



It is shown that thermal-convection melt flows, arising in liquid casting pipe as a result of melt spray effect and acting along the front of crystallization, have a great influence on forming of hard encrust right up to its fusion. The degree of this influence depends on the character of allocation and intension of thermal-convective flows.

Е. Б. ДЕМЧЕНКО, БНТУ, Е. И. МАНУКОВИЧ, ИТМ НАН Беларуси

УДК 621.74.047

ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИКИ РАСПЛАВА В КРИСТАЛЛИЗАТОРЕ ПРИ ВЕРТИКАЛЬНОМ НЕПРЕРЫВНОМ ЛИТЬЕ

Для исследования качественной и количественной картины гидродинамики расплава в кристаллизаторе при вертикальном непрерывном литье применяли метод гидромоделирования на прозрачных моделях. Изучали причины возникновения, характер распределения, вид и скорость движения термоконвективных потоков, глубину проникновения струи, а также степень влияния потоков на фронт затвердевания отливки.

Моделирование проводили, имитируя получение полой цилиндрической отливки из чугуна диаметром 0,1 м и толщиной стенки 0,03 м в кристаллизатор длиной 0,2 м со средней скоростью вытяжки отливки $\omega_{\text{ср}} = 0,56 \cdot 60^{-1}$ м/с. Масштабы моделирования (табл. 1) определили исходя из идентичности трех определяющих критериев подобия: Фруда (Fr), Вебера (We) и Рейнольдса (Re), необходимой для осуществления подобия по методикам работ [1–3]

$$\text{Fr} = \text{We} = \text{Re} = \text{idem}.$$

Критерий Фруда обеспечивает подобие сил тяжести и инерции

$$\text{Fr} = \frac{\omega^2}{gl}, \quad (1)$$

критерий Вебера — подобие сил тяжести и поверхностного натяжения

$$\text{We} = \frac{\rho l^2}{\sigma}, \quad (2)$$

критерий Рейнольдса — подобие сил вязкости и инерции

$$\text{Re} = \frac{\omega l}{\nu}, \quad (3)$$

где ω — скорость движения жидкости; g — ускорение силы тяжести; l — характерный размер; ρ — плотность; σ — коэффициент поверхностного натяжения; ν — кинематический коэффициент вязкости.

С помощью масштабов моделирования рассчитали геометрические размеры элементов модельной установки и параметры процесса моделирования (табл. 2).

Таблица 1. Масштабы моделирования

Масштабы	$T_b, ^\circ\text{C}$	Значения		
		кинематическая вязкость $\nu \cdot 10^{-6}, \text{м}^2/\text{с}$		среднее
Геометрический $M_{\text{Re, Fr}}$	60	0,8	1,1	
Геометрический M_{We}		0,689	0,558	0,66
Скоростной M_ω		0,663		0,66
Расхода M_Q		0,814		0,81
		0,360		0,36

Таблица 2. Параметры моделирования

Параметры	Значения			
	натуры		модели	
Размеры кристаллизатора, м:				
диаметр	d	0,100	$d_{\text{м}}$	0,066
длина	l	0,200	$l_{\text{м}}$	0,132
Высота модели ($2l_{\text{м}}$), м			$h_{\text{отл}}$	0,264
Уровень расплава, м:				
максимальный	h_{max}	0,175	$h_{\text{м,max}}$	0,116
минимальный	h_{min}	0,135	$h_{\text{м,min}}$	0,089
Расход, м ³ /с	$Q_{\text{н}}$	0,0236	$Q_{\text{м}}$	0,0085

Общий вид и схема модельной установки показаны на рис. 1. Идентичность критериев подобия обеспечивалась при температуре воды $T_v=40-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ [4]. Для изучения качественного и количественного характера термоконвективного движения воду подкрашивали анилиновым красителем и проводили фотографирование траектории движения потоков.

На рис. 2, а, б представлены характер распределения и схемы термоконвективных потоков в полый цилиндрической отливке при одностороннем боковом подводе расплава в кристаллизатор.

Установлено, что по мере проникновения в глубь струя раскрывается и разделяется на два самостоятельных круговых потока, располагающихся по обе стороны полости отливки симметрично относительно места подвода. При подъеме уровня расплава потоки раскрываются, омывая фронт кристаллизации и стержень. Направление движения потоков — в центре струи вдоль фронта кристаллизации и стержня (точка 3) потоки нисходящие, при смещении от струи (точки 1, 5) — смешанные (преобладают восходящие), у поверхности стержня — восходящие. В срединных частях отливки (точки 2, 4) потоки смешанные с преобладанием нисходящих потоков. В зоне, противоположной месту подвода, потоки встречаются, движутся вверх, расходятся и поворачивают в сторону к струе. Инжекция воздуха незначительна. Общий характер движения потоков симметричен относительно места подвода расплава.

Глубина проникновения струи $H_{н,стр}$ снижается при увеличении высоты падения $h_{н,стр}$. Максимальная глубина наблюдается в зоне действия струи $H_{н,стр}=0,23\text{ м}$ (рис. 3). Глубина проникновения струи за пределы кристаллизатора доста-

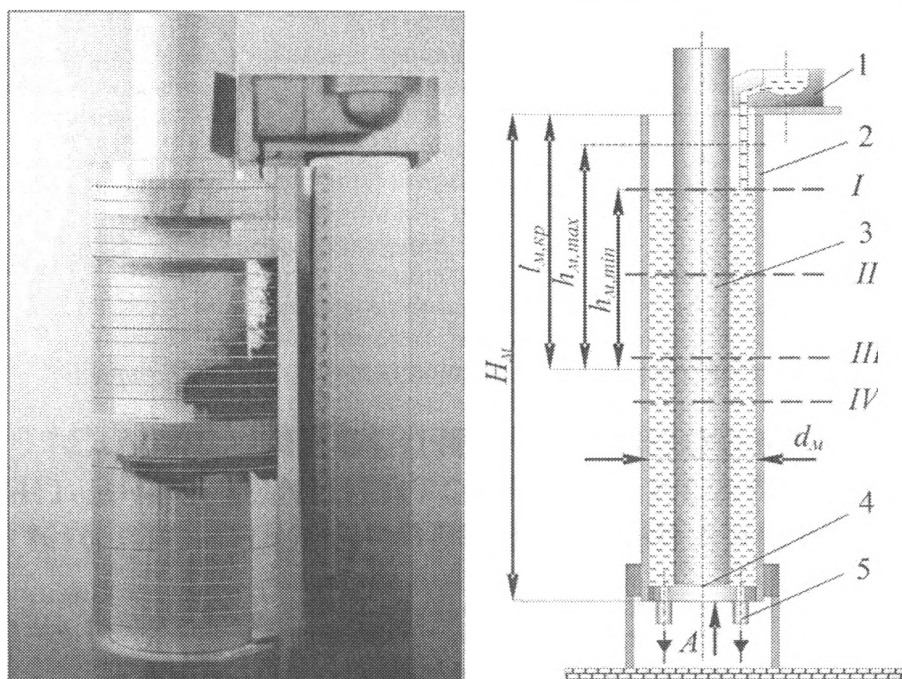


Рис. 1. Общий вид и схема модельной установки: 1 — литниковая система; 2 — кристаллизатор; 3 — стержни; 4 — выпускное устройство; 5 — отверстия

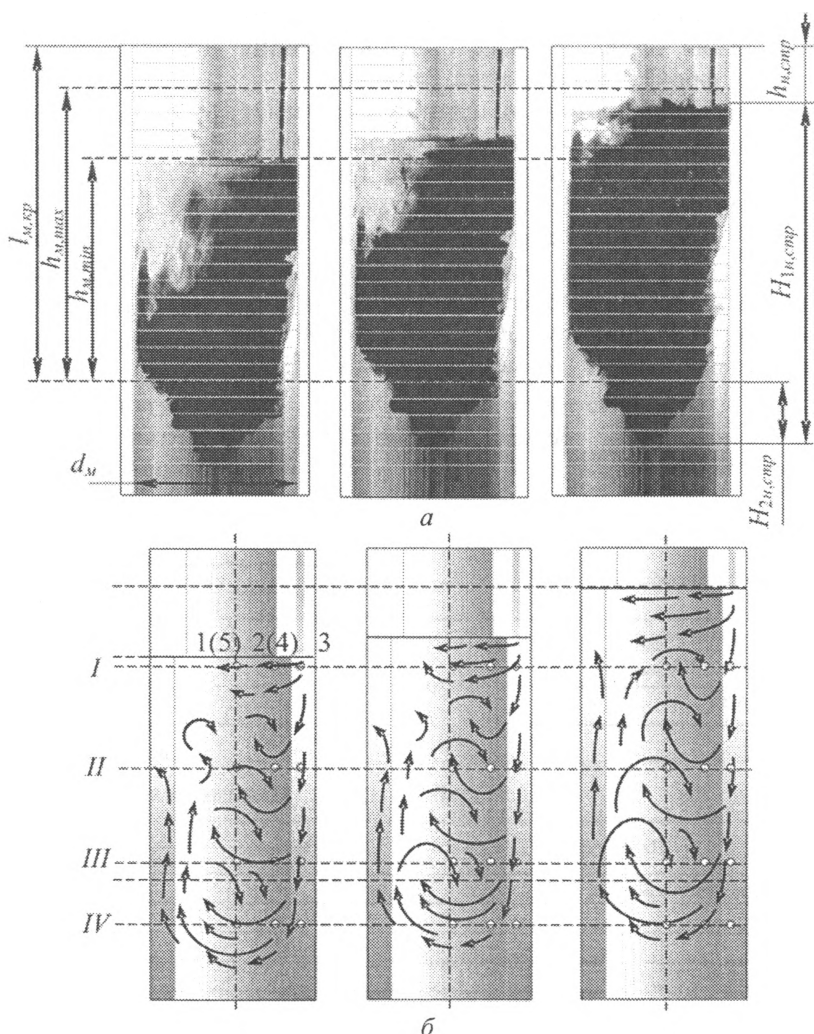


Рис. 2. Характер распределения (а) и схемы (б) конвективных потоков в полый цилиндрической отливке

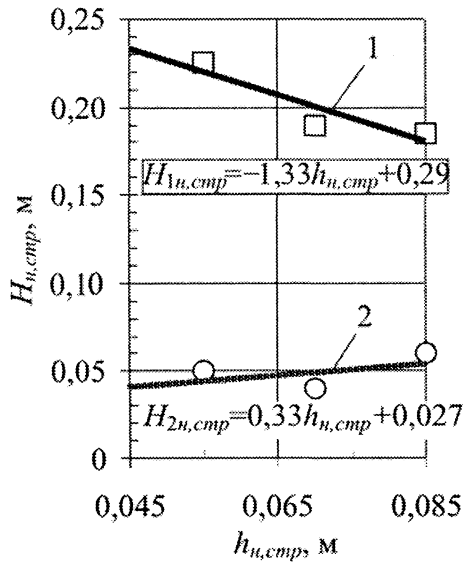


Рис. 3. Зависимость глубины проникновения струи $H_{н,стр}$ от высоты падения $h_{н,стр}$: 1 – полная глубина; 2 – глубина за пределами кристаллизатора

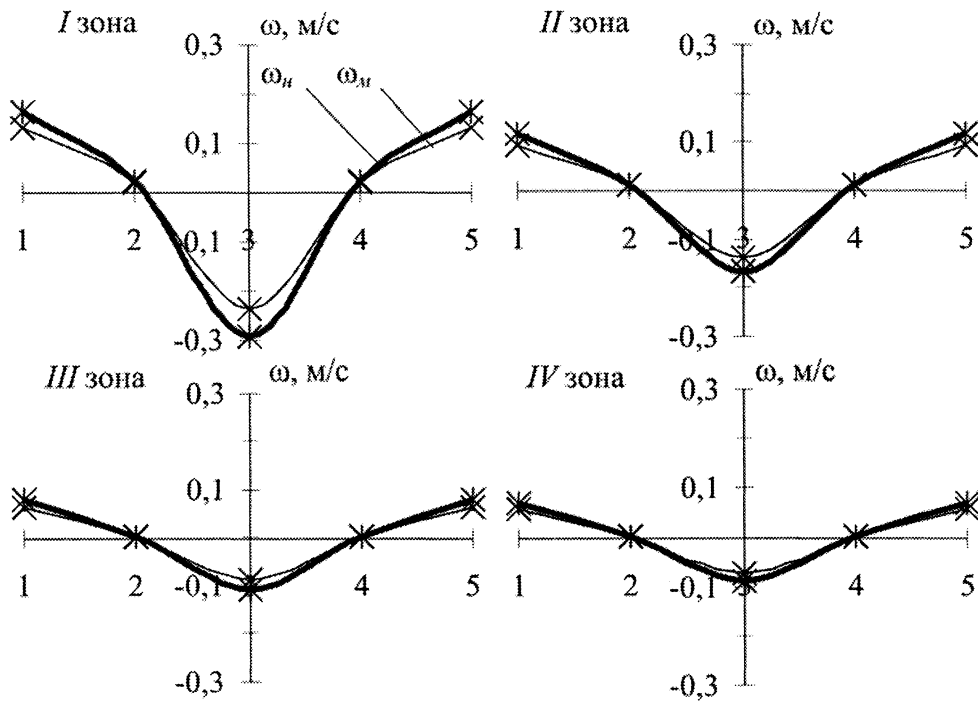


Рис. 4. Эпюры скоростей конвективных потоков в I–IV зонах кристаллизатора: 1, 5 – вдоль фронта кристаллизации; 2, 4 – срединная зона отливки; 3 – в центре струи

– $\omega_n = 0,16$ м/с, в зоне IV – $\omega_n = 0,07$ м/с (точки 1, 5). В срединных частях отливки преобладают восходящие потоки, однако их скорость невелика: $\omega_n = 0,07$ м/с (точки 2, 4).

Таким образом, в процессе вертикального непрерывного литья полый отливки возникает вынужденное конвективное движение расплава вдоль фронта кристаллизации, наиболее интенсивное в зоне действия струи и имеющее турбулентный характер. Такой вывод следует из расчета числа Рейнольдса, характеризующего изменение режима течения жидкости. При скоростях конвективных

точно велика, практически не изменяется и составляет $H_{н,стр} = 0,06$ м.

Здесь и далее индекс «н» означает, что величина или параметр соответствует действительным (натурным) значениям, определенным в соответствии с масштабными коэффициентами. При обработке результатов экспериментов использовали линейную аппроксимацию по методу наименьших квадратов.

На рис. 4 приведены эпюры вертикальных составляющих скоростей термоконвективных потоков. Результаты показали, что в данном случае имеет место вынужденное конвективное движение расплава, обусловленное действием заливаемой струи. Динамика скоростей потоков по высоте здесь такова: зона I в месте подвода расплава – $\omega_n = 0,29$ м/с, зона III на выходе отливки из кристаллизатора – $\omega_n = 0,11$ м/с, зона IV за пределами кристаллизатора – $\omega_n = 0,09$ м/с (точка 3). По мере удаления от места подвода в срединные слои отливки скорость потоков падает: в зоне I

потоков вдоль фронта кристаллизации $\omega_n = 0,10–0,32$ м/с значение числа Рейнольдса равно $Re = 7500–22500$, что значительно больше критического $Re = 2000$ [5] и соответствует турбулентному режиму.

Для количественной оценки степени влияния термоконвективного движения жидкого расплава на процесс формирования отливки воспользовались уравнением теплового баланса на границе между расплавом и коркой, записанного в форме граничного условия Стефана (рис. 5) [6, 7]:

$$\rho r \frac{d\xi}{dt} = q_{1n}(z, t) - q'(z, t), \quad (4)$$

где $q_{1n}(z, t)$ — удельный тепловой поток на границе «расплав—корка»; $q'(z, t)$ — удельный тепловой поток со стороны расплава; r — удельная теплота кристаллизации; ρ — плотность расплава. При этом на межфазной границе должны соблюдаться начальные условия:

температура расплава равна температуре кристаллизации $T_{кр}$:

$$T[\xi(t), z, t] = T_{кр}$$

при

$$\xi(0) = 0; \quad T(x, z, 0) = T_{кр}.$$

Из выражения (4) находим условие вероятности оплавления корки отливки в различных зонах кристаллизатора под действием термоконвективных потоков расплава: корка будет оплавляться, если

$$\frac{d\xi}{dt} < 0, \text{ а при } \frac{d\xi}{dt} \geq 0 \text{ будет происходить ее рост}$$

$$q_{1n}(z, t) \leq q'(z, t). \quad (5)$$

Для решения задачи определяли удельные тепловые потоки на обеих поверхностях корки отливки $q_{1n}(z, t)$ и $q_{2n}(z, t)$.

При условии отсутствия теплопередачи вдоль оси отливки параметр $q_{1n}(z, t)$ принимали равным удельному тепловому потоку $q_{2n}(z, t)$, отводимому в кристаллизаторе. Значения $q_{2n}(z, t)$ для расчета выбирали из работ [8, 9].

Удельный тепловой поток от расплава к корке отливки $q'(z, t)$ определяли, используя критериальные зависимости теории теплообмена. Теплообмен при вынужденной конвекции расплава ($Pr < 1$) в условиях турбулентного режима движения описывается уравнением [10]

$$Nu = 7,5 + 0,005Pe, \quad (6)$$

где $Nu = \frac{q'(z, t)d'}{\lambda' \Delta T}$ — критерий Нуссельта, характеризующий интенсивность теплообмена в жидкой фазе; $q' = (d - 2\xi)$ — эффективный диаметр жидкой фазы; d — диаметр отливки; λ' — теплопроводность расплава; $\Delta T = (T_{зал} - T_{кр})$ — температура перегрева; $Pe = \frac{\omega d'}{a'}$ — критерий Пекле, связывающий скорость потоков на межфазной границе и теплофизические свойства расплава.

Параметры для расчета определяли исходя из следующих соображений. Известно, что значения коэффициентов теплопроводности λ' , кинематической вязкости ν' и температуропроводности a' для чугуна вблизи температур кристаллизации изменяются в узких интервалах: $\lambda' = 29 -$

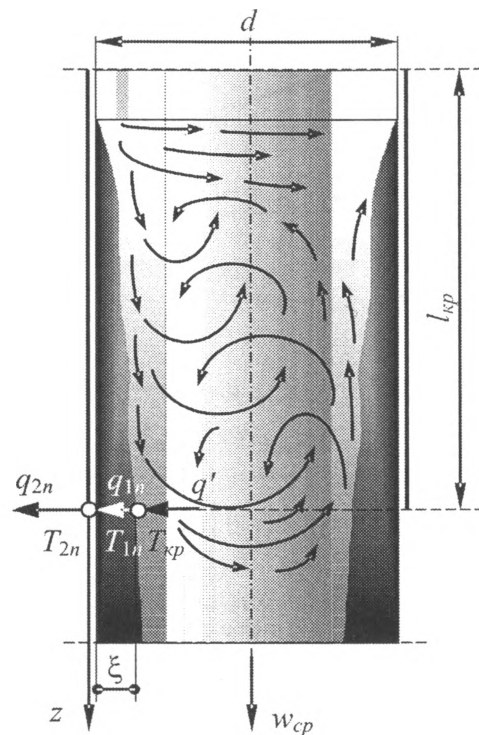


Рис. 5. Схема теплового состояния твердой корки отливки

—35 Вт/(м·К); $\nu' = (0,8 - 1,1) \cdot 10^{-6}$ м²/с; $a' = (4,0 - 4,6) \cdot 10^{-6}$ м²/с [11]. Поэтому без снижения точности вычислений выбрали средние значения коэффициентов. Эффективный диаметр жидкой фазы d' определяется толщиной корки отливки ξ на выходе из кристаллизатора. При вертикальном литье полый отливки ξ не превышает $\xi = (8 - 13) \cdot 10^{-3}$ м [8, 9], что на порядок меньше по отношению к диаметру отливки $d = 0,1$ м. Тогда конвективный теплообмен в кристаллизаторе будет ограничен областью диаметром не менее $d' = 0,074$ м, что вполне допустимо.

После подстановок, вычислений и совместного решения уравнений (2) и (3) относительно $q_{2n}(z, t)$ получаем условие вероятности оплавления корки для турбулентного режима движения расплава

$$q_{2n}(z, t) \leq (3200 + 34783\omega) \Delta T. \quad (7)$$

Это соотношение дает возможность оценки критических скоростей турбулентных потоков $\omega_{крит}$ при заданном перегреве расплава ΔT , достаточных для начала оплавления корки отливки. Решив уравнение (7) относительно $\omega_{крит}$, имеем:

$$\omega_{крит} \geq \frac{q_{2n}(z, t)}{34783 \Delta T} - 0,092. \quad (8)$$

Результаты моделирования показали, что термоконвективные потоки расплава, возникающие в жидкой лунке отливки и действующие вдоль фронта кристаллизации, оказывают существенное влияние на формирование твердой корки вплоть до ее оплавления. Степень этого влияния зависит от характера распределения и интенсивности термоконвективных потоков.

На рис. 6 приведены зависимости экспериментальных ω_n и критических $\omega_{n, \text{крит}}$ скоростей конвективных потоков, рассчитанные по уравнению (8), от времени формирования поллой отливки в кристаллизаторе.

Анализ результатов подтвердил, что оплавление твердой корки происходит во всех зонах поллой отливки. Наиболее интенсивному оплавлению корка подвергается в зоне III на выходе отливки из кристаллизатора. Здесь экспериментальные значения скоростей потоков расплава вдоль фронта кристаллизации $\omega_n = 0,106 - 0,290$ м/с превышают критические $\omega_{n, \text{крит}}$ в 1,25–2,0 раза. При оплавлении рост корки замедляется, что приводит к нарушению стабильности процесса литья, возникновению частых прорывов расплава на выходе отливки из кристаллизатора и невозможности осуществлять вытяжку отливки с максимальными скоростями.

Результаты моделирования подтвердили необходимость оценки и учета степени влияния термомоноконвективного движения расплава на процесс затвердевания отливки для последующей разработки технологий и проектирования оборудования непрерывного литья заготовок машино- и станкостроения.

Литература

1. Афанасьева К.И., Иванцов Г.П. Моделирование разлики непрерывного литья // Сталь. 1958. №7. С. 599–603.
2. Акименко А.Д. Измерение скорости конвективных токов жидкого металла на гидравлических моделях // Изв. вузов. Черная металлургия. 1963. №5. С. 179–183.
3. Исследование гидродинамики разлики стали в кристаллизаторах УНРС / А.Д. Акименко, А.И. Гуськов, А.А. Скворцов // Проблемы стального слитка. 1974. Вып. V. С. 649–653.
4. Особенности исследования процессов разлики жидких металлов на водяных моделях / А.Д. Акименко, А.А. Скворцов // Теплообмен между отливкой и формой. 1967. Вып. 1. С. 42–43.

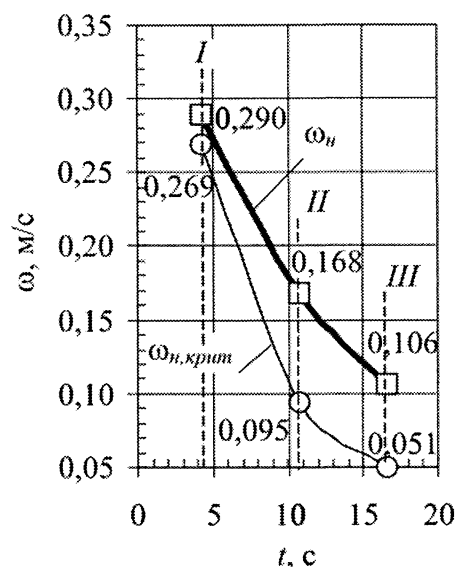


Рис. 6. Зависимости экспериментальных ω_n и критических $\omega_{n, \text{крит}}$ скоростей потоков от времени t формирования отливки в кристаллизаторе

5. Вейник А.И. Теория затвердевания отливки. М.: Машгиз, 1960.
6. Баландин Г.Ф. Основы теории формирования отливки. М.: Машиностроение, 1979. Ч. II.
7. Самойлович Ю.А., Крулевецкий С.А., Горяинов В.А., Кабаков З.К. Тепловые процессы при непрерывном литье стали. М.: Металлургия, 1982.
8. Расчет процесса затвердевания поллой цилиндрической отливки при вертикальном непрерывном литье / Е.Б. Демченко, В.И. Тутов, В.А. Гринберг // Металлургия. 2004. Вып. 28. С. 86–93.
9. Марукович Е.И., Демченко Е.Б., Офенгенден А.А. Учет влияния теплоты перегрева расплава на формирование заготовки при вертикальном непрерывном литье // Металлургия машиностроения. 2006. №2. С. 7–11.
10. Боришанский В.М., Кутателадзе С.С., Новиков И.И., Федынский О.С. Жидкометаллические теплоносители. М.: Атомиздат, 1976.
11. Котешов Н.П., Свинолюбов Н.П. Расчет затвердевания отливок с учетом перегрева расплава // Изв. вузов. Черная металлургия. 1980. №3. С. 132–136.