестационарные режимы разливки стали в слябовые заготовки.

Процесс распределения теплоты в теле заготовки описывался уравнением теплопроводности [1-4]:

$$\rho \cdot c_s \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_s \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_s \frac{\partial T}{\partial z} \right), \quad (2)$$

где $T(x, z, \tau)$ – температура металла; $c_s = c_s(x, z, T)$ – 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:

$$\lambda(x, z, \tau) = \begin{cases} \lambda_{\text{тв}}(T), T < T_S; \\ \lambda_{\text{жл}} = \lambda_{\text{тв}} + (\lambda_{\text{эфф}} - \lambda_{\text{тв}})(T - T_S)/(T_L - T_S), T_S < T < T_L; \\ \lambda_{\text{эфф}}(T), T > T_L \end{cases} \quad (3)$$

где $\lambda_{\text{тв}}$, $\lambda_{\text{жл}}$, $\lambda_{\text{эфф}}$ – коэффициенты теплопроводности металла в твердой и жидкой фазе, в расчетах принимали $\lambda_{\text{эфф}} = 5 \dots 7 \lambda_{\text{тв}}$. Аналогично учитывалась и температурная зависимость эффективной теплоемкости:

$$c(x, z, \tau) = \begin{cases} c_{\text{тв}}(T), T < T_S; \\ (c_{\text{тв}} + c_{\text{ж}})/2 + L \cdot (T - T_S)/(T_L - T_S), T_S < T < T_L; \\ c_{\text{ж}}(T) + L, T > T_L; \end{cases} \quad (4)$$

где $c_{\text{тв}}$, $c_{\text{эфф}}$ – теплоемкость металла в твердой и жидкой фазе соответственно, L – теплота плавления (кристаллизации). Зависимости теплофизических свойств твердого металла от температуры использовались по данным [5].

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

$$\begin{aligned} -\lambda \partial T / \partial z|_{z=0} &= \alpha_{\text{зеркало}}(T) \cdot (T - T_{\text{о.с.}}) + v \cdot c_s \cdot \rho \cdot (T_{\text{вх}} - T), \\ \partial T / \partial z|_{z=L} &= 0; \\ \partial T / \partial x|_{x=0} &= 0; \\ -\lambda \partial T / \partial x|_{x=R} &= \alpha_{\text{окл}}(T, q_{\text{окл}}) \cdot (T - T_{\text{окл}}) \end{aligned} \quad (5)$$

где $T_{o.c.}$ – температура окружающей среды; $\alpha_{\text{зеркало}}(T)$ – коэффициент теплоотдачи, который рассчитывался для условий теплообмена с учетом наличия шлака на зеркале металла; T_{ex} – температура поступающего в кристаллизатор металла; $\alpha_{\text{охл}}(T, q_{\text{охл}})$ – коэффициент теплоотдачи к охлаждающей среде. На боковых гранях заготовки в границах кристаллизатора коэффициенты теплоотдачи задавались постоянными в пределах нескольких зон по высоте; в зоне вторичного охлаждения коэффициент теплоотдачи к охлаждающему агенту первоначально рассчитывался по уравнению (для криволинейной МНЛЗ) [2]:

$$\alpha_{\text{ЗВО}} = 150 + 42 \cdot q, \quad (6)$$

где q – плотность орошения, $\text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$; в дальнейшем рассчитывался по результатам экспериментов на конкретной МНЛЗ.

Процесс формирования макронеоднородности описывался несколько видоизмененным уравнением конвективной диффузии [6] (для каждого рассматриваемого химического элемента):

$$\frac{\partial C}{\partial \tau} + \rho \nabla(uC) = \nabla(D_{\text{эфф},j} \nabla(C - \xi)C_j + D_{\text{эфф},\text{тв}} \nabla \xi C_{\text{тв}}) = \nabla D_{\text{эфф}} (\nabla C), \quad (7)$$

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

пределения (значения k_r выбирались по литературным данным, см. [7]); ξ – доля твердой фазы в ДФЗ. Граничные условия для уравнения (7) выбирались следующими:

$$\begin{aligned} D_{\text{эфф}} \frac{\partial C}{\partial z} \Big|_{z=0} &= v C_{\text{вх}}; \quad \frac{\partial C}{\partial z} \Big|_{z=L} = 0; \\ \frac{\partial C}{\partial x} \Big|_{x=0} &= \frac{\partial C}{\partial x} \Big|_{x=R} = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

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

$$\max |T_{i,j}^{it+1} - T_{i,j}^{it}| < \varepsilon \quad (9)$$

где it – счетчик итераций, ε – точность сходимости (в расчетах использовалось значение $\varepsilon = 0,0001$, для достижения желаемой сходимости достаточно в среднем 12...20 итераций). 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.

На расчетной модели исследованы переходные процессы на различных пространственных и временных сетках. Решение поставленной задачи осложняется заметной гидродинамической неустойчивостью, ограничивающей шаг по времени до величины $0,01 \dots 0,05 h_2^{(\text{min})} / v$.

Программное обеспечение для реализации данной модели затвердевания непрерывнолитой заготовки разработано в среде программирования C++Builder. Основным назначением (и достоинством) разработанной программы является расчет различных переходных

процессов при изменении скорости разливки. Реализованы возможности останова в желаемый момент времени, сохранения температурного поля в файле и расчета с этой точки с желаемой скоростью вытягивания заготовки. Кроме того, возможен и расчет стационарного режима путем т.н. «счета на установление» с контролем максимального изменения сеточной температуры на шаге по времени.

Проверка адекватности модели осуществлялась путем сопоставления результатов расчета с данными [2,3] и результатами контроля текущего производства слябов КЦ МК «Азовсталь». Пример результатов расчета представлен на рис. 1-3.

Достоинством разработанной модели и программного обеспечения является достаточно быстрая сходимость (по сравнению, например, с данными [4]).

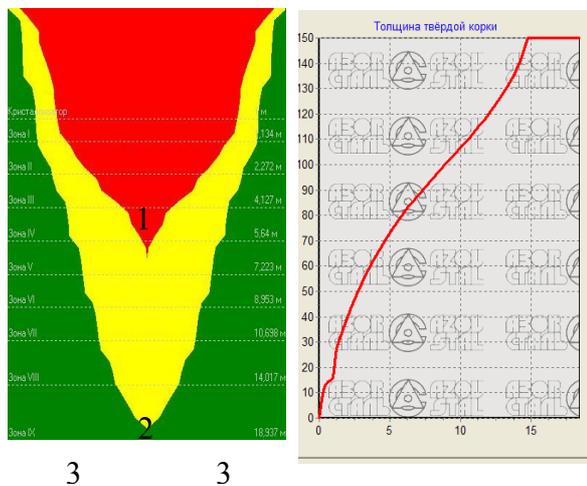


Рис. 1. Графическое изображение температурного поля непрерывного сляба и толщина твердой корки (красная область (1) – $T > T_L$, желтая область (2) – $T_s < T < T_L$; зеленая область (3) – $T < T_s$). Расчет выполнен для сляба сечением 300x1800 мм, скорость вытягивания 0,6 м/мин.

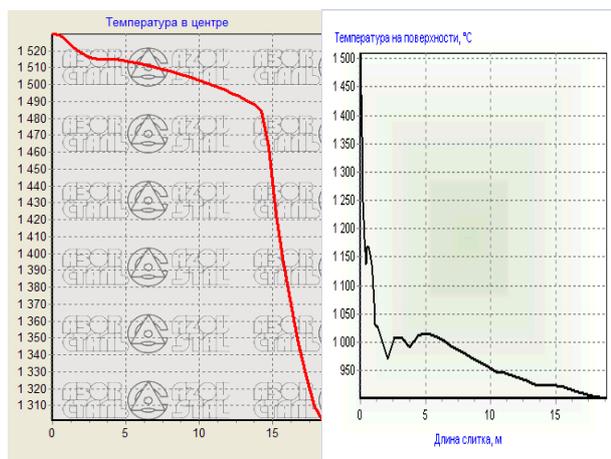


Рис. 2. Пример результатов расчета распределения температуры по длине сляба.

Эксплуатация разработанной программы показала возможность расчета изменения формы жидкой лун-

ки, двухфазной зоны и твердой корочки как при снижении скорости разливки с 0,7...0,8 м/мин до 0,4 м/мин и затем до 0,2 м/мин, так и при последующем разгоне МНЛЗ с выходом на исходную скорость разливки. Например, снижение качества слябов, отлитых на переходных режимах, по различным видам дефектов, объясняется возможностью образования прослоек металла в двухфазном состоянии, отделяющих участки металла с температурой выше температуры ликвидуса от верхних горизонтов непрерывного слитка.

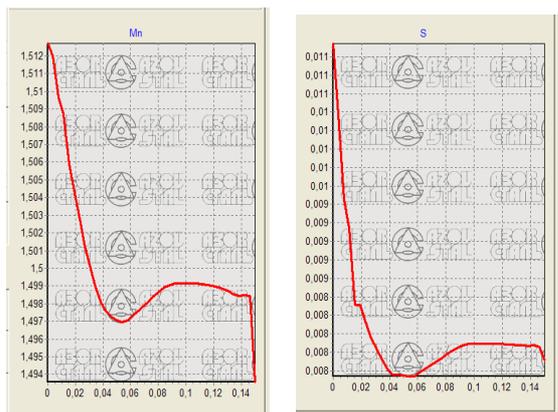
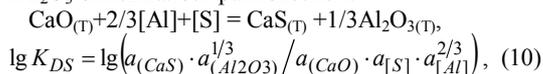


Рис. 3. Пример результатов расчета распределения концентрации ликвирующих элементов по сечению сляба

По результатам оценки химической неоднородности (в первую очередь концентраций серы, кальция и алюминия) оценивалась возможность формирования оксидных и окисульфидных включений желаемого состава.

Условие начала образования оболочки из CaS (или (Ca, Mn)S) на поверхности оксидных включений $\text{CaO} \cdot x\text{Al}_2\text{O}_3$ описывалось равновесием:



откуда можно определить связь компонентного состава алюминатных НВ с химическим составом металла:

$$a_{(\text{Al}_2\text{O}_3)}^{1/3} / a_{(\text{CaO})} = K_{DS} \cdot a_{[\text{Al}]}^{2/3} a_{[\text{S}]} / a_{(\text{CaS})}. \quad (11)$$

По результатам обработки опубликованных диаграмм изоактивности в системе $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3$ установлено соотношение:

$$(\% \text{CaO})_{\text{НВ}} = 49.85 \cdot \left(a_{\text{Al}_2\text{O}_3}^{0.3333} / a_{\text{CaO}} \right)^{-0.142} \quad (12)$$

Соотношения (10)-(12) позволили оценить возможность формирования сульфидной оболочки оксидных НВ в различных зонах затвердевающего сляба, а также влияние параллельной макросегрегации кальция и серы, растворенных в металле, на развитие осевой неоднородности.

Расчетным путем установлено, что существенное снижение осевой ликвации возможно при содержании кальция в разливаемом металле не менее 0,0035%.

Однако экспериментальное исследование обработки низколегированных сталей кальцием на загрязненность готового проката НВ показала, что ее влияние весьма неоднозначно. Средний индекс загрязненности металла сульфидными НВ в зависимости от общего

содержания кальция по завершении внепечной обработки описывается уравнением (обработаны данные по 137 плавкам, данные кластеризованы)

$$I = 1,23 - 0,0264 \cdot [\text{Ca}], \quad (13)$$

где I – индекс загрязненности, отн. ед; $[\text{Ca}]$ – общее содержание кальция в металле, % масс., т.е. чем больше содержание кальция, тем ниже загрязненность металла сульфидными включениями.

Однако общее содержание кальция в стали коррелирует с индексом загрязненности проката хрупкими и недеформируемыми силикатами.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что в металле присутствует как растворенный кальций, так и связанный в неметаллические включения, поэтому расчетная оценка влияния обработки кальцием на развитие осевой неоднородности требует дополнительных исследований.

Выводы. Разработана математическая модель для расчета кинетики затвердевания и формирования химической макронеоднородности непрерывнолитого слитка при нестационарных режимах разливки, реализованная в виде программы для ПЭВМ. Применение полученных результатов возможно как для расчета управляющих воздействий для настройки системы вторичного охлаждения, так и для исследования кинетики затвердевания или обучения студентов.

Проведена расчетная и экспериментальная оценка влияния обработки стали кальцием на развитие осевой неоднородности. Расчетным путем установлено, что для заметного снижения осевой неоднородности необходимо вводить в металл не менее 0,0035 % Са.

ЛИТЕРАТУРА

1. 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.
2. Тепловые процессы при непрерывном литье стали // Самойлович Ю.А., Крулевский С.А., Горяинов В.А. и др. – М.: Металлургия, 1982. – 152 с.
3. Емельянов В.А. Тепловая работа машин непрерывного литья заготовок. – М.: Металлургия, 1988. – 143 с.
4. Сарычев В.Д., Голоженко Н.А., Ливерц Е.И. Математическая модель охлаждения непрерывного слитка. // Моделирование, программное обеспечение и наукоемкие технологии. Труды Всероссийской научно-практической конференции. – СибГИУ. – Новокузнецк, 2001. – С.310-317.
5. Применение ЭВМ для численного решения температурного поля при сварке встык тонких пластин. / Ларионов В.П., Павлов А.Р., Тихонов А.Г. и др. // Автоматическая сварка. – 1979. - № 11. – С.19-22.
6. 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.
7. 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.