



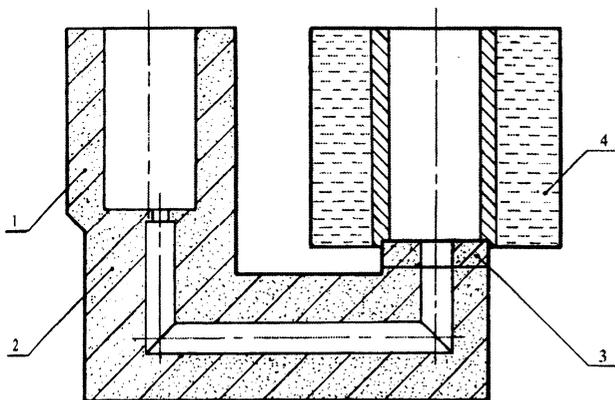
There are given the procedure and calculations of temperature conditions of melt in metal line at casting by the method of continuously circular silvering of slug muffs D-245.

А. М. БОДЯКО, С. В. ГАЛАГАЕВ, В. Ф. БЕВЗА, ИТМ НАН Беларуси

УДК 621.74.047:746.5

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМА МЕТАЛЛОПРОВОДА ПРИ ЛИТЬЕ МЕТОДОМ НЕПРЕРЫВНО-ЦИКЛИЧЕСКОГО НАМОРАЖИВАНИЯ (НЦЛН)

Опыт использования метода НЦЛН для получения литых заготовок различного назначения показывает, что стабильность процесса разливки в значительной степени зависит от теплового режима металлопровода. На начальном этапе он обеспечивает заполнение кристаллизатора перегретым расплавом, а затем периодическое поступление металла из заливочной чаши в кристаллизатор в процессе извлечения очередной отливки. Температура расплава в каналах металлопровода в процессе разливки снижается как вследствие падения ее в разливочном ковше, так и за счет прогрева футеровки металлопровода и теплоотвода в окружающую среду. В результате вязкость расплава чугуна, находящегося в металлопроводе, возрастает, затрудняется его поступление в кристаллизатор, а при определенных условиях может произойти и прекращение процесса разливки. Поэтому с технологической точки зрения важным моментом является обоснованный выбор температуры предварительного перегрева расплава и конструктивных параметров металлопровода в зависимости от емкости сменного разливочного ковша, углеродного эквивалента чугуна и геометрических характеристик получаемых отливок. Достаточно эффективное и простое решение поставленной задачи может быть получено на основе приближенных методов тепловой теории литья [1, 2]. Металлопровод, используемый при литье методом НЦЛН, представляет собой систему сообщающихся каналов, выполненных в огнеупорном материале, заключенном в стальной кожух (рис. 1). С точки зрения тепловой задачи его можно рассматривать как двухслойную форму с цилиндрической полостью. Охлаждение расплава в металлопроводе происходит вследствие прогрева материала огнеупорной футеровки и последующего теплообмена стального кожуха с окружающей средой. На этапе прогрева футеровки глубину прогрева огнеупорного слоя (X) и количество аккумулированной теплоты (Q_2) можно найти по формулам, полученным в работе [2].



$$\text{При } t < D \frac{(n+2)^2}{24n(n+1)a_2} R^2$$

$$X = \frac{n+2}{4} R \left(2 \cos \frac{\varphi}{3} - 1 \right), \quad (1)$$

где $\varphi = \arccos \left(\frac{2t}{D} - 1 \right)$; n — показатель степени параболы, аппроксимирующей распределение температуры в стенке формы; D — дискриминант.

При $t > D$

$$X = \frac{n+2}{4} R \left(2 \operatorname{ch} \frac{\varphi}{3} - 1 \right), \quad (2)$$

Рис. 1. Схема металлопровода: 1 — заливочная чаша; 2 — промежуточный канал; 3 — «стакан»; 4 — кристаллизатор

где $\varphi = \operatorname{Arch} \left(\frac{2t}{D} - 1 \right)$, $a_2 = \frac{\lambda_2}{c_2 \rho_2}$ — коэффициент

температуропроводности; λ_2 — коэффициент теплопроводности; c_2 и ρ_2 — удельная теплоемкость

и плотность. Индекс 2 указывает, что все эти величины относятся к материалу футеровки. Индекс y показателя параболы n для простоты опускаем. Соответствующие значения Q_2 находятся из выражения:

$$Q_2 = \frac{1}{n+1} F_j X \rho_2 c_2 \vartheta_{\text{п}} \left(1 + \frac{1}{n+2} \frac{X}{R_j} \right), \quad (3)$$

где $\vartheta_{\text{п}} = T_{\text{н}} - T_{\text{с}}$ – избыточная температура на поверхности огнеупорной футеровки, контактирующей с расплавом; $T_{\text{с}}$ – температура окружающей среды; $F_j = 2\pi R_j l_j$ – площадь поверхности контакта расплава с огнеупорной футеровкой; R_j и l_j – радиус и длина канала на данном участке металлопровода, $j = 1, \dots, 3$ – номер участка металлопровода. Глубина прогрева футеровки на каждом характерном участке металлопровода находится из выражений (1), (2) при подстановке $R = R_j$. Поскольку длительность заливки существенно меньше времени прогрева огнеупорного слоя, изменение температуры расплава на этапе начального заполнения кристаллизатора для каждого из участков металлопровода можно оценить, используя методику и расчетные зависимости, полученные в [2] для случая течения расплава в канале полуограниченной формы:

$$\Delta T_{\text{теч } j} = \frac{Q_{2j}}{c_1 M_{\text{теч } j}}, \quad (4)$$

где Q_{2j} – количество теплоты, аккумулированной на j -м участке металлопровода за время заполнения кристаллизатора; $M_{\text{теч } j}$ – масса расплава, протекшего через выходное сечение j -го участка металлопровода. Так как расплав последовательно протекает через все участки металлопровода, его температура на выходе из металлопровода составит:

$$T_{\text{вых}} = T_{\text{зал}} - \sum_{j=1}^3 \Delta T_{\text{теч } j}. \quad (5)$$

В течение второй стадии процесса НЦЛН периодически повторяются одни и те же операции: извлечение затвердевшей корки из кристаллизатора, перетекание из чаши в кристаллизатор через металлопровод порции расплава, равной по объему извлеченной отливке и выдержка для намораживания очередной литой заготовки. Если принять, что получаемые в процессе литья намораживанием отливки существенно не отличаются по массе, то в течение установившегося процесса литья происходит периодическое перемещение по каналам металлопровода одинаковых порций расплава. Из опыта использования метода НЦЛН известно, что время перетекания составляет 10 – 15% от общей длительности цикла литья. На основании этого принимаем, что теплообмен расплава с футеровкой происходит в течение всей длительности цикла намораживания, а перетекание – мгновенно. Без внесения большой погрешности можно считать, что $\vartheta_{\text{п}}$ равна избыточной температуре солидус расплава $\vartheta_{\text{с}}$. Это допустимо, поскольку в установившемся режиме литья перегрев расплава в каналах металлопровода относительно невелик и можно предположить, что на поверхности их контакта имеется тонкий слой затвердевшего металла, теплоаккумулирующей способностью которого можно пренебречь. Принятые допущения позволяют существенно упростить решение задачи. Изменение температуры расплава за счет теплоотвода в футеровку за i -й цикл намораживания определяем из выражения:

$$T_{\text{вых}} = T_{\text{зал}} - \sum_{j=1}^3 \Delta T_{\text{теч } j}, \quad (6)$$

где $\Delta Q_{1j,i}$ – количество теплоты, отведенной от расплава на j -м участке металлопровода за i -й цикл намораживания; M_j – масса расплава в объеме j -го участка металлопровода. Значение $\Delta Q_{1j,i}$ для этапа прогрева футеровки находится из уравнения теплового баланса:

$$\Delta Q_{1j,i} = -\Delta Q_{2j,i}, \quad (7)$$

где $\Delta Q_{2j,i} = Q_{2j,i} - Q_{2j,i-1}$ – количество теплоты, отведенной через поверхность раздела и аккумулированной футеровкой на j -м участке металлопровода за i -й цикл намораживания. Значения $Q_{2j,i}$ и $Q_{2j,i-1}$ находятся при подстановке в выражение (3) глубины прогрева футеровки в моменты

окончания намораживания текущей и предыдущей отливок. Особенности учета изменения температуры в результате перетекания расплава зависят от соотношения массы отливки ($m_{отл}$) и металла в пределах j -го участка металлопровода (M_j), а также некоторых других факторов. Если $M_j \leq m_{отл}$, то в процессе перетекания происходит полная замена расплава, находившегося в объеме участка j металлом, поступившим из участка $j-1$, находящегося ближе к заливочной чаше. Такие условия характерны для соединительного элемента (стакана, $j=3$), расположенного между промежуточным каналом ($j=2$) и кристаллизатором. Оценку изменения температуры в промежуточном канале можно выполнить на основании следующих допущений. Процесс перетекания расплава складывается из двух последовательных этапов: а) падения уровня до равновесного в период извлечения отливки; б) последующего подъема до исходного положения за счет доливания из ковша. Полагаем, что на каждом из этих этапов происходит выравнивание температуры вследствие конвективного перемешивания (чему способствует формирование вихревых зон при истечении расплава из чаши через лимитирующий элемент, сечение которого меньше проходного сечения канала, а также на поворотах промежуточного канала). На первом этапе из чаши перетекает расплав массой Δm , имеющий температуру $T_{к\ 1, i-1}$. Величину Δm достаточно просто найти из геометрических соотношений:

$$\Delta m = H_{отл} S_1 \rho_1 \frac{\delta(2-\delta)}{1+k^2}, \quad (8)$$

где $H_{отл}$ – высота отливки; S_1 – площадь поперечного сечения заливочной чаши; $\delta = \frac{\xi}{R_{кр}}$ – приведенная толщина отливки; ξ – толщина стенки отливки; $R_{кр}$ – радиус кристаллизатора; $k = \frac{R_1}{R_{кр}}$ – относительный радиус заливочной чаши. Температуру металла в промежуточном канале по завершении первого этапа находим из выражения

$$T'_{н2,i} = \frac{T_{к\ 2, i-1} M_2 + T_{к\ 1, i-1} \Delta m}{M_2 + \Delta m}, \quad (9)$$

где индексы n и k указывают на то, что значения температуры относятся к моменту начала и окончания соответствующего цикла намораживания. На втором этапе в промежуточный канал перетекает расплав массой $m_{отл} - \Delta m$, имеющий температуру $T_{см\ 1, i}$, сформировавшуюся в процессе перемешивания оставшегося в чаше металла и поступившего из заливочного ковша. Температуру в объеме этого канала к моменту начала очередного цикла намораживания можно найти из выражения:

$$T_{н2,i} = \frac{\left(T_{к\ 2, i-1} M_2 + T_{к\ 1, i-1} \Delta m \right) \cdot \frac{M_2}{M_2 + \Delta m} + T_{см\ 1, i} (m_{отл} - \Delta m)}{M_2 + m_{отл} - \Delta m}. \quad (10)$$

В процессе доливания расплава из поворотного разливочного ковша наблюдается интенсивное перемешивание и усреднение температуры расплава во всем объеме чаши. Поэтому вне зависимости

от величины соотношения $\frac{M_1}{m_{отл}}$ температуру металла в заливочной чаше после доливания очередной порции расплава определим из выражения:

$$T_{см1,i} = \frac{T_{к\ 1, i-1} (M_1 - \Delta m) + T_{0, i} m_{отл}}{M_1 - \Delta m + m_{отл}}, \quad (11)$$

где $T_{0, i}$ – температура расплава в ковше к началу i -го цикла намораживания. Кроме того, необходимо учесть, что на свободной поверхности расплава в заливочной чаше наблюдается теплоотдача в окружающую среду конвекцией и излучением, причем последняя сопровождается теплообменом с поверхностью огнеупорной футеровки, выступающей над уровнем расплава. Для упрощения постановки задачи введем некоторый поправочный коэффициент ψ , учитывающий отклонение реальных условий лучистого теплообмена со свободной поверхности расплава от закона интегрального полусферического излучения. С учетом этого выражение для количества теплоты, отведенной со свободной поверхности расплава в заливочной чаше ($\Delta Q_{3, i, i}$) за i -й цикл намораживания, можно записать в виде:

$$\Delta Q_{3 \cdot 1, i} = \alpha_{\phi 1} (T_{cp \cdot 1, i} - T_c) S_1 \Delta t, \quad (12)$$

где $T_{cp \cdot 1, i}$ – среднее за i -й цикл намораживания значение температуры расплава в чаше;

$$\alpha_{\phi 1} = \frac{\psi C_1 \left[\left(\frac{T_{cp \cdot 1, i}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_c}{100} \right)^4 \right]}{T_{cp \cdot 1, i} - T_c} + \alpha_1. \quad (13)$$

Здесь $\alpha_{\phi 1}$ – эффективный коэффициент теплоотдачи; C_1 – коэффициент излучения; α_1 – коэффициент теплоотдачи конвекцией с поверхности расплава. В процессе литья методом НЦЛН на поверхности расплава в чаше вследствие поступления шлака из ковша вместе с заливаемым расплавом может образоваться шлаковая корка. Таким образом, часть поверхности расплава может контактировать непосредственно с окружающей средой, а другая часть (ее относительную площадь можно найти как

$k_w = S_w / S_1$) будет покрыта шлаком. Общее количество теплоты, отведенной со свободной и покрытой шлаком поверхностей, можно определить на основе принципа аддитивности:

$$\Delta Q_{3 \cdot 1, i} = \Delta Q_{3cb \cdot 1, i} + \Delta Q_{3w \cdot 1, i}, \quad (14)$$

где $\Delta Q_{3cb \cdot 1, i}$ находим из уравнения (12), подставляя $S_{cb} = S_1(1 - k_w)$ вместо S_1 , а $\Delta Q_{3w \cdot 1, i}$ – при замене S_1 на $S_w = k_w S_1$ и $T_{cp \cdot 1, i}$ – на среднюю температуру на поверхности шлаковой корки ($T_{cp \cdot w, i}$) в уравнении (13) с соответствующей корректировкой C_1 . Считая шлаковую корку плоской, избыточную температуру на ее поверхности можно рассчитать по формулам работы [2]:

$$\vartheta_{cp \cdot w, i} = \vartheta_{cp \cdot 1, i} G \left(1 - \exp \left(- \frac{t - t_0}{g} \right) \right), \quad (15)$$

где $G = \frac{n}{n + Bi_{1, w}}$; $Bi_{1, w} = \frac{\alpha_{\phi 1} X_w}{\lambda_w}$; $g = \frac{\frac{n}{n+1} X_w \rho_w c_w}{\frac{n \lambda_w}{X_w} + \alpha_{\phi 1}}$, λ_w , ρ_w , c_w – соответственно коэффициент

теплопроводности, плотность и удельная теплоемкость шлака. Поскольку шлаковая корка прогрета, показатель степени параболы n для нее является переменной величиной. Его значения можно определить по графикам работы [2] или из регрессионной зависимости, аппроксимирующей соответствующую кривую для плоской стенки параболой второго порядка при 0,5 %-ном уровне значимости:

$$n = 2,944 - 2,063\theta + 1,196\theta^2, \quad (16)$$

где $\theta = Fo_{1, w} \frac{\vartheta_s - \vartheta_w}{\vartheta_s}$, $Fo_{1, w} = \frac{a_w(t - t_0)}{X_w^2}$. Температуру расплава в пределах каждого из участков по завершении очередного цикла намораживания ($T_{i'k}$) находим как:

$$T_{k \cdot j, i} = T_{n \cdot j, i} + \Delta T_{j, i}, \quad (17)$$

где $\Delta T_{j, i}$ получаем из выражения (6). При этом для заливочной чаши зависимость (6) имеет вид $\Delta Q_{1, i} = -(\Delta Q_{2, i} + \Delta Q_{3 \cdot 1, i})$. Оценку теплоотдачи с поверхности расплава в чаше можно проводить методом последовательных приближений. Принимая $T_{cp \cdot 1, i} = T_{n \cdot 1, i}$, определяем значение $T'_{k \cdot 1, i}$. Повторяем расчет при $T_{cp \cdot 1, i} = (T_{n \cdot 1, i} + T'_{k \cdot 1, i})/2$ и находим уточненное значение $T''_{k \cdot 1, i}$. Как показывает практика, обычно двух приближений оказывается достаточно, чтобы отклонения в значениях $T_{k \cdot 1, i}$ не превышали 0,2 %. Момент окончания прогрева футеровки толщиной $X_{2, j}$ определяется как:

$$t_{0, j} = \frac{X_{2, j}}{2n(n+1)a_2} \left[1 + \frac{4}{3(n+2)} \frac{X_{2, j}}{R_j} \right]. \quad (18)$$

Количество аккумулированной за этот период теплоты рассчитываем из (3) при подстановке $X_{2,j}$ вместо χ . По завершении прогрева огнеупорной футеровки необходимо учитывать теплоотвод с наружной поверхности металлопровода в окружающую среду. Вследствие малой толщины и относительно высокой теплопроводности стальной обечайки перепадом температуры по ее стенке пренебрегаем. Считаем также, что между футеровкой и обечайкой существует достаточно плотный контакт. Тогда температуры на наружной поверхности футеровки и в сечении стальной обечайки будут равны. Так как температура на поверхности стальной обечайки за период разлива на установке НЦЛН не превышает 100 – 150 °С, вкладом лучистой составляющей теплообмена можно пренебречь. Если наружная поверхность металлопровода имеет цилиндрическую форму, то в рамках принятых допущений для нахождения значений избыточной температуры на наружной поверхности футеровки ($\vartheta_{2,j}$) можно использовать расчетные формулы, полученные в работе [2]:

$$\vartheta_{2,j} = \vartheta_s G_j \left(1 - \exp\left(-\frac{t-t_{0,j}}{g_j}\right) \right), \quad (19)$$

$$\text{где } G_j = \frac{n}{n + Bi_{2,j} \frac{R_{3,j}}{R_j}}; \quad Bi_{2,j} = \frac{\alpha_3 X_{2,j}}{\lambda_2}; \quad g_j = \frac{\frac{n}{n+1} X_{2,j} \rho_2 c_2 \left(1 + \frac{n+3}{n+2} \frac{X_{2,j}}{2 \cdot R_j} \right) + X_{3,j} \rho_3 c_3 \frac{R_{3,j} - 0,5 X_{3,j}}{R_j}}{\alpha_3 \left(\frac{n}{Bi_{2,j}} + \frac{R_{3,j}}{R_j} \right)};$$

α_3 – коэффициент конвективного теплообмена на наружной поверхности стальной обечайки; $R_{3,j} = R_j + X_{2,j} + X_{3,j}$ – радиус наружной поверхности обечайки. Индекс 3 указывает на то, что данные величины относятся к параметрам стальной обечайки. Если конфигурация наружной поверхности металлопровода отличается от цилиндрической, то на основании принципа стабильности теплового потока ее можно заменить эквивалентной цилиндрической. При этом порядок расчета и все расчетные формулы остаются в силе. За толщину футеровки в этом случае принимается некоторая величина $X_{2,j}'$, найденная из условия равенства тепловой емкости футеровки металлопровода и эквивалентного ей

в тепловом отношении полого цилиндра $X_{2,j}' = \sqrt{\frac{S_{0j}}{\pi}} - R_j$, где S_{0j} – общая площадь поперечного сечения металлопровода на данном участке. Эквивалентные значения коэффициента теплообмена и толщины стальной обечайки находим из выражений:

$$\alpha_{3,j}' = \alpha_3 \frac{P_j}{2\pi R_{3,j}'}, \quad X_{3,j}' = \frac{P_j X_{3,j}}{2\pi(R_j + X_{2,j}')}, \quad (20)$$

где P_j – периметр; $R_{3,j}' = R_j + X_{2,j}' + X_{3,j}'$ – эквивалентный радиус наружного контура металлопровода на j -м участке. Порядок расчета изменения температуры расплава в каналах металлопровода после прогрева футеровки остается прежним, а количество отведенной от расплава теплоты $\Delta Q_{2,j,i}$ из уравнения (7) находим по формуле

$$\Delta Q_{2,j,i} = n \lambda_2 \frac{\vartheta_s - \vartheta_{2,j,i}}{X_{2,j}} F_j \Delta t_i. \quad (21)$$

Показатель степени параболы n на данном этапе является величиной переменной. Для простоты расчетов соответствующая критериальная зависимость из [2] для случая цилиндрической стенки при $0 \leq \theta \leq 1$ может быть аппроксимирована полиномом второй степени (доверительная вероятность 99,5%):

$$n = 2,96 - 1,5\theta + 0,755\theta^2, \quad (22)$$

где $\theta = Fo_{2,j} \frac{\vartheta_s - \vartheta_{2,j}}{\vartheta_s}$; $Fo_{2,j} = \frac{a_2(t-t_{0,j})}{X_{2,j}^2}$. Расчеты по предлагаемой методике были выполнены в среде

Excel, вычислительные и графические возможности которой позволяют достаточно просто создать на основе приближенных методов тепловой теории литья мощный инструмент технологического моделирования. Причем просчет одного варианта в такой системе происходит практически мгновенно, а достигаемая точность результатов может быть доведена до требуемого уровня при адаптации модели к конкретным условиям литья. Сопоставление полученных результатов с экспериментом показало, что принятые при разработке расчетной модели допущения не противоречат физике процессов, протекающих при работе металлопровода НЦЛН. В качестве примера на рис. 2 приведены результаты расчета температурного режима расплава в чаше и на выходе из металлопровода при литье заготовок гильз Д-245. Исходные данные для расчета, в том числе геометрические характеристики металлопровода, температурный режим расплава в ковше и режимные параметры литья были приняты соответствующими реально используемым при получении данных литых заготовок. В частности, температура расплава в сменном ковше емкостью 160 кг в начале разливки составляла 1380 °С и снижалась в

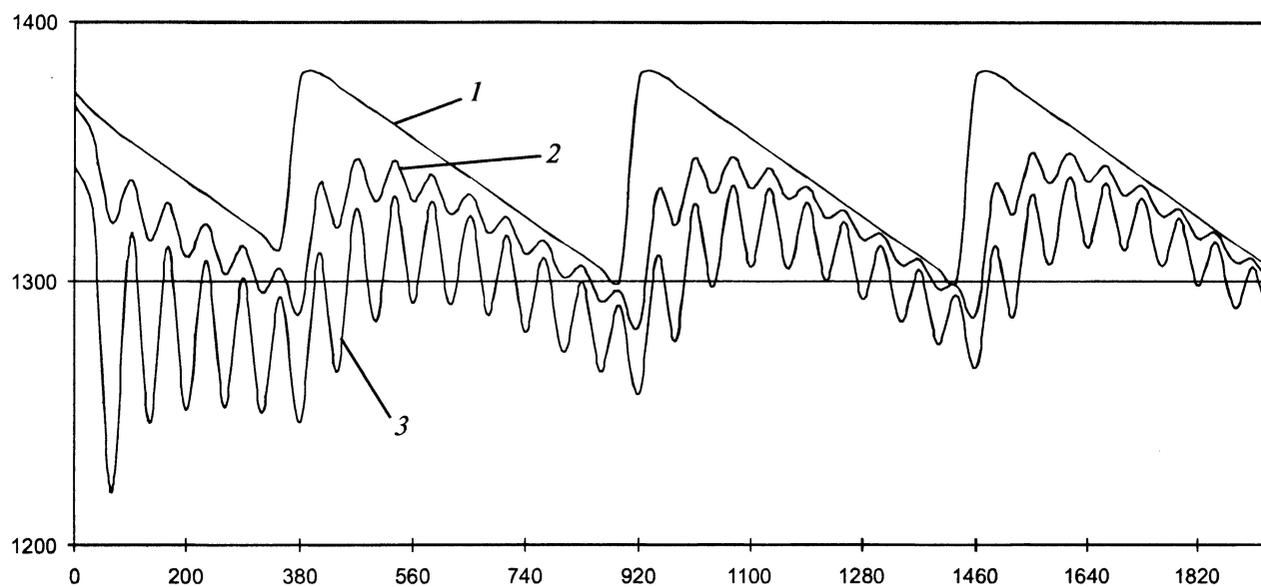


Рис. 2. Температура расплава по зонам металлопровода: 1 — ковш; 2 — заливочная чаша; 3 — «стакан»

процессе литья со средней скоростью 0,45 °С/с. Шлаковая корка на поверхности расплава в заливочной чаше занимает примерно 30 % ее площади и имеет толщину около 5 мм. Длительность первоначального заполнения металлопровода с кристаллизатором равнялась 45 с, время намораживания первой отливки — 35 с, среднее время намораживания последующих литых заготовок — 30 с. Из рисунка видно, что в характере изменения температуры расплава в заливочной чаше и на выходе из металлопровода проявляется цикличность, связанная с наложением двух периодических процессов: смены разливочных ковшей и извлечения из кристаллизатора литых заготовок. Амплитуда колебаний низкочастотной составляющей постепенно возрастает, а высокочастотной увеличивается в начале разливки нового ковша и постепенно снижается к его опорожнению. Минимальная температура расплава в выходном сечении металлопровода (1220 °С) наблюдается к концу формирования первой отливки. Ее циклические колебания связаны с поступлением более горячего металла при доливании из ковша и последующим охлаждением расплава в период выдержки для намораживания очередной отливки. Температура расплава на выходе из металлопровода к окончанию намораживания последующих отливок, заливаемых из первого ковша, составляет 1245 — 1250 °С, т. е. остается практически постоянной. Это означает, что температура поступающего в кристаллизатор расплава изменяется на этой стадии незначительно. Смена разливочного ковша сопровождается началом поступления в заливочную чашу более горячего расплава. Это ведет к росту температуры металла на выходе из металлопровода, которая достигает максимальных значений (1340 — 1350 °С) в процессе заливки третьей отливки от начала разливки ковша. Затем температура расплава в металлопроводе начинает снижаться вследствие охлаждения металла в заливочном ковше. Однако значения температуры расплава на выходе из металлопровода к окончанию разливки второго ковша будут выше, чем первого. Это же наблюдается

и при заливке из третьего ковша. В процессе разливки четвертого ковша наступает квазистационарный режим для низкочастотной составляющей, что связано с завершением процесса разогрева огнеупорной футеровки металлопровода. Одновременно наблюдается увеличение неустойчивости в значениях температуры расплава, поступающего в кристаллизатор. При заливке из нового ковша первых трех-четырех отливок температура расплава на выходе из металлопровода повышается примерно на 50 °С, а затем снижается почти до прежних значений в процессе заливки последующих девяти отливок. Данное обстоятельство указывает на необходимость анализа и разработки дополнительных технологических мероприятий по стабилизации температурного режима расплава, поступающего в кристаллизатор на стадии установившегося процесса литья.

Литература

1. Вейник А. И. Тепловые основы теории литья. М.: Машгиз, 1953.
2. Анисович Г. А. Затвердевание отливок. Мн.: Наука и техника, 1979.

Белорусское общественное объединение литейщиков и металлургов, редакция журнала "Литье и металлургия" горячо и сердечно поздравляют коллектив
ОАО "Могилевский металлургический завод"
со знаменательной датой — 70-летием
со дня основания
Вашего предприятия!

Желаем труженикам завода крепкого здоровья, производственных успехов и счастья в личной жизни!