

УДК 621.74.047

Поступила 20.04.2016

ЗАТВЕРДЕВАНИЕ ОТЛИВКИ СО СТОРОНЫ СТЕРЖНЯ ПРИ ВЕРТИКАЛЬНОМ НЕПРЕРЫВНОМ ЛИТЬЕ

HARDENING OF CASTING FROM THE CORE SIDE AT VERTICAL CONTINUOUS MOULDING

Е. И. МАРУКОВИЧ, Институт технологии металлов НАН Беларуси, г. Могилев, Беларусь, ул. Бялыницкого-Бирули, д. 11. E-mail: info@itm.by

Е. Б. ДЕМЧЕНКО, Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь, пр. Независимости, 65. E-mail: edemchenko@bntu.by

E. I. MARUKOVICH, Institute of Technology of Metals of National Academy of Sciences of Belarus, Mogilev, Belarus, 11, Byalynitskaga-Biruli str. E-mail: info@itm.by

E. B. DEMCHENKO, Belarusian National Technical University, Minsk, Belarus, 65, Nezavisimosti ave. E-mail: edemchenko@bntu.by

Решена задача затвердевания расплава в кристаллизаторе со стороны стержня при вертикальном непрерывном литье. Установлено, что затвердевание отливки со стороны стержня протекает в 7–10 раз медленнее, чем со стороны кристаллизатора. Влияние стержня на тепловой режим отливки во время ее затвердевания в кристаллизаторе в течение первых 15–20 с незначительно, стержень не успевал прогреться. Расчетная толщина корки к 20-й секунде формирования составила не более 1,5 мм. При использовании тонкостенных оболочковых стержней толщина корки, образовавшейся на стержне, составила $\xi = 2,0–2,5$ мм или менее 10% от толщины отливки. Использование сплошных стержней повышает долю металла, затвердевающего на стержне до 15–18%. В этом случае коэффициент аккумуляции тепла стержнем принимают равным $\xi = 0,75–0,85$.

The problem of hardening of fusion in a crystallizer from a core side at vertical continuous molding is solved. It is established that hardening of casting from a core side proceeds in 7–10 time more slowly, than from a crystallizer. Influence of a core on the thermal mode of casting during her hardening in a crystallizer during the first 15–20 with slightly, the core didn't manage to get warm. Settlement thickness of a crust by 20th second of formation has made no more than 1,5 mm. When using thin-walled shell cores thickness of the crust formed on a core has made $\xi = 2,0–2,5$ mm or less than 10% of casting thickness. Use of continuous cores raises a share of the metal hardening on a core to 15–18%. In this case the coefficient of accumulation of heat a core is accepted equal $\xi = 0,75–0,85$.

Ключевые слова. *Непрерывное литье, кинетика, затвердевание, расплав, теплота, стержень, корка, отливка, температура, показатель степени параболы.*

Keywords. *Continuous molding, kinetics, hardening, fusion, warmth, core, crust, casting, temperature, parabola exponent.*

При вертикальном непрерывном литье с использованием разрушаемых песчаных стержней, оформляющих полости и сложные внутренние поверхности отливки, имеет место несимметричное двухстороннее охлаждение расплава. Оно неизбежно приводит к образованию двух фронтов кристаллизации, координата точки встречи которых заранее неизвестна. Это обстоятельство значительно усложняет решение задачи затвердевания отливки, поскольку требует внесения дополнительных изменений в математические модели для учета количества тепла, аккумулированного песчаным стержнем.

Для упрощенных расчетов кинетики затвердевания и определения технологических параметров процесса литья можно рассматривать затвердевание отливки как одностороннее (только со стороны кристаллизатора) и не учитывать его со стороны стержня. Такая постановка задачи оправдана в том случае, если теплоаккумулирующая способность стержней намного меньше количества тепла, теряемого отливкой при затвердевании. Например, при использовании в массивных отливках тонкостенных стержней из материала с низкими теплофизическими свойствами (теплоемкостью и теплопроводностью). Однако следует заметить, что в большинстве случаев в металлической форме на стержне затвердевает при-

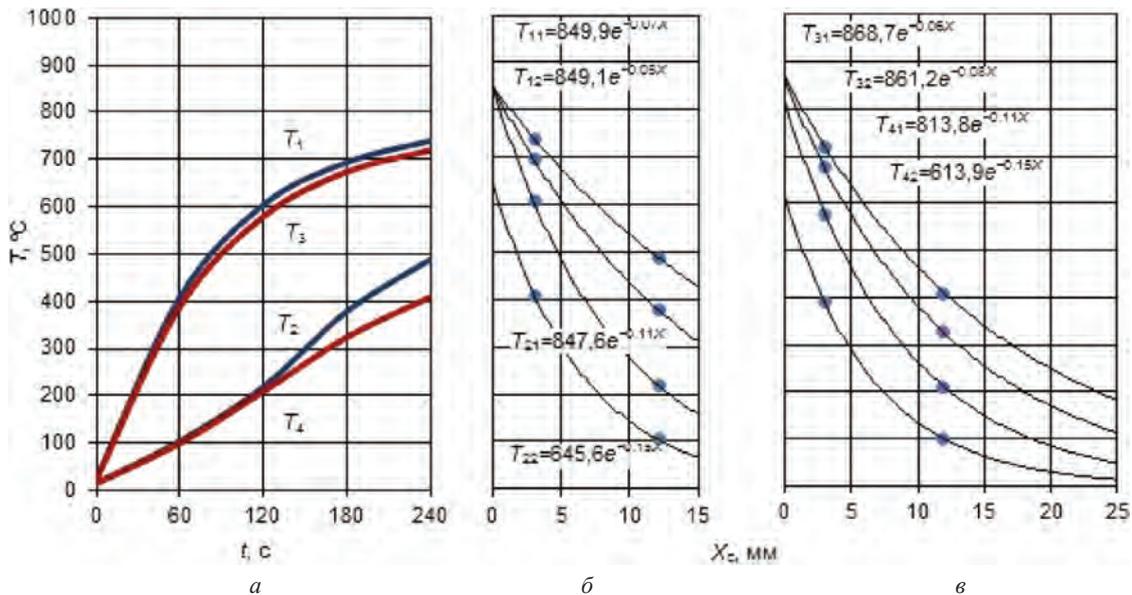


Рис. 1. Температурный режим стержня $T = f(t, X_c)$, диаметр $d_c = 60$ мм (а); толщина стенки $X_c = 15$ мм (б); $X_c = 25$ мм (в)

мерно 15–25% материала отливки и пренебрежение охлаждающим воздействием стержня может привести к существенным погрешностям. Поэтому в таких случаях задачу затвердевания решают, разделяя ее на две самостоятельные задачи, т. е. рассматривают затвердевание отливки со стороны кристаллизатора и стержня.

При значительном различии в условиях охлаждения отливки со стороны кристаллизатора и стержня целесообразнее использовать комбинированный метод решения. Метод основан на том, что большая часть теплоты перегрева расплава неизбежно будет отводиться в сторону более интенсивно охлаждаемой поверхности, а меньшая часть – в сторону стержня. В этом случае расчет затвердевания на стержне проводится без учета влияния теплоты перегрева, а за определяющий размер полый цилиндрической отливки принимается ее полная толщина. Такая задача решена в работах В. И. Тутова [1, 2].

Рассмотрим решение этой задачи применительно к условиям затвердевания полый цилиндрической отливки.

Затвердевание отливки на сухом песчаном стержне определяется способностью стержня воспринимать тепло, теряемое отливкой. Низкая теплопроводность и теплоемкость стержневых смесей по сравнению с соответствующими характеристиками металлов и сплавов позволяют при решении задачи о затвердевании пренебречь перепадом температуры по толщине затвердевшей отливки и рассматривать задачу охлаждения как внешнюю задачу, принимая постоянной температуру поверхности стержня.

Температурное поле стержня (рис. 1) описывается параболой n -го порядка [3]:

$$T = (T_{2n} - T_0) \left(1 - \frac{x}{X}\right)^{2n} + T_0, \tag{1}$$

где T , T_{2n} , T_0 – соответственно температура текущая, поверхности стержня и начальная температура стержня; x – текущая координата; X – глубина прогрева стержня.

Обозначив $T_{2n} - T_0 = v_{2n}$ и $T - T_0 = v$, получим

$$v = v_{2n} \left(1 - \frac{x}{X}\right)^{2n}. \tag{2}$$

Количество теплоты, переданной через поверхность стержня, определяется по уравнению закона Фурье при подстановке градиента температуры на поверхности стержня, получаемого дифференцированием (2):

$$dQ = n_2 \lambda_2 \frac{v_{2n}}{X} F dt, \tag{3}$$

где λ_2 – теплопроводность материала стержня.

Такое же количество теплоты за время dt выделяется затвердевшим металлом

$$dQ = rdM, \quad (4)$$

где r – эффективная теплота кристаллизации (в нашем случае в зависимости от принятого метода расчета в r может включаться теплота перегрева и теплота, выделяемая в интервале температур кристаллизации); M – масса затвердевшего металла.

Из равенства левых частей уравнений (3) и (4) имеем

$$n_2 \lambda_2 \frac{v_{2n}}{X} F dt = rdM. \quad (5)$$

Заметим, что уравнение (5) справедливо для отливок любой конфигурации. При условии постоянства v_{2n} уравнение (5) содержит неизвестные X , M и t . Переменную X определим из уравнения теплового баланса для отливки и стержня, воспользовавшись уравнением аккумуляции тепла стержнем [3]:

$$Q = \frac{1}{n_2 + 1} FX \rho_2 c_2 v_{2n}.$$

Такое же количество тепла выделяет затвердевшая отливка, откуда

$$rM = \frac{1}{n_2 + 1} FX \rho_2 c_2 v_{2n}$$

и

$$X = \frac{rM(n_2 + 1)}{F \rho_2 c_2 v_{2n}}.$$

Подставляя значение X в (5), интегрируя полученное выражение в пределах от 0 до t и от 0 до M и делая подстановку

$$M = F \xi \rho_2,$$

получаем

$$t = \frac{r^2 \rho \xi^2 (n_2 + 1)}{2 n_2 \lambda_2 c_2 v_{2n}} \quad (6)$$

и

$$\xi = \frac{v_{2n}}{r} \sqrt{\frac{2 a n_2}{n_2 + 1}} \sqrt{t}. \quad (7)$$

Нетрудно заметить, что при затвердевании отливки на плоском стержне неограниченной толщины решение получается в виде

$$\xi = k \sqrt{t},$$

где

$$k = \frac{v_{2n}}{r} \sqrt{\frac{2 a n_2}{n_2 + 1}}.$$

Аналогичная методика может быть использована и при расчете затвердевания цилиндрической отливки на песчаном внутреннем стержне [2]. Для решения уравнения (5) необходимо найти значение глубины прогретого слоя стержня X из уравнения теплового баланса для отливки и стержня.

Выделяется отливкой

$$Q = rM. \quad (8)$$

Аккумулируется стержнем [3]

$$Q_2 = \frac{v_n}{n+1} \left(1 - \frac{1}{n_2 + 2} \frac{X}{R_c} \right) FX \rho_2 c_2,$$

где R_c – радиус стержня.

Тогда (8) перепишется в виде

$$rM = \frac{FX \rho_2 c_2 v_{2n}}{n_2 + 1} \left(1 - \frac{1}{n_2 + 2} \frac{X}{R_c} \right). \quad (9)$$

Решая полученное уравнение относительно X , находим

$$X_{1,2} = \frac{R_c(n_2 + 2)}{2} \pm \sqrt{\frac{R_c^2(n_2 + 2)^2}{4} \frac{(n_2 + 1)(n_2 + 2)R_c r M}{F \rho_2 c_2 v_{2n}}}$$

Здесь справедлив только второй корень, так как значение X должно возрасти с увеличением массы затвердевшего металла. Подставляем значение X в уравнение (5), интегрируем полученное выражение в пределах от 0 до t и от 0 до M и делаем замену

$$M = F \xi \rho_1 \left(1 + \frac{\xi}{2R_c} \right),$$

где ξ – толщина слоя затвердевшего металла; ρ_1 – плотность металла.

Получаем

$$t = \frac{n_2 + 2}{2n_2} \frac{r \rho_1 \xi \left(1 + \frac{\xi}{2R_c} \right) R_c}{\lambda_2 v_{2n}} + \frac{R_c^2 (n_2 + 2)^2}{12n_2 (n_2 + 1) a_2} \left\{ \sqrt{1 - \frac{n_2 + 1}{n_2 + 2} \frac{4r \rho_1 \xi \left(1 + \frac{\xi}{2R_c} \right)}{R_c \rho_2 c_2 v_{2n}}} - 1 \right\}, \quad (10)$$

где $a_2 = \lambda_2 / c_2 \rho_2$ – коэффициент температуропроводности материала стержня.

Это решение справедливо только при $X > R_c$, т. е. в течение времени, когда стержень ведет себя как неограниченное в тепловом отношении тело. Зависимость глубины прогрева стержня от времени определим из [3]:

$$t = \frac{x_2}{2n_2(n_2 + 1)a_2} \left[1 - \frac{4}{3(n_2 + 2)} \frac{x}{R_c} \right], \quad (11)$$

откуда при $X = R_c$ находим полное время прогрева

$$t = \frac{x_2^2}{2n_2(n_2 + 1)a_2} \left[1 - \frac{4}{3(n_2 + 2)} \right].$$

Связь между глубиной прогрева стержня и массой затвердевшего металла к моменту t_1 определяется из уравнения (9)

$$M_1 = \frac{R_c F \rho_2 c_2 v_{2n}}{r(n_2 + 1)}.$$

Во второй стадии происходит разогрев стержня по всей толщине. Температура центра стержня определяется из решения уравнения теплового баланса.

Проходящее через поверхность стержня количество тепла:

$$dQ = \lambda_2 n_2 \frac{v_{2n} - v_{ц}}{R_c} F dt \quad (12)$$

аккумулируется стержнем

$$dQ = \frac{n_2}{n_2 + 2} V_2 \rho_2 c_2 dv_{ц}, \quad (13)$$

где V_2 – объем стержня; $v_{ц}$ – избыточная температура центра стержня.

Решая совместно уравнения (12) и (13) и интегрируя в интервалах $(0 - v_{ц})$ и $(t_1 - t)$, получаем зависимость температуры центра стержня от времени:

$$v_{ц} = v_{2n} \left[1 - e^{-2(n_2 + 2) \frac{a(t - t_1)}{R_c^2}} \right].$$

Составим уравнение теплового баланса для отливки и формы

$$\lambda_2 n_2 \frac{v_{2n} - v_{ц}}{R_c} F dt = rdM.$$

Подставляя значение $v_{ц}$ и интегрируя полученное выражение в интервалах (t_1-t) и (M_1-M) , получаем

$$M = \frac{n_2 V_2 \rho_2 c_2 v_{2n}}{r(n_2 + 2)} \left[1 - e^{-2(n_2+2) \frac{a(t-t_1)}{R_c^2}} \right] + M_1. \quad (14)$$

Связь между толщиной твердой корки и массой затвердевшего металла определяется из выражения

$$\xi = \sqrt{R_c^2 + \frac{M}{\pi \rho_1}} - R_c. \quad (15)$$

При затвердевании отливки на оболочковом стержне толщиной X_c время прохождения температурного фронта через стенку стержня t_1 и масса затвердевшего за это время металла M_1 определяются соответственно из уравнений (9) и (11) при замене значений X и X_c .

Определяя аналогичным образом аккумулированное стержнем тепло, температуру внутренней поверхности стержня и решая уравнение теплового баланса для отливки и стержня, получаем выражение для расчета массы, затвердевшего на стержне металла:

$$M = \frac{X_c F \rho_2 c_2 v_{2n}}{r(n_2 + 1)} \left(1 - \frac{2}{n_2 + 2} \right) \left(\frac{\delta_0}{R_c} \right) \left[1 - e^{-\frac{n_2(n_2+2)a(t-t_1)}{\delta_0^2 \left(1 - \frac{2}{n_2+2} \right) \frac{\delta_0}{R_c}}} \right] + M_1. \quad (16)$$

Выражение (16) получено при предположении, что теплообмен на внутренней поверхности стержня не имеет места. Здесь δ_0 – безразмерная начальная толщина затвердевшей корки [2].

Предложенные В. И. Тутовым аналитические зависимости (14)–(16) легли в основу расчета тепла, аккумулированного стержнем и решения задачи затвердевания отливки при вертикальном литье с открытым и закрытым уровнем.

Экспериментальные исследования и расчет кинетики затвердевания отливки со стороны стержня проводили, используя следующие методики [4].

Температурный режим стержней исследовали методом термического анализа непосредственно в процессе вертикального непрерывного литья и при погружении (окунании) стержня с термопарами в расплав, находящийся в печи. Материал стержней – терморезистивная стержневая смесь на основе фенолоспирта. Материал отливки – чугун марки СЧ 20. По температурным полям $T = f(t)$ строили кривые мгновенного распределения температуры по толщине стенки стержня $T = f(X_c)$ для различных моментов времени, по которым рассчитывали кинетику затвердевания отливки. Значения термофизических коэффициентов для расчета выбрали из работ [5–7].

Метод погружения в расплав использовали и для экспериментального исследования кинетики затвердевания отливки со стороны стержня. При этом измеряли толщину корки, намерзшей на стержень за определенные интервалы времени в сечениях, расположенных по диаметру и высоте стержня. В результате экспериментов было установлено, что при температуре чугуна $T > 1220$ °С затвердевания корки отливки на стержне не происходит, если время выдержки в расплаве $t < 30$ с. Поэтому все эксперименты проводили при температуре, несколько превышающей температуру кристаллизации чугуна $T = 1180$ – 1210 °С. Результаты измерений аппроксимировали методом наименьших квадратов.

На рис. 1 показано температурное поле $T = f(t)$ полого стержня диаметром 60 мм с толщиной стенки $X_c = 15$ мм (T_1, T_2) и $X_c = 25$ мм (T_3, T_4) и распределение температуры по толщине стенки стержня $T = f(X_c)$ за время выдержки в расплаве соответственно для 60 с – T_{22}, T_{42} ; 120 с – T_{21}, T_{41} ; 180 с – T_{12}, T_{32} ; 240 с – T_{11}, T_{31} . Положение точек на графиках соответствует расстоянию термопар от наружной поверхности стенки стержня $x = 3$ мм и $x = 12$ мм.

Из полученных данных следует, что тепловой фронт распространяется на всю толщину стержня за время, большее $t > 60$ с (T_{22}, T_{42}). Скорость повышения температуры внутренней поверхности в среднем составляет ~ 2 – 5 °С/с. Затем начинается подъем температуры и разогрев внутренней поверхности стержня. Более тонкий стержень разогревается быстрее. Распределение температуры по толщине стержня носит параболический характер. Показатель степени параболы температурных кривых изменяется в пределах $n_2 = 0,69$ – $3,60$ для T_{22} и $n_2 = 0,89$ – $2,95$ для T_{42} . При увеличении времени прогрева стержня $t > 60$ с n_2 снижается.

На рис. 2 показано температурное поле $T = f(t)$ полого стержня диаметром 80 мм с толщиной стенки $X_c = 15$ мм (T_1, T_2) и $X_c = 25$ мм (T_3, T_4) и распределение температуры по толщине стенки стержня $T = f(X_c)$

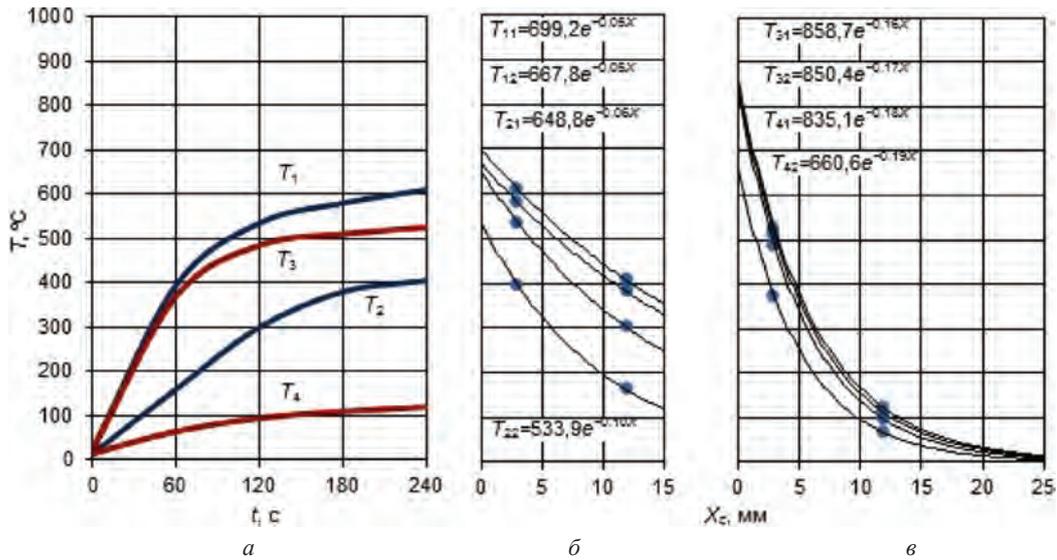


Рис. 2. Температурный режим стержня $T = f(t, X_c)$, диаметр $d_c = 80$ мм (а); толщина стенки $X_c = 15$ мм (б); $X_c = 25$ мм (в)

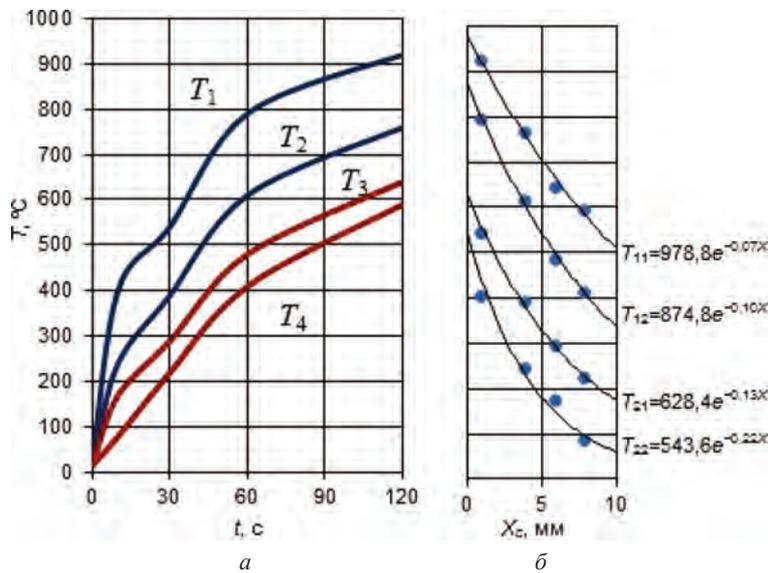


Рис. 3. Температурный режим стержня $T = f(t, X_c)$, диаметр $d_c = 80$ мм (а), толщина стенки $X_c = 10$ мм (б)

при условиях: 60 с – T_{22} , T_{42} ; 120 с – T_{21} , T_{41} ; 180 с – T_{12} , T_{32} ; 240 с – T_{11} , T_{31} . Полный прогрев стержня толщиной 15 мм произошел за время $t = 30\text{--}40$ с (T_{22}), а толщиной 25 мм – за время $t = 60$ с (T_{42}). Скорость роста температуры внутренней поверхности стержня была незначительной $\sim 1\text{--}3$ °C/с. Распределение температуры – параболическое. Показатель параболы изменяется в пределах $n_2 = 0,54\text{--}2,91$ для T_{22} и $n_2 = 0,73\text{--}3,31$ для T_{42} .

Несколько иной характер изменения температурного поля полого стержня $T = f(t)$ был получен при непрерывном литье заготовки толщиной $\delta = 10$ мм (рис. 3). Расположение термопар в стенке стержня относительно внутренней поверхности отливки соответствовало $x = 1; 4; 6$ и 8 мм. Распределение температуры по толщине стенки стержня $T = f(X_c)$: 10 с – T_{22} ; 30 с – T_{21} ; 60 с – T_{12} ; 120 с – T_{11} (рис. 3, б). Здесь изменение температуры в целом идентично предыдущим зависимостям (см. рис. 1, 2). Однако, несмотря на то что полный прогрев стержня произошел менее чем за $t = 10$ с, температура внутренней поверхности остается невысокой 50–60 °C. Уровень температур и скорость движения теплового фронта в глубь стержня были выше (>5 °C/с), видимо, за счет меньшей толщины стенки стержня. Изменение показателя степени параболы во времени таково: $n_2 = 0,43\text{--}3,78$ для T_{22} .

Анализ зависимости показателя степени параболы от времени $n_2 = f(t)$ показал, что для расчета процесса затвердевания сравнительно тонкостенных заготовок, формирование которых заканчивается за 20–60 с, можно с достаточной степенью достоверности принять показатель степени параболы равным $n_2 = 3$. Для более длительных процессов надежным будет выбор $n_2 = 2,5$.

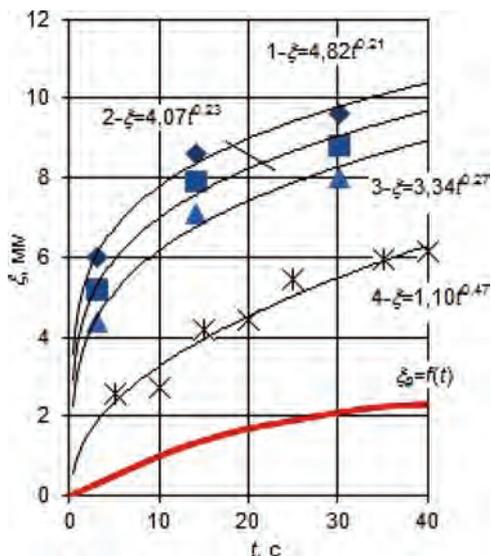


Рис. 4. Кинетика затвердевания отливки со стороны стержня: 1 – кинетика затвердевания отливки со стороны стержня при погружении в расплав при тех же условиях, что и ξ_p (температура расплава $T = 1210\text{ }^\circ\text{C}$); 2–4 – то же для стержней $d_c = 84; 69$ и 54 мм соответственно при $T = 1180\text{--}1190\text{ }^\circ\text{C}$

все основания не учитывать затвердевание на стержне при формировании отливки в кристаллизаторе до момента, пока не будет отведена большая часть теплоты перегрева.

При использовании тонкостенных оболочковых стержней толщина корки, образовавшейся на стержне, составила $\xi = 2,0\text{--}2,5$ мм или менее 10% от толщины отливки. Использование сплошных стержней повышает долю металла, затвердевающего на стержне до 15–18%. В этом случае коэффициент аккумуляции тепла стержнем принимают равным 0,75–0,85 [2].

Литература

1. Затвердевание цилиндрических отливок в сухой песчаной форме / Г. А. Анисович, В. И. Тутов, И. П. Прокопов и др. // Докл. АН БССР. 1971. Т. 15, № 6. С. 19–21.
2. Приближенный расчет затвердевания цилиндрической непрерывной отливки со стороны песчаного стержня / Г. А. Анисович, В. И. Тутов, А. А. Малюкявичус // *Металлургия*. Минск: Наука и техника, 1975. Вып. 7. С. 29–32.
3. Вейник А. И. Приближенный расчет процессов теплопроводности. М.; Л.: Госэнергоиздат, 1959. 184 с.
4. Тепловые явления при формировании непрерывной отливки / Е. И. Марукович, Е. Б. Демченко. Мн.: Изд-во БНТУ, 2012. 208 с.
5. Анисович Г. А. Затвердевание отливок. Минск: Наука и техника, 1979. 232 с.
6. Коган В. А. и др. Тепловой режим и изменение прочности оболочковых форм в условиях заливки и затвердевания металла // *Технология автомобилестроения*. 1968. № 7. С. 7–8.
7. Берг В. П. Качество литейной формы. М.: Машиностроение, 1970. 286 с.

References

1. Anisovich G. A., Tutov V. I., Prokopov I. P. i dr. Zatyverdevanie tsilindricheskikh otlivok v sukhoy peschanoy forme [Hardening of cylindrical castings in a dry sandy form]. *Doklady Akademii nauk BSSR = Publication of the Academy of Science of Belarussian SSR*, 1971, vol. 15, no. 6, pp. 19–21.
2. Anisovich G. A., Tutov V. I., Malyukyavichus A. A. Priblizhennyi raschet zatyverdevaniya tsilindricheskoy nepreryvnoi otlivki so storony peschanogo sterzhnya [An approximate calculation of the part of the sandy bar hardening cylindrical continuous casting]. *Metallurgija = Metallurgy*. Minsk, Nauka i tehnika Publ., 1975, vyp. 7, pp. 29–32.
3. Veynik A. I. Priblizhennyi raschet protsessov teploprovodnosti [An approximate calculation of heat conduction processes]. Moscow-Leningrad, Gosjenergoizdat Publ., 1959. 184 p.
4. Marukovich E. I., Demchenko E. B. Teplovyje javleniya pri formirovanii nepreryvnoi otlivki [Thermal phenomena in the formation of the continuous casting]. Minsk, Izdatel'stvo BNTU Publ., 2012. 208 p.
5. Anisovich G. A. Zatyverdevanie otlivok [Solidification of castings]. Minsk, Nauka i tehnika Publ., 1979. 232 p.
6. Kogan V. A., etc. Teplovoi rezhim i izmenenie prochnosti obolochkovykh form v usloviyakh zalivki i zatyverdevaniya metalla [Thermal conditions and changes in the strength of the shell molds in a casting and solidification]. *Doklady Akademii nauk BSSR = Tekhnologiya avtomobilestroenija = Technology of machine building*, 1968, no. 7, pp. 7–8.
7. Bergh V. P. Kachestvo liteynoi formy [The quality of the mold]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1970. 286 p.

По полученным данным определяли количество тепла, поглощаемого стержнем, интенсивность отвода тепла с поверхности затвердевающей на стержне отливки и рассчитывали кинетику затвердевания, производя оценку роли стержня в процессе формирования непрерывной отливки [3]. Результаты расчета и экспериментальные данные показаны на рис. 4. Здесь $\xi_p = f(t)$ – кинетика затвердевания отливки со стороны стержня, рассчитанная по данным измерения температурного поля стержня.

Выводы

Исследования кинетики затвердевания отливки в кристаллизаторе при вертикальном непрерывном литье показали, что практически вся теплота перегрева расплава отводится через кристаллизатор [4]. Затвердевание отливки со стороны стержня протекает в 7–10 раз медленнее, чем со стороны кристаллизатора. Влияние стержня на тепловой режим отливки во время ее затвердевания в кристаллизаторе в течение первых 15–20 с незначительно, стержень не успевает прогреться. Расчетная толщина корки к 20-й секунде формирования составила не более 1,5 мм (кривая ξ_p , рис. 4).

Практически при температуре расплава $T \sim 1300\text{ }^\circ\text{C}$ после выливания жидкого остатка (результат прорыва корки расплавом) на стержне в некоторых местах остается лишь тонкая оболочка, толщина которой не превышает $\xi = 1,0\text{--}1,5$ мм. Это дает