

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ В ГОРИЗОНТАЛЬНОМ КРИСТАЛЛИЗАТОРЕ

Бредихин В.Н., Кожанов В.А., Кушнерова Е.Ю.
(ДонНИПИЦМ, ДонНТУ, г.Донецк, Украина)

The influence of process parameters on the distribution of heat flows in horizontal closed mold is experimentally investigated. The mathematical model of the process is proposed.

Изучение влияния технологического режима на формирование заготовки в установках горизонтального непрерывного литья (УГНЛ) возможно вести на основе термодинамики литья, теории теплопроводности, физики металлов, физической химии, металловедения и т.д. Однако в качестве основного критерия, влияющего на формирование заготовки в горизонтальном кристаллизаторе необходимо рассматривать тепловые явления протекающие в зоне формирования заготовки [1, 2].

Для определения закономерностей распределения температурного поля при литье бронзовых заготовок диаметром – 40, 80, 100, 115 мм, был проведен вспомогательный эксперимент, для чего в поперечном и продольном сечениях кристаллизатора через 120° по окружности в пяти поперечных сечениях были зачеканены термопары, (рис. 1).

Основные исследования тепловых потоков, согласно плану эксперимента, проводились в пяти сечениях в верхней и нижней частях кристаллизатора, рис.2.

В качестве термоэлектродов использовались термопары градуировки ХА с диаметром электродов 0,1 мм. Изолирование термоэлектродов выполнено кремнеземным стекловолокном марки КС. Обмазка термопар проводилась составом: жидкое стекло, графитовая и шамотная мука в соотношении 1:3:1, соответственно.

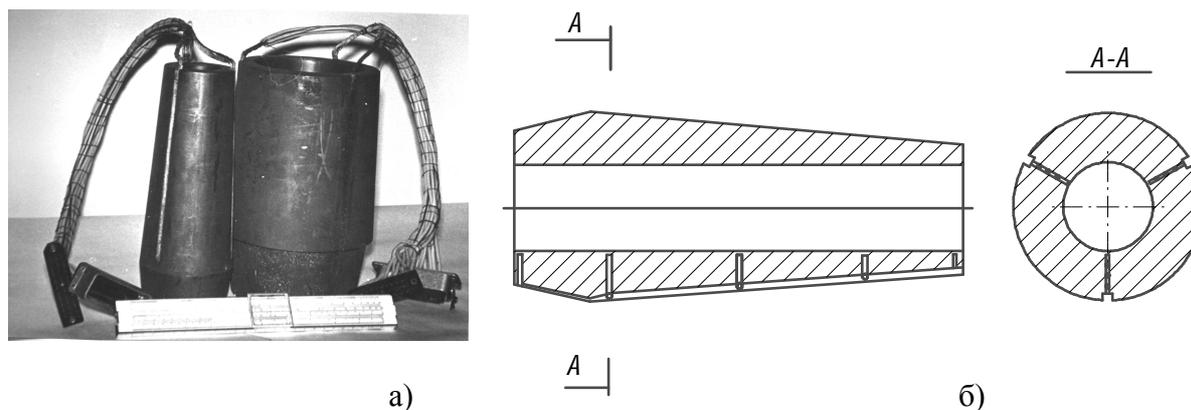


Рис.1. Кристаллизаторы для исследования температурного слоя

а) кристаллизатор под заготовку $d_1 = 80$ мм, $d_2 = 115$ мм; б) схема установки термопар в кристаллизаторе

В двухмерной системе координат задачу затвердевания металла в горизонтальном кристаллизаторе можно представить как теплопередачу при установившемся состоянии (температура жидкого металла подпитки кристаллизатора – постоянна):

а) внутри затвердевшей фазы ($x > 0, y < \varphi$)

$$\nabla(\lambda \nabla \theta) - u \rho c \frac{\partial \theta}{\partial x} = 0 \quad (1)$$

б) внутри жидкой фазы ($x > 0, y = \varphi$)

$$\nabla(\lambda' \nabla \theta') - \vec{g} \cdot \rho' \cdot c' \cdot \nabla \theta = 0 \quad (2)$$

при задании граничных условий на наружной поверхности затвердевшего металла ($x > 0, y = 0$) и для фронта кристаллизации ($x > 0, y = \varphi$),

где θ, θ' - температура затвердевшей и жидкой фазы металла, соответственно,

u - скорость вытягивания заготовки из кристаллизатора,

\vec{g} - вектор распределения скоростей в жидкой фазе металла.

$\rho, c, \lambda, \rho', c', \lambda'$ - плотность, удельная теплоемкость и коэффициент теплопроводности твердой и жидкой фазы, соответственно.

Затвердевание сплавов (например, Бр.ОЦС) в широком интервале температур описывается еще более сложной системой уравнений, решение которой возможно только при условии следующих допущений.

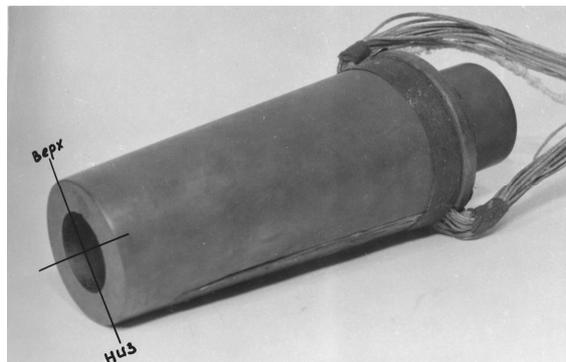


Рис.2. Установка термопар для исследования теплового потока

Во-первых, теплофизические параметры ρ, c, λ , входящие в уравнение, являются функциями температуры металла. Однако анализ показывает, что они не представляют собой быстро меняющиеся функции температуры, поэтому их можно считать постоянными, особенно в ограниченных температурных интервалах [3].

Во-вторых, необходимо сделать допущения, касающиеся переноса в жидком металле.

Теоретические и экспериментальные исследования показывают наличие термоконвективных потоков в горизонтальном цилиндре [4]. Проведенными нами экспериментами установлено, что температура жидкого металла на входе в кристаллизатор в верхней части равна температуре заливки, в нижней части, независимо от температуры заливки и режима литья, температура сохраняется стабильной и соответствует предельно-минимальной температуре жидкого металла, при которой сохраняется его жидкотекучесть (экспериментальное значение для Бр.О5-Ц5-С5, 930°C). Следовательно, распределение скоростей в жидкой фазе таково, что

снятие всего тепла перегрева происходит в верхней части кристаллизатора при оптимальном режиме литья.

В-третьих, при номинальных скоростях литья медных сплавов в горизонтальный кристаллизатор ($g_{л} \geq 5 м/час$) влияние осевого теплопереноса за счет теплопроводности ничтожно мало по сравнению с переносом тепла трансляцией (вследствие вытягивания заготовки из кристаллизатора) и им можно пренебречь. Кроме того, в модели при расчетах циклический режим вытягивания с шагом Z , временем вытягивания τ_g и остановки τ_0 заменен непрерывным со скоростью литья

$$v_{л} = \frac{Z}{\tau_0 + \tau_g} \quad (3)$$

В четвертых, задача затвердевания металла в интервале температур сведена к задаче затвердевания при постоянной температуре, для чего использован метод эквивалентной отливки [3].

Адекватность расчетной модели реальному процессу в этом методе достигается правильным выбором эффективной удельной теплоты кристаллизации H' и температуры кристаллизации $\theta_{кр.}$ при которой это тепло выделяется. Для сплавов Cu-Sn-Zn-Pb с достаточной для практических целей точностью допустимо считать

$$\theta_{кр.} = \frac{\theta_{лик.} + \theta_{сол.}}{2} \quad (4)$$

$$H' = H + \frac{C_{ж.} + C_{тв.}}{2} (\theta_{лик.} - \theta_{сол.}) \quad (5)$$

где H - удельная теплота кристаллизации,
 $C_{ж.}, C_{тв.}$ - теплоемкость жидкой и твердой фазы сплава,
 $\theta_{лик.}, \theta_{сол.}$ - температуры ликвидуса и солидуса.

Значения ρ', c', H' получены расчетом по способу аддитивности свойств.

Перечисленные допущения позволяют не рассматривать уравнение теплопередачи в жидкой фазе (2), а для расчета толщины затвердевшей корочки и распределения температуры в ней воспользоваться методом общего теплового баланса.

Количество отведенной теплоты с внешней поверхности заготовки $dQ_{(x)}$ в произвольном сечении x связано с аккумулированной теплотой $dQ_{акк.(x,y)}$, выделяющейся вследствие охлаждения твердой корки, и теплотой кристаллизации $dQ_{кр.(x,y)}$ следующим уравнением:

$$dQ_{(x)} = dQ_{акк.(x,y)} + dQ_{кр.(x,y)} \quad (6)$$

$$\left. \begin{array}{l} x > 0 \\ y < \varphi \end{array} \right\} \text{снизу,} \quad \left. \begin{array}{l} x > l \\ d - y < \varphi \end{array} \right\} \text{сверху}$$

где l - расстояние вдоль оси сверху кристаллизатора, на котором происходит съем теплоты перегрева, определяется из соотношения:

$$0,5\pi d^2 u(\theta'_{жс} - \theta_{лик}) \cdot c' \rho' = 0,5 \int_0^l Q_{(x)} dx \quad (7)$$

(d - диаметр отливаемой заготовки, м; $Q_{(x)}$ - распределение тепловых потоков сверху кристаллизатора, Вт/м; $\theta_{жс}$ - температура жидкого металла на входе в кристаллизатор, °С).

Для решения уравнения (6) необходимо задаться граничными условиями на поверхности заготовки, которые были получены на основании экспериментальных данных.

Стационарное распределение теплового потока в двумерной плоскости кристаллизатора описывается дифференциальным уравнением в частных производных

$$\frac{d}{dx} \left[\lambda_{(x,y)} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda_{(x,y)} \frac{\partial \theta}{\partial y} \right] = 0 \quad (8)$$

где $\lambda_{(x,y)}$ - теплопроводность графита.

Уравнение решалось методом сеток. Значения температур на границе кристаллизатора (табл.1.) получены путем эксперимента и распределены в точках границы сеточной области одновременно.

Для каждого узла сеточной области (i, j) составили разностное уравнение

$$\frac{\partial \theta}{\partial x} \Big|_{i,j} = \frac{\theta_{i+1,j} - \theta_{i-1,j}}{2h_x}, \quad \frac{\partial \theta}{\partial y} \Big|_{i,j} = \frac{\theta_{i,j+1} - \theta_{i,j-1}}{2h_y^2} \quad (9)$$

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \Big|_{i,j} = \frac{\theta_{i+1,j} - 2\theta_{i,j} + \theta_{i-1,j}}{h_x^2}, \quad \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \Big|_{i,j} = \frac{\theta_{i,j+1} - 2\theta_{i,j} + \theta_{i,j-1}}{h_y^2} \quad (10)$$

где $h_x = \frac{l_x}{n}$ - шаг разбиения по оси x ; $h_y = \frac{l_y}{m}$ - шаг разбиения по оси y .

Аппроксимируя таким образом совершаем ошибку, которая имеет порядок h^2 . В связи с тем, что значение $\lambda_{(x,y)}$ - теплопроводность графита, есть функция температуры, то зависимость аппроксимируем следующим выражением [5]:

$$\lambda = 186,6 \exp(-0.00112\theta_2) \quad (11)$$

где θ_2 - температура графита, °К.

Расчет производился по явной схеме и прекращался при достижении заданной точности приближения [6].

В результате было получено распределение тепловых потоков на границе заготовка-кристаллизатор по всей длине кристаллизатора при различных режимах процесса литья (рис.3).

На рис.4 приведен график распределения температуры поверхности по длине кристаллизатора. В табл.2 приведены значения интегральных тепловых потоков, температуры поверхности снизу и сверху кристаллизатора и заготовки на выходе из кристаллизатора.

Таблица 1. Экспериментальные данные температуры поверхности кристаллизатора ($Z = 30$ мм)

Режимы		Расстояние от входа в кристаллизатор, мм					
		2	30	70	120	170	218
1	верх	1070	1070	785	770	570	410
		1070	1070	560	545	510	410
	низ	932	945	855	635	385	420
		932	920	570	490	360	420
2	верх	1045	1045	770	680	475	460
		1045	1045	555	495	445	460
	низ	932	945	835	640	385	410
		932	930	535	495	370	410
3	верх	1070	1070	755	515	462	355
		1070	1070	547	400	435	355
	низ	932	945	850	485	325	335
		932	930	540	400	305	335
4	верх	1045	1045	785	755	540	400
		1045	1045	555	535	495	400
	низ	932	935	890	700	460	180
		932	910	600	570	430	480

1 режим- $\tau_{\text{ц}} = 14$ с; $\theta_{\text{жс}} = 1070$ °С; 2 режим- $\tau_{\text{ц}} = 14$ с; $\theta_{\text{жс}} = 1045$ °С

3 режим- $\tau_{\text{ц}} = 19,5$ с; $\theta_{\text{жс}} = 1070$ °С; 4 режим- $\tau_{\text{ц}} = 12$ с; $\theta_{\text{жс}} = 1045$ °С.

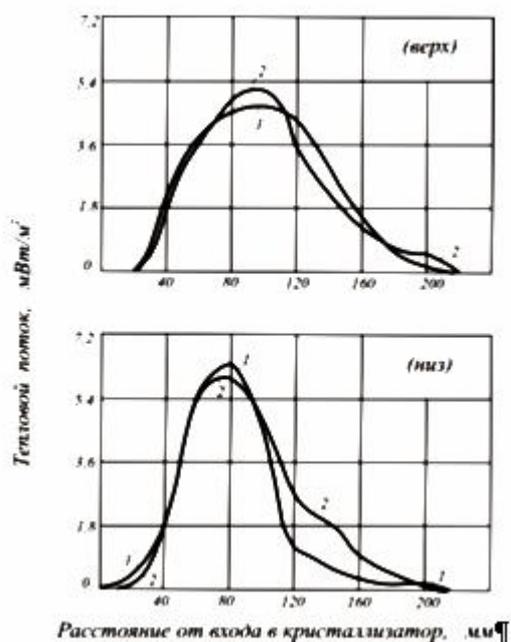


Рис.3. Тепловой поток в зоне кристаллизатора

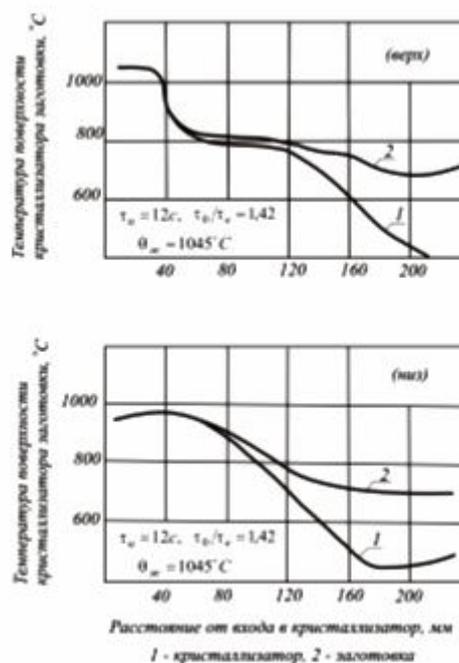


Рис.4. Распределение температуры по поверхности кристаллизатора и заготовки

Задача затвердевания расплава в цилиндрическом горизонтальном кристаллизаторе при полученных граничных условиях была решена в приближении параболического распределения температуры в затвердевшем слое методом исключения переменных.

На рис.5 представлена величина эффективного зазора между заготовкой и кристаллизатором при различных режимах литья.

Адекватность построенной модели реальному процессу была проверена на сходимость расчетных значений температуры поверхности заготовки с экспериментальными данными. Расхождение экспериментальных и расчетных значений не превысило 5%.

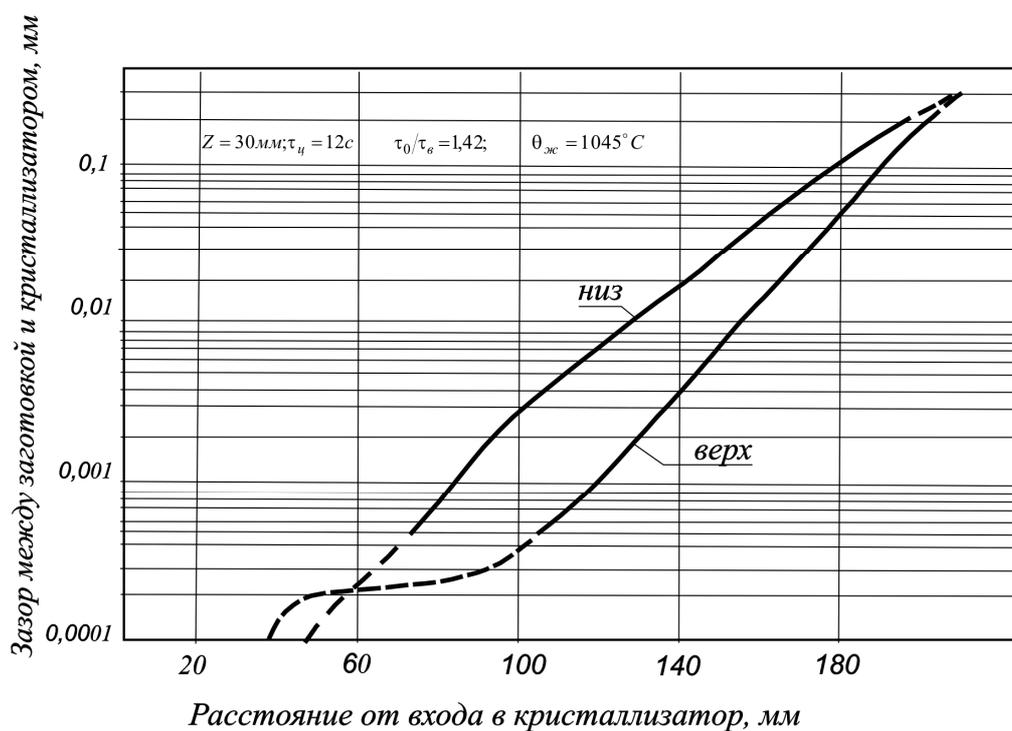


Рис.5. Воздушный зазор на границе “кристаллизатор – заготовка”

Таблица 2. Влияние факторов литья на тепловые потоки и температуру заготовки

Режим	Z мм	$\tau_{ц}$ с	Π м/час	$\tau_0/\tau_в$	$\theta_{жс}$ °C	$G_в$ Вт (верх)	$G_н$ Вт (низ)	l_{max} мм (верх)	l_{max} мм (низ)	$\Delta\theta_{жс}$ перегрев на входе	θ_n °C
1	30	19,5	5,54	1,4	1070	25880	27780	90	70	140	595
2	30	14	7,71	1,4	1045	29560	30575	100	60	110	640
3	30	14	7,71	1,4	1070	33075	30818	95	80	145	665
4	30	12	9,02	1,4	1045	31670	30065	120	75	115	680
5	30	14	7,71	1,92	1070	33332	32049	80	70	145	665
6	50	27	6,67	1,4	1045	25559	23802	90	80	115	620
7	10	4,1	8,8	1,4	1045	25230	29275	100	80	120	580

Список литературы: 1.Руковишников Л.Г. Труды Горьковского политехнического института, 1973, 29, с.67-70. 2.R. Raddl, "British Foundryman", №4, 1974, p.95-115. 3.Вейник А.И. Теория затвердевания отливок. М., Машгиз, 1960, с.435. 4.M. Salcudean, Revue of Romanis Science Technique Metallurgie, Т.17, №1, p.30-49. 5.Чиркин В.С. Теплопроводность промышленных материалов, М., Машгиз, 1987. 6.Демидович Б.П. и др. Численные методы анализа, М., Наука, 1967.

Сдано в редакцию 26.04.05
Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ ПРИВОДА ЦЕНТРОБЕЖНОГО ВОЗБУДИТЕЛЯ КОЛЕБАНИЙ ВИБРОМАШИНЫ ИНЕРЦИОННОГО ТИПА

Букин С.Л. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина),
Машиниченко А.Г. (ДонНИИ, г.Горловка, Украина)

In work was executed the analysis of vibrating system in common with electric motor of unbalance vibration exciter driving gear. Received expressions permit to investigate interaction between vibration exciter and inductive electric motor of driving gear, to realize calculation of resistance force moment taking into account linear vibrations and angular oscillations of vibromachine mobile mass, to implement motor check in accordance with starting moment and irregularity of rotation.

Одним из важных этапов создания новой вибромашины является обоснованный выбор электродвигателя привода возбудителя колебаний, включающий в себя определение необходимой мощности, средней угловой скорости вращения и проверок выбранного электродвигателя на неравномерность вращения и условия пуска.

Составим уравнения движения одномассовой вибромашины с дебалансным вибровозбудителем (рис. 1), присоединенный к подвижной массе. Возбудитель колебаний приводится во вращение асинхронным электродвигателем, момент вращения двигателя передается на вал возбудителя колебаний без преобразования и потерь, т.е. через трансмиссию типа «карданный вал».

Вибровозбудитель имеет массу неуравновешенных частей m_b , эксцентриситет r и центральный момент инерции I_b^* . С инерционным элементом массой m^* и центральным моментом инерции I^* связываются две системы координат: неподвижная XOY и подвижная (жестко связанная с инерционным элементом) UOV . Системы координат совпадают с положением равновесия системы. Начало координат O выбираем в центре масс инерционного элемента (с учетом масс возбудителя колебаний, соединенных с ним). В системе координат UOV центр жесткостей O_2 имеет координаты $x = e$ и $y = s$, а ось вибровозбудителя O_1 : $x = l$ и $y = h$.

Предполагаем, что машина имеет продольную плоскость симметрии, т.е. изучаем движение тела только в этой плоскости, инерционный элемент абсолютно жесткий, а упругие силы линейны, т.е. восстанавливающая сила, возникающая в упругом элементе, пропорциональна вызывающей ее деформации (закон Гука). Упругая связь, соединяющая рассматриваемый инерционный элемент с основанием, имеет три составляющие жесткости, соответствующие ее главным осям жесткости