

Б.С. Чуркин, А.Б. Чуркин,
Э.Б. Гофман, Ю.И. Категоренко

ОПТИМАЛЬНАЯ ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТЬ ЗАЛИВКИ ФОРМ ПРИ ЛИТЬЕ ВАКУУМНЫМ ВСАСЫВАНИЕМ

Качественное заполнение форм обеспечивается в некотором оптимальном диапазоне продолжительности заливки. При этом нижний предел продолжительности заливки определяется условиями плавного заполнения форм, а верхний предел — условиями вентиляции полости формы. При литье в металлические формы их качественное заполнение определяется заполняемостью наиболее тонкостенных или протяженных стенок отливки.

Максимально допустимая продолжительность заполнения формы

Предложенные в литературе формулы для расчета максимальной продолжительности заполнения форм основаны на теории теплопроводности либо теории конвективной теплопередачи с использованием коэффициентов теплообмена движущегося расплава с поверхностью формы. Формулы, полученные на основе теории теплопроводности, не учитывают реальных процессов тепломассопереноса в потоке сплава и применимы лишь для грубых ориентировочных расчетов. Формулы с использованием коэффициентов теплоотдачи основаны на применении уравнения теплового баланса, написанного для головного элемента потока:

$$c\rho R d\bar{T} = -\alpha(\bar{T} - T_n)dt, \quad (1)$$

где c и ρ — теплоемкость и плотность жидкого сплава;

\bar{T} — среднеинтегральная по сечению элемента температура сплава;

T_n — температура на границе раздела «расплав — кокильное покрытие»;

α — коэффициент теплопередачи от расплава к поверхности полости формы.

Для определения температуры T_n обычно используют уравнение

$$\alpha(\bar{T} - T_n) = \frac{\lambda_{кр}}{\delta_{кр}}(T_n - T_{20}), \quad (2)$$

где $\lambda_{кр}$ и $\delta_{кр}$ — теплопроводность и толщина кокильного покрытия;

T_{20} — начальная температура стенок формы.

Полученные уравнения справедливы для установившегося в тепловом и гидродинамическом отношении потока при отсутствии продольного теплопереноса. При заполнении формы сплавом мы имеем дело с неустановившимся потоком. При этом во всем объеме потока расплав движется не только в продольном, но и в поперечном направлении. В голове потока имеет место растекание расплава. Поэтому применение уравнений (1) и (2) является неправомерным.

Напишем для головной части потока следующее уравнение теплового баланса:

$$c\rho\Delta V d\bar{T} = -\alpha_1(\bar{T} - T_n)\Delta S dt + \Delta Q,$$

где ΔV – объем элемента;

ΔS – площадь поверхности контакта элемента с формой;

ΔQ – количество тепла, поступившего в элемент за время dt в продольном направлении из нижележащих элементов.

$$c\rho\Delta V dT = -(\bar{T} - T_n)\Delta S dt \left(\alpha_1 - \frac{\Delta Q}{(\bar{T} - T_n)\Delta S dt} \right)$$

или

$$c\rho\Delta V dt = -\alpha_2(\bar{T} - T_n)\Delta S dt, \quad (3)$$

где α_2 – эффективный коэффициент теплопередачи, учитывающий продольный теплоперенос,

$$\alpha_2 = \alpha_1 - \frac{\Delta Q}{(\bar{T} - T_n)\Delta S dt};$$

α_1 – коэффициент теплопередачи от потока теплопередачи от потока расплава к поверхности полости формы.

При течении сплава в первом периоде температура T_n уменьшается и в конце периода становится равной температуре нулевой жидкотекучести

$$T_{н.жс} = \alpha_1'(\bar{T} - T_n) \frac{\lambda_{сп}}{\delta_{сп}} (T_n - T_{20}).$$

Отсюда находим, что

$$T_n = \frac{\alpha_1'\bar{T} + T_{20} \cdot \lambda_{сп} / \delta_{сп}}{\alpha_1' + \lambda_{сп} / \delta_{сп}} \quad \text{и} \quad \bar{T} - T_n = \frac{(\bar{T} - T_{20})\lambda_{сп} / \delta_{сп}}{\alpha_1' + \lambda_{сп} / \delta_{сп}}, \quad (4)$$

где α'_1 – коэффициент теплопередачи в первом периоде течения.

Уравнение (3) для первого периода с учетом (4) имеет вид

$$c\rho R d\bar{T} = - \frac{\alpha'_2(\bar{T} - T_{20})\lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}}}{\alpha'_1 + \lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}}} dt,$$

где α'_2 – эффективный коэффициент теплопередачи для первого периода;

R – гидравлический радиус канала, $R = \Delta V / \Delta S$.

$$\text{В конце периода } T_n = T_{n.\text{ж}} \text{ и } \bar{T} = \frac{T_{n.\text{ж}}(\alpha'_1 + \lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}}) - T_{20} \cdot \lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}}}{\alpha'_1};$$

$$\bar{T} - T_{20} = \frac{(T_{n.\text{ж}} - T_{20})(\alpha'_1 + \lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}})}{\alpha'_1}. \text{ С учетом этого получаем}$$

$$\ln \frac{(T_{n.\text{ж}} - T_{20})(\alpha'_1 + \lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}})}{(T_{10} - T_{20})\alpha'_1} = - \frac{\alpha'_2 \lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}}}{c\rho R(\alpha'_1 + \lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}})}.$$

Для расчета длительности первого периода течения получаем

$$t_1 = \frac{c\rho R(\alpha'_1 + \lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}})}{\alpha'_2 \lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}}} \ln \frac{(T_{10} - T_{20})\alpha'_1}{(T_{n.\text{ж}} - T_{20})(\alpha'_1 + \lambda_{\text{сп}}/\delta_{\text{сп}})}.$$

Введем следующие выражения для критериев Нуссельта:

$$Nu'_1 = \alpha'_1 \frac{\delta_{\text{отл}}}{\lambda}; \quad Nu'_2 = \frac{\alpha'_2 \delta_{\text{отл}}}{\lambda},$$

где λ – коэффициент теплопроводности расплава;

$\delta_{\text{отл}}$ – толщина стенки отливки.

С учетом этих обозначений имеем

$$t_1 = \frac{c\rho R \left(\frac{Nu'_1 \lambda}{\delta_{\text{отл}}} + \frac{\lambda_{\text{сп}}}{\delta_{\text{сп}}} \right)}{\frac{Nu'_2 \lambda \lambda_{\text{сп}}}{\delta_{\text{отл}} \delta_{\text{сп}}}} \ln \frac{(T_{10} - T_{20}) Nu'_1 \frac{\lambda}{\delta_{\text{отл}}}}{(T_{n.\text{ж}} - T_{20}) \left(Nu'_1 \frac{\lambda}{\delta_{\text{отл}}} + \frac{\lambda_{\text{сп}}}{\delta_{\text{сп}}} \right)}. \quad (5)$$

Во втором периоде $T_n = T_{н.ж}$ и уравнение теплового баланса имеет вид $c\rho R dt = -\alpha_2''(\bar{T} - T_{н.ж}) dt$.

При $t=0$ $\bar{T} = \frac{T_{н.ж}(\alpha_1' + \lambda_{сп}/\delta_{сп}) - T_{20} \lambda_{сп}/\delta_{сп}}{\alpha_1'}$. После интегрирования

уравнения получаем $\ln \frac{(\bar{T} - T_{н.ж})\alpha_1'}{(T_{н.ж} - T_{20})\lambda_{сп}/\delta_{сп}} = -\frac{\alpha_2'' t}{c\rho R}$.

При $t = t_2$ $\bar{T} = T_s$, где T_n – температура ликвидуса сплава.

$$t_2 = \frac{c\rho R}{Nu_2'' \lambda / \delta_{омл}} \ln \frac{(T_{н.ж} - T_{20})\lambda_{сп}/\delta_{сп}}{(T_n - T_{н.ж})Nu_1'' \cdot \lambda / \delta_{омл}}, \quad (6)$$

где $Nu_2'' = \alpha_2'' \cdot \delta_{омл} / \lambda$.

Продолжительность течения до снятия перегрева в голове потока

$$t_n = t_1 + t_2. \quad (7)$$

Оба периода течения имеют место, если выполняется условие:

$$\frac{T_{н.ж} (Nu_1' \cdot \lambda / \delta_{омл} + \lambda_{сп} / \delta_{сп}) - T_{20} \cdot \lambda_{сп} / \delta_{сп}}{Nu_1' \cdot \lambda / \delta_{омл}} \geq T_s. \quad (8)$$

Если это условие не выполнено, то головная часть потока достигает температуры ликвидуса раньше, чем T_n снизится до температуры нулевой жидкотекучести. В этом случае

$$t_s = \frac{c\rho R (Nu_1' \cdot \lambda / \delta_{омл} + \lambda_{сп} / \delta_{сп})}{Nu_2'' \cdot \lambda \lambda_{сп} / (\delta_{омл} \delta_{сп})} \ln \frac{T_{10} - T_{20}}{T_s - T_{20}}. \quad (9)$$

С целью исследования зависимости величин Nu_1' , Nu_2' и Nu_2'' от основных параметров были выполнены машинные эксперименты по решению краевой задачи, описывающей теплоперенос в потоке сплава АК7ч в плоском канале в окрашенной металлической форме. Для числен-

ного исследования был применен метод потоков. Расчетная схема приведена на рис. 1. В начальный момент времени расплав в полости формы находится на некотором малом расстоянии H_0 . При этом в вертикальном на-

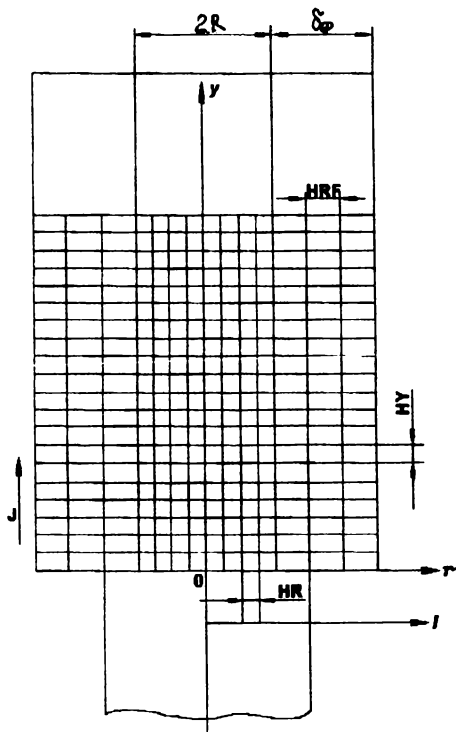


Рис. 1. Расчетная схема

правлении выделено N рядов ячеек по M ячеек в каждом ряду в полости формы и MM ячеек в стенке формы. Начальная высота ячеек $NY = H_0 / N$. В процессе заполнения формы свободная поверхность перемещается. В методе потоков рассчитывается изменение компонент импульса (K_x и K_y) и теплосодержания ячеек в процессе заполнения формы.

Соответствующие уравнения имеют вид:

$$Kx_{i,j}^{n+1} = Kx_{i,j}^n - \Delta t \cdot ((\rho \cdot v_{x+1/2,j} \cdot v_{x+1/2,j} - \sigma_{xx+1/2,j} - \rho \cdot v_{x-1/2,j} \cdot v_{x-1/2,j} + \sigma_{xx-1/2,j}) \cdot HY + (\rho \cdot v_{y,j+1/2} \cdot v_{y,j+1/2} - \sigma_{yy,j+1/2} - \rho \cdot v_{y,j-1/2} \cdot v_{y,j-1/2} + \sigma_{yy,j-1/2}) \cdot HX); \quad (10)$$

$$Ky_{i,j}^{n+1} = Ky_{i,j}^n - \Delta t ((\rho v_{x+1/2,j} v_{y+1/2,j} - \sigma_{xy+1/2,j} - \rho v_{x-1/2,j} v_{y-1/2,j} + \sigma_{xy-1/2,j}) \cdot HY + (\rho v_{y,j+1/2} v_{y,j+1/2} - \sigma_{yy,j+1/2} - \rho v_{y,j-1/2} v_{y,j-1/2} + \sigma_{yy,j-1/2}) \cdot HX + \rho g H X \cdot HY); \quad (11)$$

$$E_{i,j}^{n+1} = E_{i,j}^n - \Delta t ((H_{i+1/2,j} v_{x+1/2,j} - (\frac{\partial U}{\partial x})_{i+1/2,j} - H_{i-1/2,j} v_{x-1/2,j} + (\frac{\partial U}{\partial x})_{i-1/2,j}) HY + (H_{i,j+1/2} v_{y,j+1/2} - (\frac{\partial U}{\partial y})_{i,j+1/2} - H_{i,j-1/2} v_{y,j-1/2} + (\frac{\partial U}{\partial y})_{i,j-1/2}) \cdot HX), \quad (12)$$

где $K_x^{n+1}, K_x^n, K_y^{n+1}, K_y^n$ – компоненты импульса ячейки в последующий и данный моменты времени;

E^{n+1}, E^n – теплосодержание ячейки;

Δt – шаг по времени;

$v_{x+1/2,j}; v_{x-1/2,j}; v_{y,j+1/2}; v_{y,j-1/2}; v_{x+1/2,j}; v_{x-1/2,j}; v_{y,j+1/2}; v_{y,j-1/2}$ –

значения компонент скорости на правой, левой, верхней и нижней границах ячейки;

H – теплосодержание единицы объема сплава как функция температуры,

$$H = \int_0^T c \rho \partial T;$$

U – функция Гудмэна, $U = \int_0^T \lambda(T) \partial T;$

$H_{i+1/2,j}; H_{i-1/2,j}; H_{i,j+1/2}; H_{i,j-1/2}$ – пограничные значения функции $H;$

$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy}, \sigma_{yx}$ – компоненты тензора напряжений.

$$\sigma_{xx} = -P + 2\mu \frac{\partial v_x}{\partial x}; \sigma_{yy} = -P + 2\mu \frac{\partial v_y}{\partial y}; \sigma_{xy} = \sigma_{yx} = \mu \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right),$$

где μ – динамический коэффициент вязкости жидкости.

После вычисления теплосодержания ячейки E^{n+1} по (12) температура в центре ячейки рассчитывается по формулам:

$$H_{i,j}^{n+1} = \frac{E_{i,j}^{n+1}}{HY \cdot HX}; U_{i,j}^{n+1} = E(H_{i,j}^{n+1}); T_{i,j}^{n+1} = \varphi(U_{i,j}^{n+1} / I_{i,j}^{n+1}).$$

При выполнении расчетов на каждом шаге по времени определяем значения:

$$\alpha_{1j} = \frac{(T_{nj} - T_{m\phi}) \cdot \lambda_{\text{сп}} / \delta_{\text{сп}}}{T_j - T_{nj}}; \alpha_{2j} = \frac{c\rho R(\bar{T}_j^n - \bar{T}_j^{n+1})}{(\bar{T}_j - T_{nj})\Delta t},$$

где $T_{m\phi}$ – температура внутренней поверхности формы на уровне j .

Кроме этого, произвели вычисление величин $Nu_{1j} = \alpha_{1j} \delta_{\text{омл}} / \lambda$ и $Nu_{2j} = \alpha_{2j} \delta_{\text{омл}} / \lambda$. Расчеты были спланированы по матрице 2^{5-1} . План машинных экспериментов представлен в табл. 1. В расчетах были приняты следующие значения теплофизических характеристик: $\lambda = 0,83$ Вт/(см²·К); $c = 1,28$ Дж/г; $\rho = 2,2$ г/см³; $\lambda_{\text{сп}} = 0,0033$ Вт/(см²·К). Как показал анализ результатов машинных экспериментов, значения критериев Нуссельта Nu_1 и Nu_2 изменяются со временем и различаются по высоте потока.

На рис. 2 и 3 отражен характер изменения величин Nu_1 и Nu_2 со временем по высоте потока при условиях заполнения варианта №10 (см. табл. 1). Значение критерия Nu_1 больше значений Nu_2 (см. рис. 2). Это соответствует физическому смыслу критерия Nu_2 , эффективно учитывающего продольный тепло-массоперенос. По мере приближения к голове потока количество тепла, передаваемого в элемент потока из нижележащих слоев, уменьшается, так как количество сплава, прошедшего через выделенное горизонтальное сечение, уменьшается по мере удаления сечения от входа в канал. В соответствии с этим разность значений Nu_1 и Nu_2 уменьшается при приближении к голове потока.

Для получения методики расчетов продолжительности течения сплава до снятия перегрева в голове потока t_n было выполнено усреднение величин Nu_1 , Nu_2' и Nu_2'' по времени. Как показали уравнения регрессии, влияние технологических факторов на величины Nu_1' и Nu_2' мало по сравнению с усредненными значениями. Поэтому для расчетов можно рекомендовать $Nu_1' = 6,9$ и $Nu_2' = 5,06$.

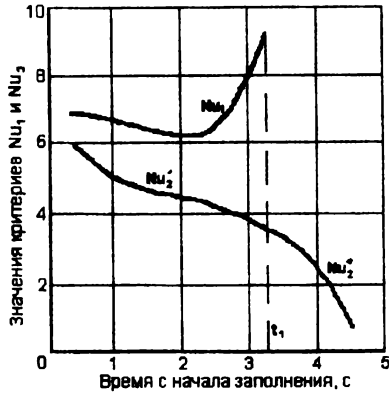


Рис. 2. Характер изменения значений для головного элемента потока в процессе заполнения формы при условиях варианта №10 (см. табл. 1)

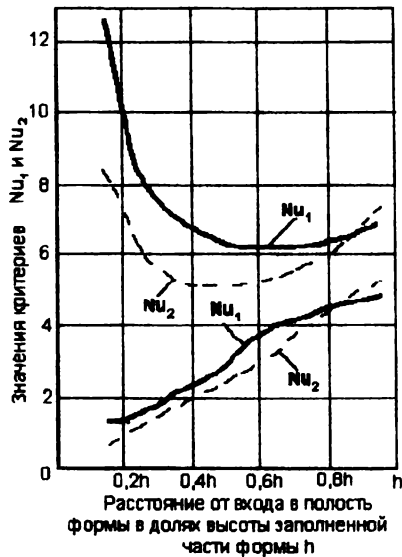


Рис. 3. Характер изменения величин Nu_1 и Nu_2 по высоте потока при условиях варианта №10 (см. табл. 1): $Nu_1 - t=0,76$ с; $Nu_2 - t=2,7$ с

На величину Nu_2^* существенно влияет толщина стенки отливки, а также факторы $T_{10}, T_{20}, \lambda_{кр} / \delta_{кр}$. Однако, учитывая малую относительную длительность второго периода течения, можно принять значение Nu_2^* равным среднему значению 1,87.

Таблица 1

План машинных экспериментов по исследованию
заполнения форм сплавом АК7ч

№	$\delta_{отл}$, см	$\lambda_{кр} / \delta_{кр}$, Вт/(см ² ·К)	T_{10} , °С	T_{20} , °С	β , с ⁻¹
1	1,5	0,33	750	250	0,04
2	1,5	0,17	750	250	0,01
3	1,5	0,33	750	150	0,01
4	1,5	0,17	750	150	0,04
5	0,5	0,33	750	250	0,01
6	0,5	0,17	750	250	0,04
7	0,5	0,33	750	150	0,04
8	0,5	0,17	750	150	0,01
9	1,5	0,33	700	250	0,01
10	1,5	0,17	700	250	0,04
11	1,5	0,33	700	150	0,04
12	1,5	0,17	700	150	0,01
13	0,5	0,33	700	250	0,04
14	0,5	0,17	700	250	0,01
15	0,5	0,33	700	150	0,01
16	0,5	0,17	700	150	0,04
17	1,0	0,25	725	200	0,025

Уравнение регрессии для расчета t_f имеет вид

$$t_f = 2,909 + 1,86X_1 - 0,46X_2 + 0,52X_3 + 0,16X_4 + 0,13X_5 - 0,19X_1X_2 + 0,3X_1X_3 + 0,1X_1X_4 - 0,21X_2X_3 + 0,1X_2X_5 + 0,19X_3X_5, \quad (13)$$

где $X_1 = \frac{R - 0,5}{0,25}$; $X_2 = \frac{\lambda_{кр} / \delta_{кр} - 0,25}{0,08}$; $X_3 = \frac{T_{10} - 725}{25}$; $X_4 = \frac{T_{20} - 200}{50}$;
 $X_5 = \frac{\beta - 0,025}{0,15}$; $R = \delta_{отл} / 2$.

При $X_1=0$, $X_2=0$, $X_3=0$, $X_4=0$ и $X_5=0$ величина $t_d=2,5$, что значимо отличается от свободного члена в уравнении (13), равного 2,909. Поэтому уравнение неадекватно внутри факторного пространства. Расчеты, выполненные в звездных точках ($X_i=\pm 0,5$ и $X_j=0$ при $i \neq j$), показали, что нелинейность обусловлена фактором $X_1 \approx R$. Примем для R нелинейный закон кодирования. При $R=0,5$ $2,5=2,909+1,86X_1$. Отсюда находим, что $R=0,5$ соответствует значению X_1 , равное $X_1 = \frac{-0,409}{1,86} = -0,22$. Выберем закон кодирования $X_1 = B(R-0,25)^n - 1$. При $R=0,25$ $X_1 = -1$; при $R=0,75$ $X_1=1$; при $R=0,5$ $X_1 = -0,22$.

Решая систему уравнений: $1=B(0,5)^n-1$ и $-0,22=B(0,25)^n-1$, находим, что $B=5,15$ и $n=1,36$. Закон кодирования имеет вид $X_1 = 5,15(R-0,25)^{1,36} - 1$. При данном законе кодирования уравнение (13) адекватно как в граничных, так и во внутренних точках плана.

Таким образом, для расчета величины t_d получены формулы (7), (9) и (13), которые обеспечивают достаточную для практики точность расчетов. Однако формулы (7) и (9) более четко отражают физическую сущность происходящих при заполнении формы процессов.

Кроме описанных выше двух периодов течения, было изучено течение сплава в третьем периоде вплоть до остановки потока. Как показали расчеты и эксперименты, остановка потока сплава АК7ч происходит из-за перехвата потока при смыкании фронтов нулевой жидкотекучести на оси симметрии отливки. При этом после остановки потока верхняя часть расплава оказывается изолированной от нижней части, через которую осуществляется питание. Это приводит к образованию в верхней части отливки усадочных дефектов в виде пор или утяжин. Наиболее интенсивное продвижение фронта нулевой жидкотекучести вглубь расплава развивается после снятия перегрева в верхней части сплава. Поэтому течение в третьем периоде должно быть ограниченным.

При обычно применяемых уклонах стенок отливки качественное заполнение обеспечивается при продолжительности заливки, превышающей t_d , не более чем на 20–30 %. Поэтому для расчета максимально допустимой продолжительности заливки можно рекомендовать формулу

$$t_{\max}=1,25t_d, \quad (14)$$

где величина t_d рассчитывается по формулам (7), (9) или (13).

Экспериментальная проверка полученных формул проводилась при заполнении форм для плоских отливок сплавом АК7ч. Изучалась кинетика заполнения формы. В процессе заливки формы осуществляли непрерывную запись температуры головной части потока с помощью термопары, перемещающейся синхронно с потоком расплава. При этом применяли устройство, содержащее специальную следящую систему (рис. 4).

В полости формы в вертикальном направлении были натянуты две тонкие нихромовые нити диаметром 0,1 мм, которые служили направляющими для фторопластовой пластины 2, в которой была закреплена подвижная термопара 1. Кроме того, одна из нитей 4 совместно с источником тока 9 через регулировочное сопротивление 10 образовывала электрическую цепь. Падение напряжения на нити 4 измерялось потенциометром КСП-4 12. Очевидно, что величина напряжения зависит от положения уровня металла в форме 5, определяющего длину зашунтированной части сопротивления нити. Электрическая цепь отрегулирована так, чтобы от-

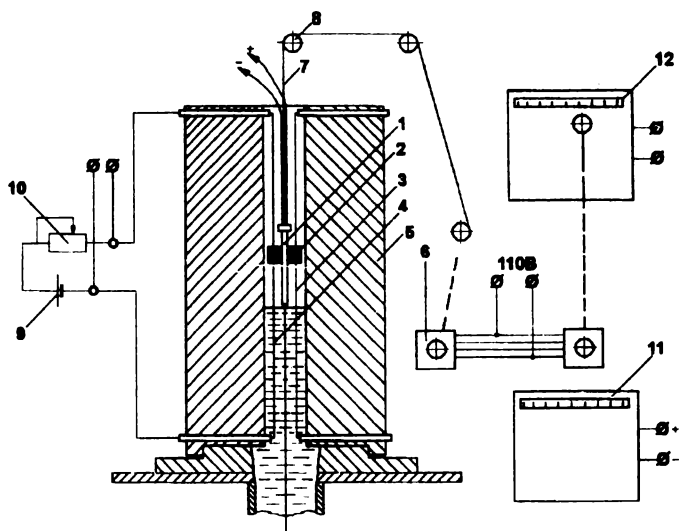


Рис. 4. Схема измерения температуры головной части потока:

1 — термопара ХА; 2 — фторопластовая пластина; 3 — направляющая нихромовая нить; 4 — управляющая нихромовая нить; 5 — форма; 6 — система сельсинов; 7 — тяговый тросик; 8 — система блоков; 9 — батарея питания; 10 — регулировочный резистор; 11 — КСП-4 для измерения температуры головы потока; 12 — КСП-4 для обеспечения движения термопары

ношение длины перемещения движка потенциометра и головной части потока было равно 1. Продолжительность заполнения формы легко определяется по диаграмме как расстояние от начала процесса до того момента, когда U перестает изменяться. На вал двигателя КСП-4 был через муфту присоединен сельсин 6. Второй сельсин, электрически связанный с первым, был установлен в непосредственной близости от формы. На блок 8 этого сельсина была натянута нить 7 с подвижной термопарой 1. Проверка работы схемы показала, что она по точности и чувствительности полностью удовлетворяет требованиям эксперимента. Термо-ЭДС термопары записывали на второй прибор КСП-4 11. Из термограммы легко определить продолжительность течения до снятия перегрева в головной части потока t_n и температуру головной части в момент остановки потока.

Экспериментальные данные по изменению температуры головной части потока сплава АК7ч в процессе заполнения формы представлены на рис.5.

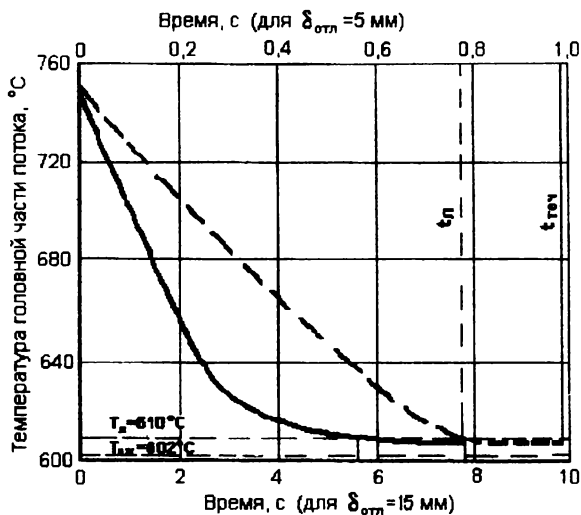


Рис. 5. Экспериментальные данные по изменению температуры головной части потока сплава АК7ч в процессе заполнения формы

при $T_{10}=750\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{20}=250\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\lambda_{кф} / \delta_{кф} = 0,33\text{ Вт/(см}^2\text{К)}$:

1 — $\delta_{отл} = 15\text{ мм}$; 2 — $\delta_{отл} = 5\text{ мм}$

Как видно на рис. 5, в момент остановки потока ($t=t_{\text{ост}}$) температура головной части потока выше температуры нулевой жидкотекучести. Фактические и расчетные значения продолжительности течения до снятия перегрева в голове потока ($T=T_{\text{л}}$) $t_{\text{л}}$ в условиях данных экспериментов составили соответственно для $\delta_{\text{ост}}=15$ мм – 5,5 и 6 с, для $\delta_{\text{ост}}=5$ мм – 0,77 и 0,9 с.

При изготовлении отливок с толщиной стенок от 3 до 10 мм при организации заливки за время $t_{\text{зал}} \leq t_{\text{max}}$, причем t_{max} рассчитывали по предложенным выше формулам, во всех случаях обеспечивалось получение отливок без дефектов.

Минимально допустимая продолжительность заливки

Минимально допустимая продолжительность заливки определяется условиями плавного, качественного заполнения формы. При заполнении металлопровода и формы при одинаковых значениях газодинамического коэффициента β , минимально допустимая продолжительность заливки определяется, исходя из значения $\beta = \beta_{\text{max}}$. При этом

$$t_{\text{min}} = -\frac{1}{\beta_{\text{max}}} \ln \left(1 - \frac{\rho g H_{\text{ост}} M_2}{P_a - P_p - M_1 \rho g (Z_n - l_0)} \right), \quad (15)$$

где $M_2 = 1 + \frac{\omega_{\phi}}{\omega_m - \omega_n}$ (ω_{ϕ} – площадь сечения наиболее протяженного участка отливки).

С целью определения условий качественного заполнения форм для отливок горизонтальной протяженности были проведены эксперименты по изготовлению отливок плит из сплава АК7ч. Толщина отливок варьировалась от 5 до 25 мм, а длина – в пределах от 150 до 250 мм. Ширина плит была равна 150 мм. Диаметр металлопровода D_m в экспериментах был принят равным 40, 50 и 60 мм. В экспериментах изменяли скорость заливки форм путем изменения площади проходного сечения диафрагмы в вакуумной сети. Как показали эксперименты, качественное заполнение формы обеспечивается при $\beta_{\text{min}} \leq \beta \leq \beta_{\text{max}}$. Максимальное значение

$$\beta_{\text{max}} = 0,024 + 0,005(D_m / 40)^2. \quad (16)$$

Минимально допустимое значение β можно принять $\beta_{\min}=0,01 \text{ с}^{-1}$. Этим значениям β при $(P_a-P_p)=66640 \text{ Па}$ отвечает диапазон изменения скоростей заливки от 3 до 11 см/с.

При оптимальном управлении заливкой качественное заполнение форм обеспечивается в интервале значений β (0,01–0,06), в интервале скоростей от 3 до 18 см/с. В данном случае увеличение скорости заливки ограничивается возможностями вентиляции формы.

Расчет оптимальной продолжительности заливки форм для отливок при ЛВВ

Формулы (15), (16) получены для отливок с постоянной по высоте толщиной стенки. В реальных отливках, как правило, имеются стенки разной толщины. При этом на стенках имеются утолщения в виде фланцев, горизонтально расположенных стенок и т. п. Сброс металла с головной части потока в эти утолщения и ответвления приводит к увеличению t_{\max} . Для расчета оптимальной продолжительности при обычных методах литья применяют эмпирическую формулу

$$t_{\text{опт}} = S_1 \sqrt[3]{\delta G}, \quad (17)$$

где δ – преобладающая толщина стенки отливки; мм;

G – масса жидкого металла, приходящаяся на одну отливку в форме, кг;

S_1 – коэффициент, зависящий от вида сплава и условий литья.

При гравитационной заливке практически отсутствует возможность управления кинетикой заполнения отдельных элементов формы. При заливке формы при ЛВВ при постоянном значении β оптимальная продолжительность заливки должна определяться для всей формы. Правомерность использования формулы (17) доказана практикой при гравитационной заливке форм. Применительно к существующему методу управления заливкой форм при ЛВВ была проверена ее адекватность для получения отливок из алюминевых сплавов. В экспериментах при ЛВВ изготавливали промышленные отливки из сплава АК7ч двенадцати наименований массой от 1 до 10 кг и с толщиной стенки от 10 до 30 мм.

Продолжительность заливки регулировали путем изменения площади сечения диафрагмы в вакуумной сети. Для каждой отливки определяли минимально и максимально допустимую продолжительность заливки.

В качестве оптимальной продолжительности принимали средние значения $t_{opt} = (t_{min} + t_{max})/2$ (табл. 2).

Обработка данных по методу наименьших квадратов позволила получить уравнение регрессии:

$$t_{opt} = (2,93 \pm 0,25) \sqrt[3]{\delta G}. \quad (18)$$

Таблица 2

Экспериментальные данные по продолжительности заливки для отливок из сплав АК7ч в условиях ЛВВ

Наименование отливки	Масса отливки G , кг	Толщина стенки δ , мм	t_{opt} , с			
			Экспериментальные данные		Среднее	Расчетное
			1	2		
Корпус	1,20	8,0	5,7	6,5	6,1	6,3
Крышка	1,40	6,0	6,0	7,0	6,5	5,9
Рабочее колесо	1,00	5,0	4,5	5,5	5,0	5,0
Корпус	4,80	10,0	5,0	5,8	5,4	5,0
Крыльчатка	1,00	6,0	5,0	5,0	5,0	5,3
Корпус муфты	1,45	20,0	9,5	10,5	10,0	9,0
Корпус	4,90	15,0	11,5	12,5	12,0	12,3
Блок	1,00	10,0	6,7	7,5	7,1	6,4
Корпус	8,00	10,0	11,6	12,4	12,0	12,7
Основание	6,00	10,0	12,5	12,5	12,5	11,5
Колесо насоса	10,00	9,0	12,5	13,5	13,0	13,1
Корпус	5,00	4,0	8,0	9,0	8,5	7,9

Дисперсия воспроизводимости $S_{ос}^2 = 0,36$. Остаточная дисперсия $S_{ост}^2 = 0,88$. Критерий Фишера $F_{12,11} = \frac{0,88}{0,36} = 2,44$.

Так как $F_{12,11}$ меньше табличного значения $F_{12,11}^{0,05} = 2,72$, то уравнение (18) адекватно. Так как количество подвергнутых анализу отливок невелико, то уравнение (18) можно рассматривать как первое приближение.

В случае применения оптимального управления отливку можно разбить на отдельные участки, различающиеся по площади поперечного сечения полости формы. Для наиболее тонкостенных и протяженных элементов продолжительность заливки можно определить по формуле (14). Следует отметить, что эта формула дает заниженные значения t_{opt} . Она получена для заливки форм при ширине питателя, равной ширине отливки.

Реально ширина питателя значительно отличается от ширины отливки. При этом в голове потока происходит сброс расплава в боковых направлениях, что способствует ее разогреву и увеличению продолжительности течения. Кроме этого, как было сказано выше, стенки отливки часто имеют бобышки, фланцы и т. д., что также приводит к увеличению $t_{отм}$.

С учетом этого в формулу для расчета $t_{отм}$ следует внести изменения

$$t_{отм} = 1,25 \cdot t_n \sqrt[3]{G_s / G_{см}}, \quad (19)$$

где G_s – масса выделенного элемента отливки вместе с бобышками и другими приливами;

$G_{см}$ – масса стенки отливки без учета массы бобышек и приливов.

При обобщении результатов математического моделирования процессов тепломассопереноса при заполнении полости формы сплавом АК7ч при ЛВВ установлено, что при расчетах максимально допустимой продолжительности заливки форм можно принимать значение критерия Нуссельта

$Nu_2 = \frac{\alpha_2 \delta_{отм}}{\lambda} = 5,06$. Для расчета температуры на границе «расплав –

стенка формы» значение $Nu_1 = \frac{\alpha_1 \delta_{отм}}{\lambda} = 6,9$. Различие между Nu_1 и Nu_2 вызвано наличием продольного тепломассопереноса.

Качественное заполнение формы обеспечивается, если продолжительность заливки не превышает максимально допустимого значения, равного $1,25 t_n$. При течении в третьем периоде происходит интенсивное продвижение фронта нулевой жидкотекучести вглубь расплава, что в конце периода приводит к перехвату сечения потока и его остановке. При этом верхняя часть потока оказывается изолированной от нижней питающей части, что приводит к образованию усадочных дефектов. Поэтому течение в третьем периоде должно быть ограничено.

Минимально допустимая продолжительность заливки определяется условиями плавного заполнения формы, а также условиями эвакуации газов из полости формы, т.е. принятой в конструкции кокиля площадью вентиляционных каналов.

Для отливок, не имеющих протяженных тонкостенных элементов, оптимальную продолжительность заливки следует определять по формуле $t_{отм} = S_1 \sqrt[3]{\delta G}$, где $S_1 = 2,93$, что значительно больше значений, рекомендованных для обычного кокильного литья ($S_1 = 2,2-2,4$).

При наличии в конструкции отливки нескольких, существенно отличающихся по площади поперечного сечения элементов, продолжительность заполнения наиболее тонкостенного и протяженного элемента определяется по формулам (7) или (9). При наличии на стенке отливки приливов, бобышек и других горизонтальных ответвлений расчет продолжительности ее заливки следует проводить по формуле (19).

**Б.С. Чуркин, Э.Б. Гофман,
А.А. Горшков, В.В. Карпов**

РАСЧЕТ КИНЕТИКИ ПЛАВЛЕНИЯ ПЕНОПОЛИСТИРОЛОВОЙ МОДЕЛИ В ПРОЦЕССЕ ЗАЛИВКИ ФОРМЫ СПЛАВОМ

Плавление пенополистироловой модели является одним из основных процессов, определяющих технологические параметры получения отливок при литье по пенополистироловым моделям.

Расчетная схема процесса приведена на рис. 1. Поперечное сечение модели разделено на 2 КК вертикальных слоев. Теплопроводность пенополистирола невелика ($\lambda_{\text{п}}=0,035-0,045$ Вт/(м·К)), поэтому тепловым взаимодействием выделенных вертикальных слоев можно пренебречь и рассматривать их прогрев независимо друг от друга.

Нагрев модели осуществляется от зеркала расплава путем конвекции и теплового излучения. В связи с тем, что облучения слоев модели, находящихся на разных расстояниях от ее центра r , происходят под разными углами, коэффициент теплопередачи излучением $\alpha_{\text{изл}}$ будет зависеть от координаты r .

В цилиндрических координатах коэффициент облучения ϕ равен

$$\phi(I) = 0,5 \left(1 - \frac{DS^2 [I] + r^2 - R_0^2}{\sqrt{(DS^2 [I] + r^2 + R^2) - 4DS^2 [I] R^2}} \right), \quad (1)$$

где $DS[I]$ – толщина зазора между расплавом и слоем модели с номером I .

В случае плоского одномерного приближения

$$\phi(I) = \left(\frac{r + R_0}{\sqrt{(R_0 + r)^2 + DS^2 [I]}} + \frac{R_0 - r}{\sqrt{(R_0 - r)^2 + DS^2 [I]}} \right). \quad (2)$$