

Металлургическое производство и технология металлургических процессов. – Германия, Дюссельдорф. – 2006. – № 1. – С. 30–41.

**3. Теплотехнические расчеты** металлургических печей / Б.Ф. Зобнин [и др.]. – М.: Металлургия, 1982. – 360 с.

**4. Теплообмен излучением:** Справочник / Под ред. А.Г. Блоха, Ю.А. Журавлева, Л.Н. Рыжкова. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 432 с.

**5. Ровин, С.Л.** Использование ротационных печей для рециклинга железосодержащих отходов / С.Л. Ровин // *Литье и металлургия.* – 2014. – № 1. – С. 56–61.

**6. Кривандин, В.А.** Металлургическая теплотехника: Учебник : в 2 т. Т.2. Конструкция и работа печей / В.А. Кривандин, В.А. Артюнова, Б.С. Мاستрюков; под науч. ред. В.А. Кривандина. – М.: Металлургия, 1986. – 486 с.

**7. Лисиенко, В.Г.** Вращающиеся печи: теплотехника, управление и экология: справочное издание в 2 кн. Кн. 2 / В.Г. Лисиенко, Я.М. Щелоков, М.Г. Ладыгичев. – М.: Теплотехник, 2004. – 544 с.

*УДК 669.041*

**С.М. КАБИШОВ**, канд. техн. наук,  
**И.А. ТРУСОВА**, д-р техн. наук,  
**П.Э. РАТНИКОВ**, канд. техн. наук,  
**Д.В. МЕНДЕЛЕВ**, канд. техн. наук,  
**Н.Г. МАЛЬКЕВИЧ**, канд. техн. наук (БНТУ)

### **АНАЛИТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА КОНСТАНТЫ ЗАТВЕРДЕВАНИЯ СТАЛЬНЫХ ЗАГОТОВОК В УСЛОВИЯХ МНЛЗ\***

В технической литературе ежегодно появляется значительное количество публикаций, посвященных исследованиям теплофизических процессов, протекающих в заготовке при затвердевании в условиях МНЛЗ. Несмотря на это, данная тема по-прежнему представляет интерес для специалистов в области металлургии и не теряет своей актуальности.

Основным направлением современных исследований следует считать совершенствование физико-математических моделей про-

цесса затвердевания стали в МНЛЗ. Анализ фундаментальных работ в данной области [1–3 и др.] показывает, что при моделировании стремятся обеспечить учет конструктивных особенностей разливочного агрегата, нелинейность теплофизических и термомеханических характеристик стали в зависимости от температуры и др. В наиболее совершенных моделях совместно решаются задачи теплопроводности, гидродинамики, массопереноса и термомеханики. Без сомнения такие работы представляют большой научный интерес.

Тем не менее, при решении практических задач в условиях действующего производства, а также в процессе обучения молодых специалистов в области непрерывной разливки стали возникает необходимость в аналитических методиках, которые дают возможность оперативно и без привлечения сложного математического аппарата определять основные технологические параметры процесса.

Остановимся более подробно на зависимостях, которые позволяют оценить толщину затвердевшей корочки в различные моменты разливки. Наиболее известной формулой, применяемой для решения данной задачи, является «закон квадратного корня»:

$$\delta = K\sqrt{\tau}, \quad (1)$$

где  $K$  – константа затвердевания,  $\text{м/с}^{0,5}$ ;  $\tau$  – время, с.

Согласно информации, приведенной в технической литературе и экспериментальным данным [4], при затвердевании в условиях современных МНЛЗ  $K = 0,0035\text{--}0,0048 \text{ м/с}^{0,5}$ . Как видим, рекомендуемый диапазон константы затвердевания достаточно широк. При этом в работе [4] и других публикациях [1, 5], где используется закон «квадратного корня», не указано, какое значение следует принимать в том или ином случае. Этот недостаток существенно затрудняет применение зависимости (1) на практике.

Согласно данным [6] толщину  $\delta$  твердой корки слитка можно определить с учетом основных технологических параметров разливки и теплофизических свойств стали:

$$\delta = \sqrt{\frac{2ah}{v_c \cdot \{0,5 + L/[c_s(T_E - T_n)]\}}}, \quad (2)$$

где  $v_c$ , – скорость разливки, м/с;  $h$  – расстояние до мениска металла в кристаллизаторе, м;  $T_n$  – температура поверхности слитка, °С;  $L$  – удельная теплота кристаллизации, Дж/кг;  $a$  – температуропроводность, м<sup>2</sup>/с;  $c_S$  – теплоемкость твердой фазы, Дж/(кг·град.);  $T_E$  – температура на границе выливаемости; °С.

Авторы [1] отмечают, что в нижних горизонтах жидкого ядра непрерывнолитой заготовки данная интерпретация закона «квадратного корня» не позволяет получить корректные результаты. Это обусловлено снижением температуры расплава до уровня  $T_E$  и ниже, а также существенным изменением состава стали в осевой зоне заготовки за счет ликвации. Кроме того, для использования зависимости (2) необходимо знать значение температуры «выливаемости» стали, которая зависит от химического состава расплава, наличия примесей, скорости затвердевания, размеров и формы дендритов на фронте кристаллизации и др.

В случае разливки сталей с широким интервалом кристаллизации определение  $T_E$  как полусуммы температур ликвидуса и солидуса будет вносить существенные погрешности в получаемые результаты. Например, диапазон кристаллизации стали ШХ15СГ превышает 130 °С ( $T_{\text{сол}} = 1317$  °С;  $T_{\text{лик}} = 1451$  °С) [7]. Кроме того в формуле (2) не учитываются никакие технологические параметры процесса и конструктивные особенности МНЛЗ, за исключением скорости разливки.

С целью устранения указанных недочетов рассмотрим участок непрерывного слитка, заключенный между зеркалом расплава в кристаллизаторе и сечением, где металл уже полностью затвердел. В кристаллизатор попадает металл с температурой  $T_0$ . Расход расплава  $G$  равен:

$$G = v_c \cdot S \cdot \rho,$$

где  $S$  – площадь сечения заготовки, м<sup>2</sup>;  $\rho$  – плотность стали, кг/м<sup>3</sup>.

Теплосодержание расплава, попадающего в кристаллизатор за единицу времени, будет равно произведению расхода  $G$  на энтальпию стали при температуре  $T_0$ :

$$Q_0 = T_0 \cdot c_0 \cdot v_c \cdot S \cdot \rho. \quad (3)$$

Соответственно, теплосодержание металла на выходе из рассматриваемого участка, т.е. перед зоной разгиба составит:

$$Q_{out} = \overline{T}_{out} \cdot c_{out} \cdot v_c \cdot S \cdot \rho, \quad (4)$$

где  $\overline{T}_{out}$  – средняя температура по сечению полностью затвердевшего слитка, °С;  $c_{out}$  – теплоемкость металла при температуре  $\overline{T}_{out}$ , Дж/(кг·град).

В пределах рассматриваемого участка выделяется скрытая теплота кристаллизации. Мощность этого внутреннего источника будет равна:

$$Q_{cr} = L \cdot v_p \cdot S \cdot \rho, \quad (5)$$

где  $L$  – скрытая теплота кристаллизации стали, Дж/кг.

Количество теплоты, отведенное с поверхности заготовки между зеркалом расплава в кристаллизаторе и сечением, где металл полностью затвердел, составит:

$$Q_{cool} = P \cdot \sum_{i=1}^n [\alpha_i \cdot l_i \cdot (\overline{T}_{sur,i} - T_{cool,i})], \quad (6)$$

где  $P$  – периметр разливаемой заготовки, м;  $\alpha_i$ ,  $\overline{T}_{sur,i}$ ,  $T_{cool,i}$  – коэффициент теплоотдачи (Вт/(м<sup>2</sup>·град), средняя температура поверхности и температура окружающей среды соответственно;  $l_i$  – длина  $i$ -ой зоны охлаждения, м;  $n$  – количество зон охлаждения.

Таким образом, выше представлены все члены балансового уравнения участка непрерывнолитой заготовки от зеркала металла до сечения, где заканчивается жидкая лунка:

$$Q_{cool} = Q_0 - Q_{out} + Q_{cr}. \quad (7)$$

Большинство параметров, входящих в уравнения (3)–(6), могут быть определены на основании справочных данных ( $\rho$ ,  $c$ ,  $L$ ) либо

являются характеристиками МНЛЗ и технологии разливки ( $T_0, v_p, S, P, l_i, n$ ). Неизвестными являются значения  $\overline{T_{out}}$ ,  $\alpha_i$ ,  $\overline{T_{sur,i}}$ .

Для расчета  $\overline{T_{out}}$  воспользуемся тем, что распределение температуры в поперечном сечении затвердевающего слитка можно аппроксимировать параболой [1, 8 и др.]. Тогда среднеинтегральная температура в расчетном сечении заготовки будет равна:

$$\overline{T_{out}} = T_{sol} - \frac{T_{sol} - T_{sur}}{3}. \quad (8)$$

Следует отметить, что температуру  $T_{sur}$  на поверхности металла в зоне разгиба (завершения кристаллизации) необходимо поддерживать на уровне 850–950 °С, чтобы избежать разрушения роликов, выпрямляющих заготовку. Помимо снижения нагрузки на ролики это позволяет избежать недопустимых термонапряжений и деформаций в затвердевающей заготовке. Что касается температуры поверхности заготовки в различных зонах охлаждения  $\overline{T_{sur,i}}$ , то эти значения можно установить на основании анализа экспериментальных данных [1, 4], путем непосредственных измерений температуры поверхности разливаемой заготовки в доступных точках разливочной дуги при помощи пирометра или тепловизора.

Заметим, что существующие конструкции МНЛЗ и применяемые технологии разливки обеспечивают поддержание температуры поверхности заготовки в достаточно узком диапазоне. В пределах кристаллизатора в зоне плотного контакта (15–30 % от высоты кристаллизатора) эта температура составляет 1100–1200 °С, что обусловлено наличием жидкой прослойки ШОС, имеющей температуру плавления более 1050–1100 °С. В зоне газового зазора температура поверхности снижается приблизительно до 900–1000 °С. Первый участок ЗВО характеризуется высокой интенсивностью охлаждения, что приводит к дополнительному снижению температуры до 850–900 °С. В дальнейшем (второй участок ЗВО) температура поверхности несколько возрастает до 1000–1050 °С за счет уменьшения расхода охладителя и в пределах последующих участков ЗВО и на воздухе постепенно снижается до 900–950 °С. Увеличение

скорости разливки приводит к некоторому росту температуры поверхности. Но эти изменения, как правило, не превышают 20–50 °С. Принимая во внимание приведенные значения, представляется возможным установить средние значения температуры поверхности заготовки для каждого участка охлаждения.

Следующей задачей, которую необходимо решить, является определение коэффициента теплоотдачи на различных участках разливочной дуги МНЛЗ. Согласно результатам, полученным авторами [9], значения  $\alpha_i$  с учетом реального расхода охлаждающей воды  $q$  можно определить, используя эмпирическое соотношение:

$$\alpha_i = \alpha_0 + \eta_k q_i, \quad (9)$$

где  $\alpha_0 \cong 140\text{--}160 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ ;  $\eta_k \cong 40 \text{ Вт} \cdot \text{ч}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$ ;  $q_i$  – удельный расход воды, который принимается в соответствии с требованиями действующей технологической инструкции для конкретной МНЛЗ,  $\text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$ .

Для того чтобы в балансовом уравнении (7) в явном виде присутствовала константа затвердевания  $K$ , представим выражения для расчета площади сечения заготовки в следующем виде:

$$S = a \cdot b = 2K\sqrt{\tau_{cr}} \cdot b, \quad (10)$$

где  $a$  и  $b$  – размеры сечения заготовки ( $b$  – бóльший из размеров), м;  $\tau_{cr}$  – время полного затвердевания заготовки, с.

Чтобы полностью определить параметры, входящие в балансовое уравнение (7), необходимо учесть еще одну особенность процесса затвердевания заготовок в условиях МНЛЗ. Для предотвращения брака по внутренним трещинам к моменту разгиба в заготовке должна полностью отсутствовать жидкая фаза (при разливке на радиальных и криволинейных МНЛЗ).

С другой стороны, как показали наши исследования [10], изменение интенсивности охлаждения и скорости разливки даже в пределах, превышающих регламентированные технологией для конкретной МНЛЗ, весьма незначительно отражается на времени полного затвердевания заготовки. Определяющим фактором являются теплофизические свойства разливаемой стали. Например, для радиальной МНЛЗ, имеющей радиус разливочной дуги 5 м (МНЛЗ-1

ОАО «БМЗ») при разливке углеродистых сталей со скоростью 2 м/мин время полного затвердевания составляет 4,75 мин, а увеличение скорости до 2,5 м/мин с соответствующей корректировкой режимов охлаждения в ЗВО дает результат 4,76 мин.

Таким образом, время затвердевания непрерывнолитой заготовки в условиях конкретной МНЛЗ, установленное в процессе экспериментальных исследований при использовании заводских режимов, можно считать константой для отдельной группы марок стали. Варьирование условий охлаждения (применение расходов воды в ЗВО, отличных от заводских режимов) и скорости разливки не оказывает существенного влияния на данную величину.

Для расчетной оценки времени затвердевания заготовки в условиях конкретной МНЛЗ достаточно найти отношение расстояния от мениска расплава в кристаллизаторе до зоны разгиба (максимальная глубина жидкой лунки) к максимальной скорости разливки для той или иной группы марок стали согласно технологической инструкции:

$$\tau_{cr} = l_{met} / v_{c, max} \quad (11)$$

Подставив выражения (10) и (11) в формулы (3)–(6) и выразив из балансового уравнения (7) константу кристаллизации, получим:

$$K = \frac{(a + b) \cdot \sum_{i=1}^n [\alpha_i \cdot l_i \cdot (\overline{T_{sur,i}} - T_{cool,i})]}{\sqrt{\tau_{cr}} \cdot v_c \cdot \rho \cdot b \cdot \left[ c_0 (T_{liq} + \Delta T) - c_{out} \left( T_{sol} - \frac{T_{sol} - T_{sur,out}}{3} \right) + L \right]} \quad (12)$$

В полученной зависимости (12) в явном виде присутствуют основные технологические параметры разливки (условия охлаждения), размеры сечения заготовки  $a$  и  $b$  и зон охлаждения, включая кристаллизатор и зону охлаждения на воздухе, а также расстояние до зоны разгиба  $l_{met}$ , теплофизические характеристики разливаемой стали ( $\rho$ ,  $c_0$ ,  $c_{out}$ ,  $L$ ). Также учитывается скорость разливки  $v_c$ .

С использованием выражения (12) были выполнены расчеты, где в качестве исходных данных принимались технологические пара-

метры и конструктивные особенности МНЛЗ-3 ОАО «БМЗ» (до модернизации). При разливке заготовок сечением 250×300 мм из углеродистой стали на МНЛЗ-3 со скоростями 0,7 и 0,8 м/мин значения константы кристаллизации составили 0,00351 и 0,00336 м/с<sup>0,5</sup> соответственно, для сечения 300×400 мм значения при скорости разливки 0,65 м/мин  $K$  остались в том же диапазоне – 0,00344 м/с<sup>0,5</sup>. Расчеты для стали ШХ15СГ показали, что с увеличением диапазона кристаллизации, о чем косвенно свидетельствует разность между начальной температурой расплава и температурой солидуса, скорость затвердевания заготовки сечением 250×300 мм при скорости разливки 0,7 м/мин уменьшается, что подтверждает снижение константы до 0,00327 м/с<sup>0,5</sup>.

В связи с тем, что марка стали (химический состав) оказывает заметное влияние на время полного затвердевания заготовки в условиях МНЛЗ, и информация о продолжительности данного процесса для некоторых сталей, приведенных в таблице 1, недоступна, для оценки влияния диапазона кристаллизации на технологические параметры непрерывной разливки преобразуем выражение (12):

$$v_{c,max} = \frac{l_{met} \cdot 2(a+b) \cdot \sum_{i=1}^n [\alpha_i \cdot l_i \cdot (\overline{T_{sur,i}} - T_{cool,i})]}{V_{bl} \cdot v_c \cdot \rho \cdot \left[ c_0(T_{liq} + \Delta T) - c_{out} \left( T_{sol} - \frac{T_{sol} - T_{sur,out}}{3} \right) + L \right]}, \quad (13)$$

где  $l_{met}$  – расстояние от зеркала металла в кристаллизаторе до зоны разгиба заготовки (максимально допустимая металлургическая длина непрерывнолитого слитка), м;  $V_{bl}$  – объем блюма (заготовки) от зеркала металла до зоны разгиба, м<sup>3</sup>.

$$V_{bl} = 2K\sqrt{\tau_{cr}} \cdot b \cdot l_{met}.$$

Полученная зависимость позволяет оценить максимальную скорость разливки различных марок стали в условиях конкретной МНЛЗ. Результаты расчетов приведены на рисунке 1. В качестве допущений считалось, что интенсивность охлаждения заготовок различного состава одинаковы. Кроме того, влияние химического

состава на теплофизические свойства также не учитывалось, так как вблизи температуры солидуса оно незначительно.

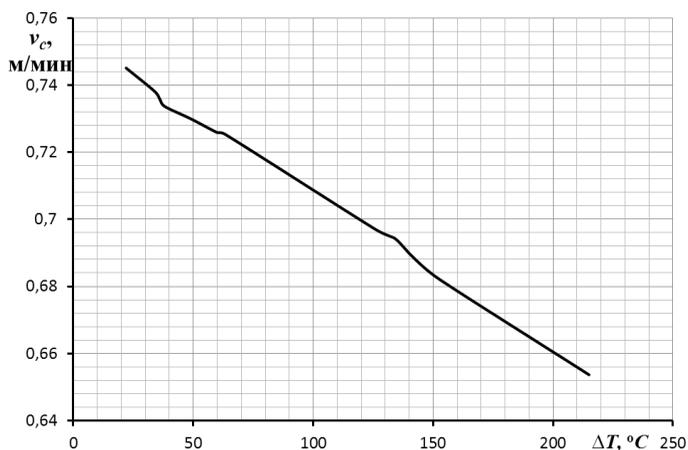


Рисунок 1 – Зависимость константы затвердевания от диапазона кристаллизации для сталей, приведенных в таблице 1

Таблица 1 – Значения температур ликвидуса и солидуса и диапазона кристаллизации для различных марок стали

Марка стали	$T_{liq}$	$T_{sol}$	$\Delta T$
12X17	1507	1485	22
12X13	1504	1470	34
14XH3MA	1506	1470	36
20XH3A	1508	1470	38
30X13	1499	1450	49
45XH2MФА	1491	1431	60
X25Г	1487	1424	63
ШХ15	1457	1331	126
ШХ15СГ	1451	1317	134
P18	1454	1312	142
P18*	1454	1301	153
P6AM5	1435	1220	215

Как видим, полученная зависимость фактически линейная, а увеличение диапазона кристаллизации от 22 до 134 °С (сталь ШХ15СГ) приводит к уменьшению максимальной скорости разливки практически на 7 %. Очевидно, что при разливке сталей, имеющих значительную разность между температурами ликвидуса и солидуса, требуется корректировка режимов охлаждения и скорости разливки.

Таким образом, разработанная методика расчета константы затвердевания позволяет учесть основные конструктивные и технологические характеристики конкретной МНЛЗ, а также теплофизические свойства стали. Установлено, что увеличение сечения разливаемой заготовки в условиях одной и той же МНЛЗ приводит к снижению константы кристаллизации. Рост разницы между температурами ликвидуса и солидуса, т.е. диапазона кристаллизации стали, приводит к аналогичным результатам.

## Литература

1. **Стальной слиток:** в 3 т. Т. 1. Управление кристаллической структурой / Ю.А. Самойлович [и др.]; под общ. ред. В.И. Тимошпольского, Ю.А. Самойловича. – Минск: Бел. навука, 2000. – 583 с.
2. **Цаплин, А.И.** Моделирование теплофизических процессов и объектов в металлургии / А.И. Цаплин, И.Л. Никулин. – Пермь: Изд-во Перм. гос. техн. ун-та, 2011. – 299 с.
3. **Задиранов, А.Н.** Теоретические основы кристаллизации металлов и сплавов / А.Н. Задиранов, А.М. Кац. – М.: Изд-во РУДН, 2007. – 228 с.
4. **Смирнов, А.Н.** Непрерывная разливка стали / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, Е.В. Штепан. – Донецк: ДонНТУ, 2011. – 482 с.
5. **Ефимов, В.А.** Современные технологии разливки и кристаллизации сплавов / В.А. Ефимов, А.С. Эльдарханов. – М.: Машиностроение, 1998. – 360 с.
6. **Вейник, А.И.** Теория затвердевания отливки / А.И. Вейник. – М.: Машгиз, 1960. – 437 с.
7. **Баландин, Г.Ф.** Основы теории формирования отливки / Г.Ф. Баландин. – М.: Машиностроение, 1976. – 328 с.
8. **Пугачев, И.А.** Уравнения затвердевания непрерывного слитка для систем управления процессом непрерывной разливки МНЛЗ /

И.А. Пугачев, А.А. Суслов // *Литье и металлургия*. – 2013. – № 3. – С. 163–166.

**9. Малевич, Ю.А.** Теплофизические основы затвердевания отливок и слитков / Ю.А. Малевич, Ю.А. Самойлович. – Минск: Выш. школа, 1989. – 203 с.

**10. Комплексные исследования** процессов формирования непрерывнолитых стальных заготовок с целью повышения качества / Тимошпольский В.И. [и др.] // *Литье и металлургия*. – 2004. – № 1. – С. 5–11.

*УДК 621.74*

**С.В. КОРНЕЕВ**, канд. техн. наук,  
**И.А. ТРУСОВА**, д-р техн. наук,  
**С.М. КАБИШОВ**, канд. техн. наук (БНТУ)

## **ОБОСНОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ВТОРИЧНЫХ ЭНЕРГОРЕСУРСОВ ВЫСОКОМОЩНЫХ ЭЛЕКТРОДУГОВЫХ ПЕЧЕЙ ДЛЯ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ПОДОГРЕВА МЕТАЛЛОШИХТЫ\***

**Введение.** Развитие электродуговых печей исторически сопровождалось появлением и последующим увеличением мощности топливных горелок, интенсивным применением кислорода для продувки ванны и дожигания СО, а также применением продувки сталеплавильной ванны инертным газом. Все это привело к увеличению, как количества вводимой энергии, так и количества высокотемпературных газов, образующихся в рабочем пространстве печей. Известно, что подогрев металлошихты уходящими из печей газами является эффективным средством утилизации их теплоты. Однако возможность эффективного использования газов определяется типом печи и технологическим режимом ее работы, а также составом и расположением оборудования металлургического завода. Для определения возможности использования вторичных энергоресурсов необходимы данные о параметрах удаляемых из печей газов и тепловых потерях с отходящими газами.