

6. *Щапов, Г.А.* Температура рейтеров в печи с шагающими балками / Г.А. Щапов // Сталь. 1980. № 9. С. 833 – 834.

7. Тепловые характеристики металла, нагреваемого на шагающих балках с рейтерами / Н.М. Королев [и др.] // *Металлургическая теплотехника (ВНИИМТ)*. 1971. Вып. 1. С. 62 – 67.

8. *Тимошпольский, В.И.* Оценка интенсивности теплообмена между стальной заготовкой и рейтером шагающей балки при нагреве металла под прокатку / В.И. Тимошпольский, О.В. Дубина, Ю.А. Самойлович // *Металлургическая теплотехника*. Днепропетровск, Национальная металлургическая академия Украины. 2003. Т. 9. С. 163 – 174.

9. *Зенкевич, О.* Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич. М.: Мир, 1975. 318 с.

10. Учет нелинейности физических свойств стали при анализе термических напряжений в нагреваемых непрерывнолитых заготовках / Ю.А. Самойлович [и др.] // *Металлургия*. 2004. Вып. 28. С. 26 – 34.

11. *Хасин, Г.А.* Теплофизические и электрические характеристики ряда легированных сталей и сплавов при повышенных температурах / Г.А. Хасин, Л.В. Дьяконова // *Проблемы стального слитка*. М.: Металлургия, 1969. С. 71 – 85.

УДК 621.746.5

В.И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, д-р техн. наук (НАН Беларуси),
Ю.А. САМОЙЛОВИЧ, д-р техн. наук (НПП «Платан»),
И.А. ТРУСОВА, д-р техн. наук, **Е.В. КАЛИНЕВИЧ** (БНТУ)

ТЕРМОЦИКЛИЧНОСТЬ В ЗОНЕ ВТОРИЧНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ МНЛЗ И ТЕРМИЧЕСКИЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ТВЕРДОЙ КОРКЕ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ

Анализ результатов промышленных экспериментов по термометрированию заготовок, получаемых методом непрерывного литья, показал, что в зоне водяного ролико-форсуночного (вторичного) охлаждения машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) температура на охлаждаемой поверхности заготовок претерпевает значительные колебания, амплитуда которых составляет сотни градусов [1 – 3]. При этом процесс термоциклирования в твердой оболочке затвердевающего стального сляба протекает в интервале температур 1000...1270 °С, где имеется возможность существования в жидком виде сульфидов и оксисульфидов железа [4]. Периодические колебания температуры в затвердевающей оболочке заготовки сопровождаются всплесками растягивающих напряжений, что вызывает вероятность образования разрывов твердой корки по «участкам слабины», которыми могут служить границы первичных зерен аустенита, обогащенные сульфидами либо такими составляющими стали, которые обладают пониженной прочностью по сравнению с матрицей аустенитного зерна.

На основании выполненных экспериментов авторы статьи [2] приходят к выводу о том, что главной причиной возникновения

сетчатых трещин в стали, способной к выделению доэвтектоидного феррита по границам аустенитного зерна, является термоциклирование в области повышенных температур. Подобное заключение имеет качественный характер, опирающийся на результаты промышленных и лабораторных экспериментов. Убедительность указанному заключению могут придать результаты математического моделирования термонапряженного состояния твердой оболочки затвердевающей отливки при воспроизведении на модели колебаний температуры поверхности заготовки при повышенных температурах и сопоставлении получаемых расчетных значений растягивающих термических напряжений с предельно допустимыми напряжениями.

Ниже приведены результаты математического моделирования исследуемых процессов, базирующиеся на совместном (сопряженном) решении задач нестационарной термовязкоупругости и теплопроводности, учитывающих изменение основных теплофизических и механических характеристик материала стальной заготовки в зависимости от температуры, а также необходимые граничные условия на охлаждаемой поверхности заготовки, отражающие специфику условий охлаждения заготовки в пределах кристаллизатора и зоны вторичного охлаждения МНЛЗ.

Постановка задачи теплопроводности для отвердевающего расплава [5, 6] включает нелинейное уравнение нестационарной теплопроводности для заготовок радиусом R при допущении осевой симметрии температурного поля

$$\rho(T)c_{\text{эф}}(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\lambda(T)r \frac{\partial T}{\partial r} \right] \quad (1)$$

и краевые условия:

$$T(r, 0) = f(r) \quad \text{при } t = 0; \quad (2)$$

$$\partial T / \partial r = 0 \quad \text{при } r = 0; \quad (3)$$

$$-\lambda(T) \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R} = \alpha_k (T_{\text{пов}} - T_{\text{сол}}) + C(T_{\text{пов}}^4 - T_{\text{сол}}^4) \quad \text{при } r = R, \quad (4)$$

где ρ , λ , $c_{\text{эф}} = F(T)$ – массовая плотность, теплопроводность и эффективная теплоемкость металла, для которой зависимость от температуры обусловлена заданием определенного темпа кристаллизации; T – температура; t – время; r – координата вдоль радиуса заготовки; $T_{\text{пов}}$, $T_{\text{сол}}$ – температура поверхности и солидус.

В правой части граничного условия (4) суммируются вклады плотности потока теплоты на охлаждаемой поверхности заготов-

ки, обусловленные конвективной и радиационной составляющими, при задании коэффициентов конвективного (α_k) и лучистого переноса (C) теплоты.

Задача теплопроводности решается независимо от механической части поставленной общей задачи, так что взаимосвязь задач термомеханики и теплопроводности является ограниченной: эффекты выделения теплоты за счет деформаций материала не учитываются (вследствие их малости) при постановке задачи теплопроводности и «связанность» задач механики и теплопроводности состоит лишь в том, что локальные значения градиентов температур и скоростей охлаждения играют роль «внешней нагрузки» при определении деформаций и напряжений в твердой оболочке заготовки.

При постановке задачи о термонапряженном состоянии твердой оболочки используем предположения теории вязко-упругого поведения материала (стали) в области повышенных температур, когда каждая компонента тензора деформаций представлена упругой и вязкой частями. В частности, для осесимметричной задачи о термических напряжениях в твердой оболочке заготовки система физических уравнений имеет следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} 2G\dot{\epsilon}_r &= \dot{S}_r + \frac{1}{\tau_p} S_r; \\ 2G\dot{\epsilon}_\theta &= \dot{S}_\theta + \frac{1}{\tau_p} S_\theta; \\ 2G\dot{\epsilon}_z &= \dot{S}_z + \frac{1}{\tau_p} S_z. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Здесь $\tau_p = \left(\frac{G}{\eta} - \frac{G\dot{T}}{G} \right)$ – условное время релаксации, учитывающее

сумму двух различных физических явлений – вязкое течение материала под нагрузкой при повышенных температурах (ползучесть) и влияние нелинейности упругих характеристик материала (модуля сдвига), связанное с локальными значениями скорости охлаждения ($\dot{T} = dT/dt$).

Кроме уравнений (5) формулировка задачи включает уравнение равновесия

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0, \quad (6)$$

соотношения Коши, связывающие компоненты тензора деформаций с перемещением u :

$$\epsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r}; \quad \epsilon_\theta = \frac{u}{r}; \quad \epsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} = \text{const}, \quad (7)$$

предположение о том, что средние значения деформаций (ϵ) и напряжений (σ) связаны линейным соотношением

$$\epsilon = N\sigma + \alpha\delta T, \quad (8)$$

где $N = (1-2\nu)E$; ν – число Пуассона; δT – избыточная локальная температура в сечении заготовки, определяемая из решения задачи теплопроводности.

Сформулированная задача (1) – (8) решена методом конечных разностей.

В табл. 1–3 представлены в качестве примера узловые значения теплофизических характеристик углеродистой стали (0,48% С; 0,63% Mn; 0,18% Si; 0,02% S) при некоторых фиксированных температурах. В частности, таблица для удельной теплоемкости стали отражает наличие двух участков температурной шкалы, где происходит выделение теплоты агрегатного превращения (1430...1500 °С) и фазового перехода – превращения аустенита в перлит (680...750 °С).

Таблица 1

Теплопроводность стали 80К

$T, ^\circ\text{C}$	$\lambda, \text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{град})$	$T, ^\circ\text{C}$	$\lambda, \text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{град})$
50	25,7	1000	29,1
200	26,7	1300	27,9
300	26,7	1450	27,9
500	28,7	1500	25,6
800	29,1	1600	25,5

Таблица 2

Теплоемкость стали 80К

$T, ^\circ\text{C}$	$c, \text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{град})$	$T, ^\circ\text{C}$	$c, \text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{град})$
100	0,7118	1200	0,7118
200	0,7118	1430	0,7118
680	0,7118	1500	8,4992
750	0,5936	1510	0,7118
800	0,7118	1600	0,7118

Плотность стали 80К

$T, ^\circ\text{C}$	$\rho, \text{кг/м}^3$	$T, ^\circ\text{C}$	$\rho, \text{кг/м}^3$
20	7670	800	7400
200	7650	1000	7200
300	7620	1300	7100
400	7600	1500	7000
500	7500	1600	6900

Для учета зависимости модуля упругости углеродистой стали от температуры используются эмпирические соотношения, полученные на основании обработки экспериментальных данных для трех участков, на которые разделен полный интервал температур 0...1500 °С.

Для участка I ($20 < T \leq 750$ °С)

$$E(T) = E_{20} - A_e(T - T_{20})^2.$$

Для участка II ($750 < T \leq 1380$ °С)

$$E(T) = E_p \exp[-k_E(T - T_p)].$$

Для участка III ($1380 < T \leq 1450$ °С)

$$E(T) = E \exp[-k_*(T - T_*)],$$

причем $E_{20} = 220$ ГПа, $E_p = 140$ ГПа, $E_* = 700$ МПа, $E(T) \rightarrow 0$ при $T > 1450$ °С, $T_{20} = 20$ °С, $T_p = 750$ °С, $T_* = 1380$ °С.

Для предела текучести σ_T литой стали в расчетах использовали зависимости, основанные на обработке эмпирических данных ряда специальных исследований [7 - 9].

Для участка I ($20 < T \leq T_p$)

$$\sigma_T(T) = \sigma_T^{20} - A_s(T - T_{\text{сол}})^2.$$

Для участка II ($T_p < T \leq T_*$)

$$\sigma_T(T) = \sigma_T^p \exp[-k_s(T - T_p)].$$

Для участка III ($T_* < T \leq T_{\text{выл}}$)

$$\sigma_T(T) = \sigma_T^* \exp[-k_v(T - T_*)],$$

причем $T_p = 750$ °С, $T_* = 1380$ °С, $T_{\text{выл}} = 1450$ °С, $T_{20} = 20$ °С, $\sigma_T^{20} = 800$ МПа, $\sigma_T^p = 500$ МПа, $\sigma_T^* = 15$ МПа.

Для учета зависимости времени релаксации от температуры также использовали разделение полного диапазона температур (20...1500 °С) на три участка.

Для участка I ($20 < T \leq T_R$)

$$\tau(T) = \tau_{20} \exp[-k_\tau (T - T_{\text{сол}})^2].$$

Для участка II ($T_R < T \leq T_*$)

$$\tau(T) \tau_R \exp[-A_\tau (T - T_R)].$$

Для участка III ($T_* < T \leq T_{\text{выл}}$)

$$\tau(T) = \tau_* = \text{const},$$

причем $T_{20} = 20$ °С, $T_R = 400$ °С, $T_* = 1380$ °С, $T_{\text{выл}} = 1450$ °С, $\tau_{20} = 170$ с, $\tau_R = 35$ с, $\tau_* = 5$ с, $\tau = G/\eta$ (на основании опытных данных И.Д. Дергунова [10]).

Результаты расчетов, выполненных в соответствии с изложенной выше математической моделью, представлены графиками на рис. 1 – 5. Первая группа графиков (рис. 1 – 3) отражает результаты расчетов по определению полей температур и термических напряжений в цилиндрической заготовке диаметром 30,9 см из стали марки 80Ж, теплофизические свойства которой представлены в табл. 1–3. Для определенности приняли высоту водоохлаждаемого кристаллизатора равной 1 м, а скорость вытягивания заготовки – 0,8 м/мин. По высоте кристаллизатор разделили на две части: верхнюю зону плотного контакта расплава со стенкой кристаллизатора (высотой 15 см) и зону газовой зазора (высотой 85 см), заполненного смесью газов и окалиной. В расчетах приняли коэффициенты теплообмена (α_k, C) для указанных двух зон равными: $\alpha_k = 2093,4$ Вт/(м²·К) и $C = 2,91 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴) для зоны контакта, $\alpha_k = 58,15$ Вт/(м²·К) и $C = 4,65 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴) для газовой зазора.

Для последующей зоны вторичного охлаждения протяженностью 1,6 м предположили наличие трех участков охлаждения, каждый из которых полагается разделенным на два участка: участок струйного охлаждения водой при задании максимального («пикового») для данного участка значения $\alpha_k = \alpha_m$, и участка, свободного от охлаждающей воды, где принято $\alpha_k = 58,15$ Вт/(м²·К) и $C = 2,91 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴).

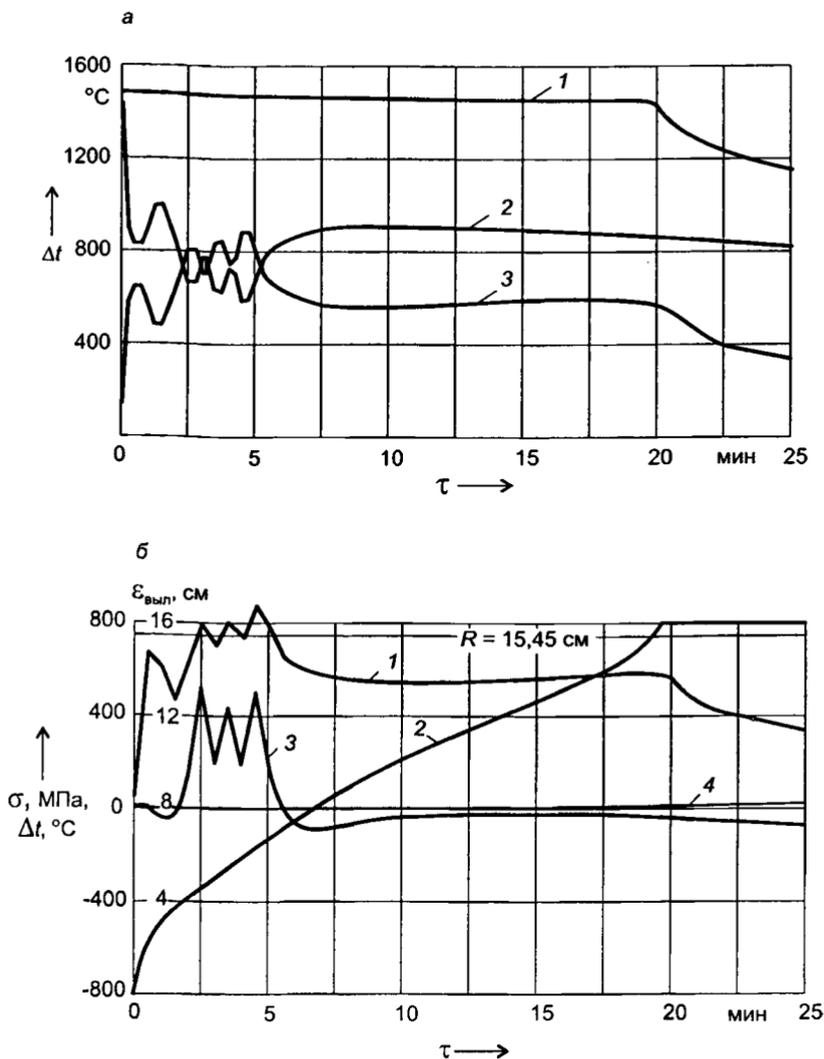
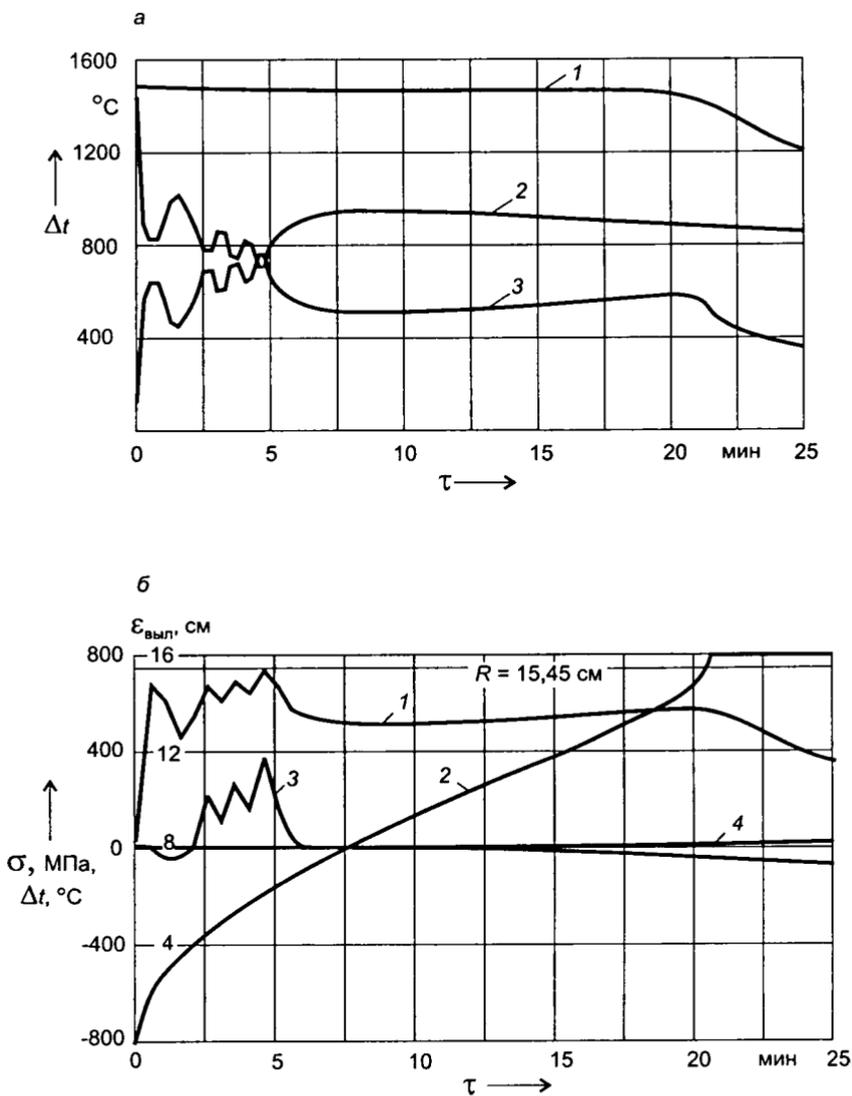


Рис. 1. Результаты расчетов по определению поля температур (а) и термических напряжений (б) в затвердевающей заготовке диаметром 30,9 см из стали марки 80К при задании $\alpha_m = 1395,6$ Вт/(м²·К): а: 1 - температура оси $T_{осн}$; 2 - температура поверхности $T_{пов}$; 3 - максимальная разность температур вдоль радиуса $\Delta T = T_{осн} - T_{пов}$; б: 1 - максимальная разность температур ΔT ; 2 - координата границы выливаемости $\epsilon_{выл}$; 3, 4 - тангенциальные (касательные) напряжения на поверхности и оси заготовки



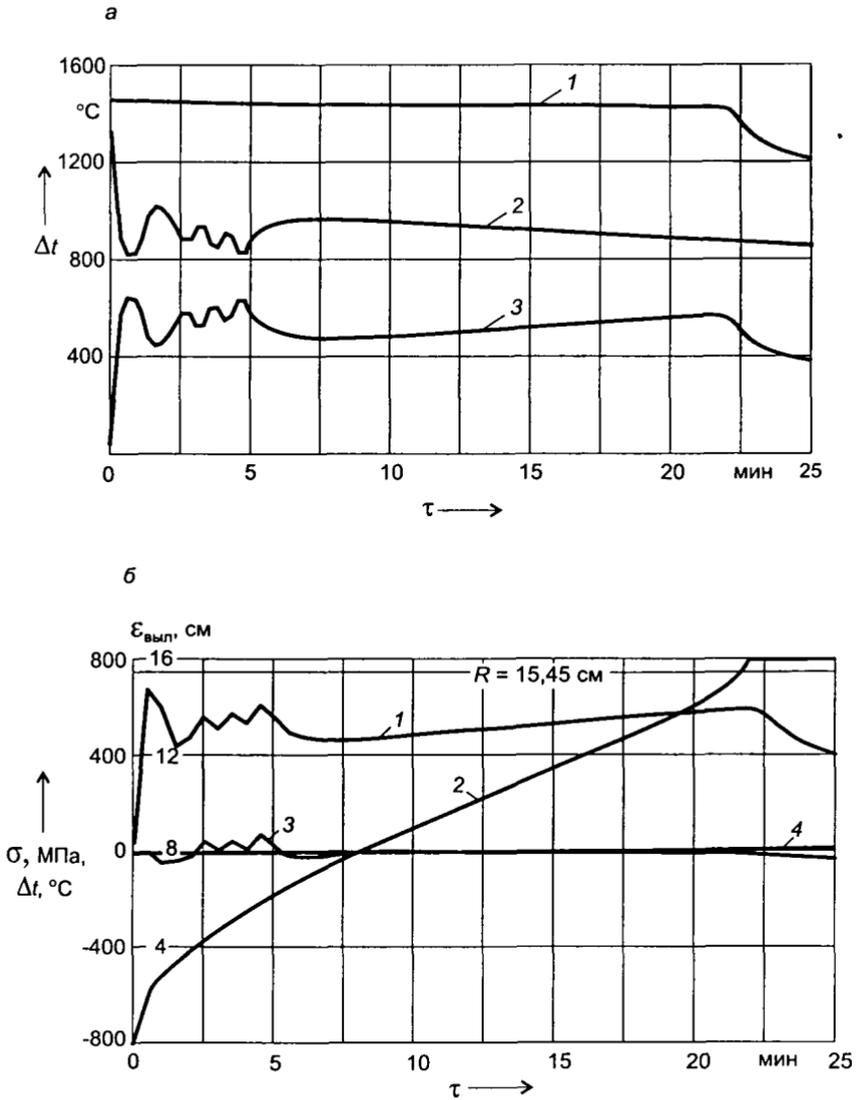


Рис. 3. То же, что на рис. 1, при задании $\alpha_m = 581,5 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$

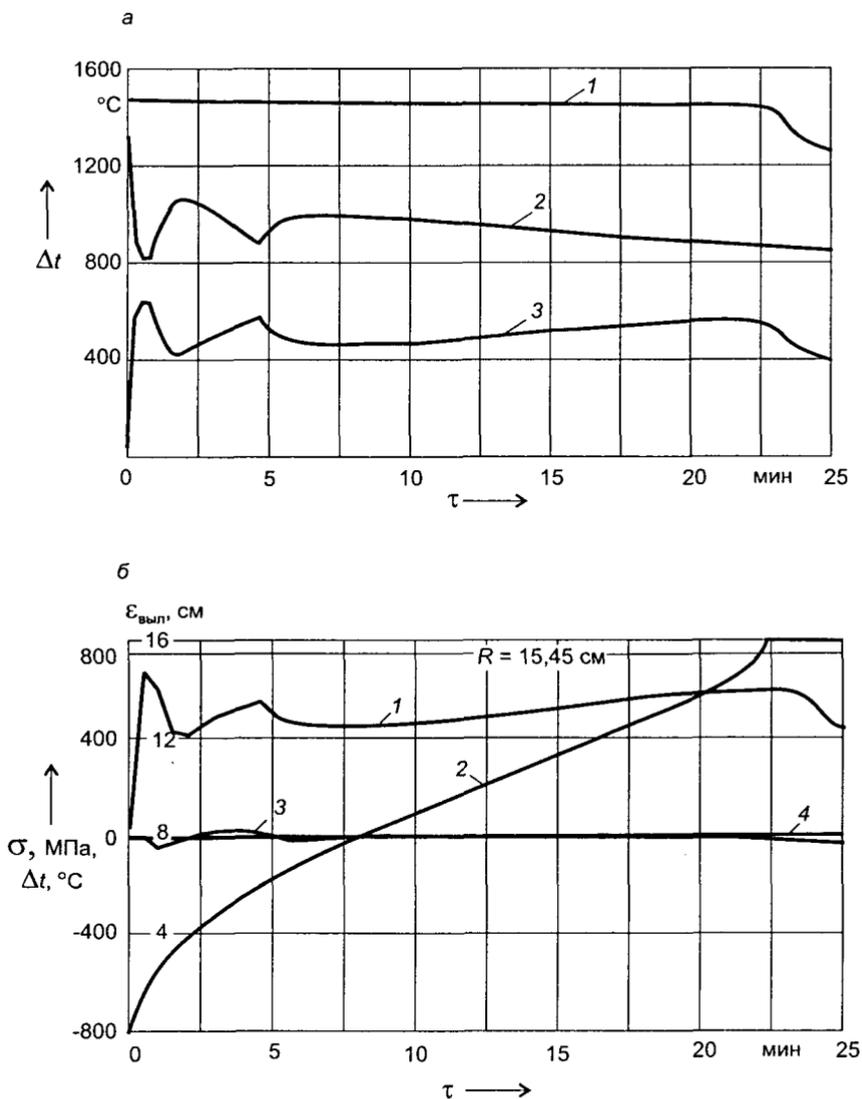


Рис. 4. То же, что на рис. 1, при задании $\alpha_m = 290,75$ Вт/(м²·К) по всей площади зоны вторичного охлаждения

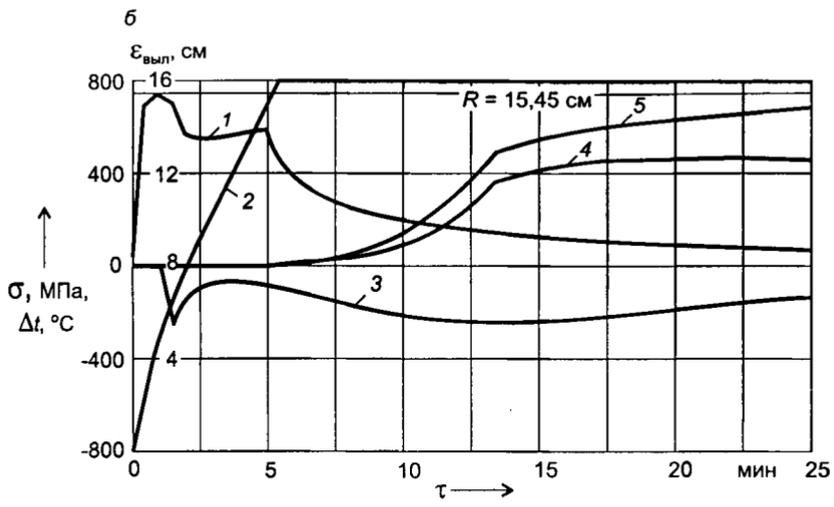
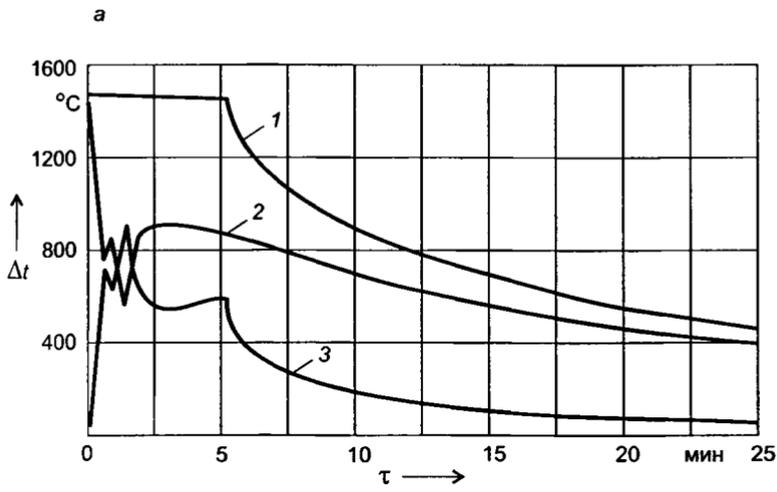


Рис. 5. То же, что на рис. 1, при задании $\alpha_m = 1395,6 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ для «пиковых» значений коэффициента теплоотдачи в зоне вторичного охлаждения и $\alpha_k = 35 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; $C = 4,65 \cdot 10^{-8} \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}^4)$ при последующем остывании заготовки в цеховой атмосфере (5 - предел текучести стали в соответствии с текущей температурой на оси заготовки)

После прохождения отметки 3,6 м контрольное сечение заготовки движется далее вдоль технологической оси МНЛЗ при интенсивности наружного охлаждения, определенной коэффициентами α_k и C , которые указаны для последнего участка зоны вторичного охлаждения (ЗВО).

Таким образом, в математической модели процесс термоциклирования характеризуется чередованием коэффициентов теплоотдачи α_m и $\alpha_k = 58,15 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ на трех последовательных участках зоны вторичного охлаждения МНЛЗ.

Графики, приведенные на рис. 1 – 3, дают представление о тепловом режиме заготовки согласно изменению во времени следующих показателей: температуры на оси и поверхности заготовки, максимальной разности температур по сечению, а также продвижению в расплаве «границы выливаемости» $\epsilon_{\text{выл}}$, определяемой положением изотермы выливаемости, которая подсчитывается через известные для изучаемого сплава значения температур ликвидус ($T_{\text{лик}}$) и солидус ($T_{\text{сол}}$) по формуле

$$T_{\text{выл}} = T_{\text{лик}} - A(T_{\text{лик}} - T_{\text{сол}}),$$

где коэффициент $A = 0,85 \dots 0,90$ определен в соответствии с экспериментами, выполненными Б.Б. Гуляевым со стальными отливками методом выливания жидкого остатка [11].

Кроме того, на рис. 1 – 5 представлены графики изменения во времени тангенциальных (касательных) напряжений на охлаждаемой поверхности ($\sigma_0^{\text{пов}}$) и на оси заготовки ($\sigma_0^{\text{осн}}$). Как видно из графиков, приведенных на рис. 1 – 3, периодическое во времени (циклическое) изменение «пиковых» значений коэффициента теплоотдачи вызывает всплески (выбросы) значений растягивающих касательных напряжений на охлаждаемой поверхности заготовки. Постепенное уменьшение «пиковых» значений α_m от 1356,6 до 581,5 $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ сопровождается существенным снижением (от 450...470 до 45...50 МПа) максимальных значений растягивающих напряжений на поверхности заготовки. Сопоставление достигаемых значений максимальных растягивающих напряжений и значений предела прочности стали свидетельствует о возможном нарушении сплошности металла на пике касательных напряжений при использовании значений коэффициента теплоотдачи α_m в пределах 1100...1300 $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Как следует из расчетов, смягчение режимов охлаждения в ЗВО МНЛЗ приводит к уменьшению опасности нарушения сплошности металла: для $\alpha_m = 550 \dots 700 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ максимум растягивающих касательных напряжений не превышает соответствующих значений прочности стали (см. рис. 3). Кардинальным техническим ре-

шением данной проблемы является полная замена локализованного струйного охлаждения в зоне вторичного охлаждения системой водовоздушного охлаждения, когда интенсивность теплоотдачи достаточно равномерно распределена по всей площади ЗВО МНЛЗ.

В качестве примера возможного режима затвердевания отливки при таком смягченном режиме вторичного охлаждения на рис. 4 приведены результаты математического моделирования, при котором для всей зоны вторичного охлаждения использовано одно общее значение коэффициента конвективной теплоотдачи $\alpha_k = 290,75 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Сопоставление результатов расчета и данных, полученных при интенсивном струйном охлаждении, указывает на определенное увеличение полной длительности затвердевания заготовки – с 19...20 до 22,5 мин (т.е. примерно на 10%). Вместе с тем при подобном смягченном режиме охлаждения практически полностью снимается опасность нарушения сплошности металла под влиянием растягивающих термических напряжений на поверхности заготовки.

В заключение следует отметить, что выбранный в расчетах, результаты которых представлены на рис. 1 – 4, интервал времени наблюдения (25 мин) не позволил проследить за динамикой изменения тангенциальных напряжений на оси заготовки, рост которых начинается с момента полного завершения процесса кристаллизации в осевой зоне заготовки. В связи с этим были проведены дополнительные расчеты, в ходе которых отслеживалось изменение показателей поля температур и термических напряжений для интервалов наблюдения, достаточных для остывания заготовки, полностью затвердевшей на воздухе (в цеховой атмосфере). В качестве примера данной серии расчетов на рис. 5 представлены графики основных показателей процесса при длительности охлаждения, равной 100 мин. Видно, что со временем касательные напряжения на оси заготовки постепенно нарастают по величине, сохраняя знак «+», т.е. на оси заготовки сохраняются растягивающие напряжения, в то время как на охлаждаемой поверхности в ходе остывания заготовки поддерживаются сжимающие напряжения ($\sigma_{\theta}^{\text{пов}} < 0$).

ЛИТЕРАТУРА

1. Исследование охлаждения крупных слябов, отливаемых на вертикальных МНЛЗ / А.М. Поживанов [и др.] // Сталь. 1979. № 9. С. 664 – 666.
2. Влияние структурных превращений на образование поверхностных трещин в непрерывнолитых слябах / В.И. Уманец [и др.] // Сталь. 1982. № 5. С. 21 – 22.
3. Реллермейх, Х. Результаты исследований процесса непрерывной разливки стали / Х. Реллермейх, Р. Яух, Р. Штеффен // Черные металлы: пер. с нем. 1983. № 9. С. 37 – 46.

4. *Гудремон, Э.* Специальные стали: в 2 т. Т. 2 / Э. Гудремон. М.: Metallurgia, 1966. 534 с.

5. Теоретические основы расчета температур, термовязкоупругих напряжений и деформаций в корке непрерывнолитой заготовки / Ю.А. Самойлович [и др.] // Изв. вузов и энергет. объединений СНГ. Энергетика. 2002. № 3. С. 48 – 56.

6. Расчет температур, напряжений и деформаций при производстве непрерывнолитых заготовок. Сообщение 1. Решение связанных задач нестационарной термовязкоупругости для затвердевающих заготовок в ходе непрерывного литья / Ю.А. Самойлович [и др.] // Литье и металлургия. 2002. № 3. С. 53 – 59.

7. *Фребер, И.* Свойства оболочки формирующейся непрерывнолитой заготовки / И. Фребер // Черные металлы: пер. с нем. 1978. № 21. С. 28 – 34.

8. *Постнов, Л.М.* Исследование механических свойств стали в период затвердевания и анализ процесса образования горячих трещин при непрерывной разливке / Л.М. Постнов, Б.Б. Гуляев // Непрерывная разливка стали. М.: Изд-во АН СССР, 1956. С. 212 – 221.

9. *Складнов, Ю.А.* Прочность и пластичность стали 40X при температурах кристаллизации / В.И. Явойский [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. 1972. № 2. С. 40 – 41.

10. *Дергунов, И.Д.* Определение периода релаксации углеродистых сталей и цветных металлов // Журн. техн. физики. 1951. Т. 21. Вып. 12. С. 1526 – 1534.

11. *Гуляев, Б.Б.* Литейные процессы / Б.Б. Гуляев. М.; Л.: Машгиз, 1960. 416 с.

УДК 669.046:536.12:518.61

В.И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, д-р техн. наук (НАН Беларуси)
М.Л. ГЕРМАН, канд. физ.-мат. наук (ИТМО НАН Беларуси),
И.А. ТРУСОВА, д-р техн. наук, **С.М. КАБИШОВ**, канд. техн. наук,
П.Н. САВАНЬ (БНТУ)

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СОПРЯЖЕННОГО ТЕПЛОБМЕНА В ГАЗОПЛАМЕННЫХ ПЕЧАХ ПРОКАТНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Математическая формулировка задачи сопряженного (внешнего и внутреннего) теплообмена в проходных печах является сложной и включает теплообмен между дымовыми газами, футеровкой печи и нагреваемым металлом, а также внутренний теплообмен в нагреваемых заготовках [1 – 4]. Рассмотрим процесс сопряженного теплообмена в проходных печах современной конструкции на примере нагревательной печи стана 320 РУП «БМЗ», технические характеристики которой приведена в работах [1, 2].

При математическом моделировании теплообмена выделим три основные части: тепловой режим печной среды, тепловой режим футеровки и тепловой режим металла.

Тепловой режим печной среды и футеровки. Теплообмен между дымовыми газами и тепловоспринимающими поверхностями (фу-