

Ю.А. САМОЙЛОВИЧ, д-р техн. наук (НПП «Платан»,  
г. Екатеринбург, Россия),  
В.И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, д-р техн. наук (ИТМО НАН Беларуси),  
Д.Н. АНДРИАНОВ, канд. техн. наук (БНТУ),  
В.А. МАТОЧКИН (РУП БМЗ),  
Н.Л. МАНДЕЛЬ, канд. техн. наук (БНТУ)

## ВЛИЯНИЕ ПЛАСТИЧНОСТИ ЛИТОЙ СТАЛИ НА ХАРАКТЕР ТЕРМОНАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ

В металлургической практике давно подмечено, что степень опасности разрушения стальных слитков под действием термических напряжений определяющим образом зависит от показателей пластичности литой стали. В статье С.Г. Голованова [1] приводится диаграмма, на которой указаны допустимые (по условиям сохранения сплошности металла) значения максимальной разности температур по сечению стальных слитков при их нагреве в печах ( $\Delta T_H$ ) и охлаждении после разливки ( $\Delta T_0$ ), полученные путем обработки заводских данных по отбраковке слитков, разрушенных термическими напряжениями при охлаждении или нагреве. Обращает на себя внимание весьма большое различие значений  $\Delta T_H$  и  $\Delta T_0$  для высоколегированных сталей на основе  $\gamma - Fe$  ( $\Delta T = 800 \dots 1100$  град) и для сталей с грубой литой структурой на основе  $\alpha - Fe$  ( $\Delta T = 300 \dots 400$  град). Указанные значения допустимых перепадов температуры по сечению охлаждаемых после разливки и нагреваемых перед обработкой давлением стальных слитков получили подтверждение в экспериментах со слитками из стали 1X18H9T (массой 4,5 т) и стали P18 (массой 610 кг), осуществленных в промышленных условиях [2, 3].

Особенностью указанных экспериментов было выполнение термометрирования при остывании слитков после разливки и последующем нагреве в печах; при этом фиксировали изменение во времени максимальной разности температур по сечению слитков в сопоставлении с результатами форсированного нагрева неотожженных слитков. В ходе экспериментов со слитками из стали P18 [2] зафиксировали максимальную разность температур вдоль радиуса слитка при остывании в изложнице, равную 680 град, а при последующем нагреве слитков, неотожженных и остывших до цеховой температуры в камерной печи, предварительно разогретой до различных температур, наблюдали разрушение слитков под действием термических напряжений (температура печи 1050...1080 °С при достижении максимальной разности температур вдоль радиуса слитка, равной 320...350 °С).

В ходе экспериментов с блюминговыми слитками из нержавеющей стали 1X18H9T, целью которых было доказательство возможности ускоренного нагрева таких слитков в нагревательных колодцах перед прокаткой (см. описание опытов в книге [3, § 6.4]), в результате повышения темпера-

туры газов в камере колодца удалось сократить время нагрева слитков в два раза (с 15 до 7 ч), причем никаких признаков нарушения сплошности литой стали при нагреве и последующей прокатке слитков зафиксировано не было, хотя в ходе опытов перепад температуры по сечению слитков достигал значений 650 °С против 270...300 °С при нагреве слитков в течение 15 ч.

Как известно, нержавеющая сталь 1X18Н9Т относится к аустенитному классу и отличается повышенной пластичностью, о чем свидетельствуют высокие значения коэффициента ударной вязкости ( $a_k$ ) в интервале температур 20...400°С: для указанной марки стали  $a_k$  достигает значений 300...400 Дж/см<sup>2</sup>, в то время как для углеродистой стали при тех же температурах  $a_k = 200...250$  Дж/см<sup>2</sup>.

Таким образом, упомянутые эксперименты, осуществленные в промышленных условиях, подтверждают результаты, приведенные в [1]: наибольшей склонностью к разрушению под действием термических напряжений обладают стальные слитки, материал которых отличается высокой твердостью и низкой пластичностью.

Помимо коэффициента ударной вязкости в инженерной практике для характеристики показателей пластичности материалов широко используются относительное удлинение и относительное сужение  $\psi$  [4].

К настоящему времени накоплен обширный эмпирический материал, свидетельствующий о том, что относительное сужение  $\psi$  является чувствительным индикатором многих особенностей кристаллической структуры стального слитка. На рис. 1 представлены примеры зависимости параметра  $\psi$  от ряда металлургических факторов, которые весьма существенно влияют на качество литой стали.

На рис. 1, а, б приведена зависимость относительного сужения углеродистой стали от средней скорости затвердевания (по данным Б.Б. Гуляева) и особенностей дендритного строения стальной отливки (по данным Н.И. Хворина). Рис. 1, в иллюстрирует зависимость относительного сужения  $\psi$  от содержания неметаллических (сульфидных) включений для стальных слитков массой 4,4 т (кривая 1) и 1,2 т (кривая 2), по данным В.А. Давиденкова. Увеличение среднего содержания серы в углеродистой стали от 0,006 до 0,028% может привести к радикальному снижению показателя  $\psi$  (как следует из графиков, представленных на рис. 1, г). Наконец, данные В.Т. Ланкфорда (рис. 1, д) отражают существование провала на графике зависимости  $\psi = \psi(T)$  при учете структурных превращений в стали, связанных с превращениями аустенита с образованием карбидов в интервале температур от 1235 до 830 °С.

Таким образом, результаты экспериментального изучения показателя пластичности  $\psi$  литой стали свидетельствуют о многообразии металлургических факторов, оказывающих весьма ощутимое влияние на пластичность литой стали и тем самым на возможности стального изделия (слитка, непрерывнолитой заготовки) сопротивляться влиянию внешних и внутренних силовых воздействий, способствующих возникновению трещин в процессах тепловой обработки изделия.

С одной стороны, теоретическое описание влияния пластичности металла на его сопротивляемость силовым воздействиям, вызывающим на-

рушение сплошности металла, осложняется прежде всего отсутствием в настоящее время достаточно надежной теоретической модели, которая могла бы учитывать отмеченное выше многообразие металлургических факторов, оказывающих прямое воздействие на показатели пластичности стали. С другой стороны, в современных теоретических моделях, с помощью которых описывается термонапряженное состояние слитков и заготовок, отсутствует непосредственный учет показателей пластичности ме-

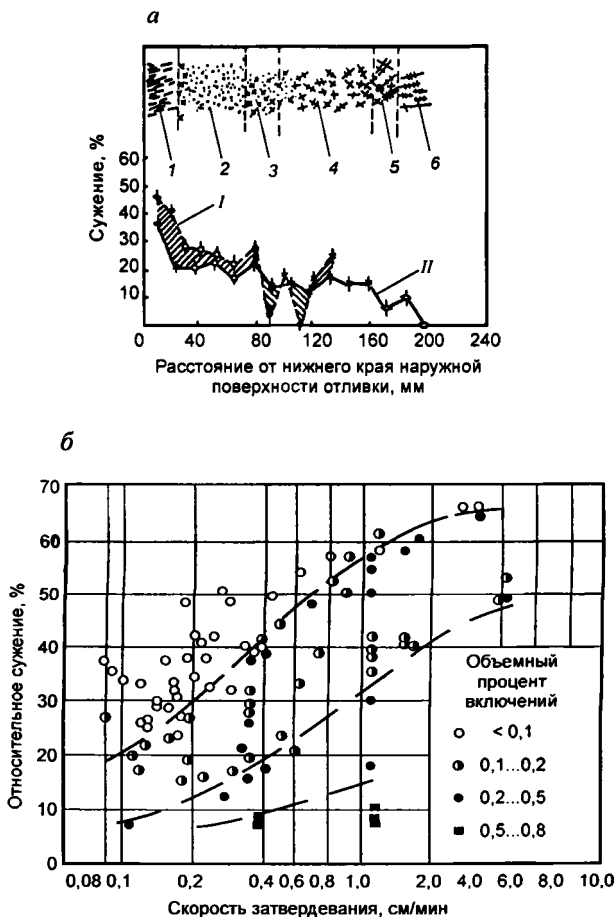
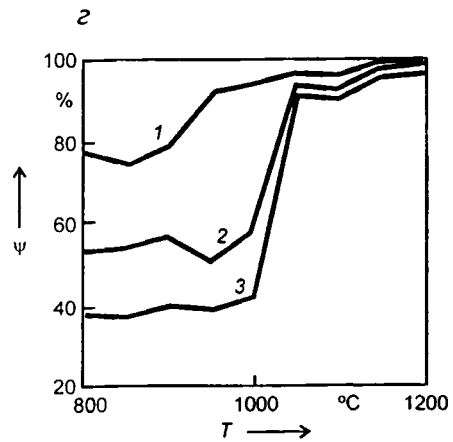
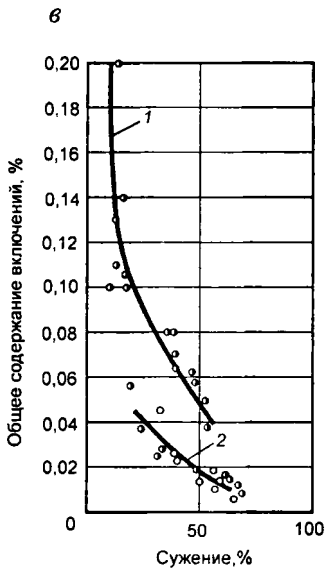


Рис. 1. Зависимость относительного сужения литой стали от металлургических факторов:

*а* – от особенностей кристаллической структуры отливки цилиндра, по данным Н.И. Хворина [5]: *1* – длинноосные дендриты; *2* – переходная зона; *3* – глобулярные дендриты; *4* – глобулярные + равноосные дендриты; *5* – равноосные дендриты; *6* – длинноосные дендриты; *1* – микрообразцы диаметром 1,7 мм; *II* – образцы диаметром 10 мм; *б* – от скорости затвердевания отливки, по данным Б.Б. Гуляева [6]; *ε* – от содержания сульфидных включений в стальном слитке, по данным В.А. Давиденкова [7]; *z* – Ст35 от среднего содержания серы при температурах 800...1200 °С [8]: *1* – 0,006% S; *2* – 0,015%; *3* – 0,028%; *δ* – от температуры для двух марок малоуглеродистой стали, по данным В.Т. Ланкфорда [9]: сталь № 1: 0,06% С, 0,50% Mn, 0,07% Si, 0,02% S; сталь № 2: 0,14% С, 0,68% Mn, 0,24% Si, 0,02% S, 0,015% P (при отношении Mn/S=11)



д

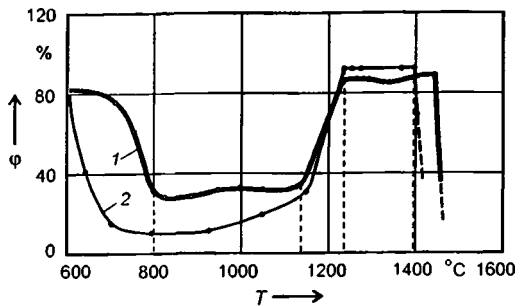


Рис. 1. (окончание)

талла; указанные показатели ( $a_k$ ,  $\delta$ ,  $\psi$ ) определяются на образцах, вырезанных из полностью остывших слитков, заготовок, т. е. постфактум.

Ниже изложена попытка непосредственного учета зависимости показателя пластичности от температуры при математическом описании деформаций и напряжений в стальной непрерывной заготовке при ее затвердевании и последующем остывании на воздухе до низкой (сеховой) температуры. При этом используется динамическая модель термонапряженного состояния стальной заготовки цилиндрической формы, позволяющая исследовать протекающие процессы изменения температуры и основных компонент тензора напряжений ( $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_z$ ) в отливке в предположении наличия осевой симметрии указанных показателей по отношению к оси симметрии отливки [10]. Одновременно решается нестационарное уравнение теплопроводности для изучаемого объекта, причем текущие данные о показателях температурного поля (локальные значения температур и скоростей охлаждения) учитываются при постановке задачи термопластичности (термовязкоупругости).

Указанная модель опирается на численное пошаговое решение системы уравнений для двух показателей напряженного состояния литой заготовки ( $S$  и  $S_z$ ) в виде:

$$\frac{dS}{dt} = 2G(\dot{\epsilon}_\theta - \dot{\epsilon}_r) - \frac{S}{\tau}; \quad (1)$$

$$\frac{dS_z}{dt} = 2G\dot{\epsilon}_z - \frac{S_z}{\tau}, \quad (2)$$

где  $S = S_\theta - S_r = \sigma_\theta - \sigma_r$ ;  $e_\theta = \epsilon_\theta - \epsilon$ ,  $e_r = \epsilon_r - \epsilon$ ,  $e_z = \epsilon_z - \epsilon$  — компоненты девиатора деформаций;  $S_z = \sigma_z - \sigma$ ;  $\tau$  — условное время релаксации материала, заданное в расчетах как функция локальной температуры.

Компоненты тензора деформаций  $\epsilon_r$  и  $\epsilon_\theta$  определяются через показатели температурного поля по соотношениям:

$$\epsilon_r = 3(N\sigma + \alpha\delta T) - \frac{3}{r^2} \int_0^r (N\sigma + \alpha\delta T) r dr - \frac{\epsilon_z}{2};$$

$$\epsilon_\theta = \frac{3}{r^2} \int_0^r (N\sigma + \alpha\delta T) r dr - \frac{\epsilon_z}{2}.$$

Для определения продольной компоненты тензора деформаций используется соотношение, отражающее предположение об уравнивании продольных напряжений в каждой плоскости изделия, перпендикулярной к оси симметрии:

$$\int_0^R \sigma_z r dr = 0.$$

При определении температурного поля затвердевающей и остывающей заготовки используется известная система уравнений и граничных условий, отражающих выделение теплоты фазовых переходов в определенном интервале температур, а также изменение теплофизических характеристик материала заготовки в зависимости от температуры [3, 10].

При известной зависимости деформаций от времени и координаты решение системы уравнений (1), (2) позволяет определять главные компоненты тензора напряжений по формулам:

$$\sigma_r = - \int_r^R \frac{S dr}{r}; \quad \sigma_\theta = \sigma_r + S; \quad \sigma_z = \frac{1}{2}(2\sigma_r + S + 3S_z).$$

Для учета в постановке задачи показателя пластичности  $\psi$  используется предположение о том, что время релаксации материала ( $\tau$ ) связано с модулем сдвига ( $G$ ) и коэффициентом вязкости ( $\mu$ ) соотношением

$$\mu(T) = \frac{\tau(T)G(T)}{d_p(T)},$$

где параметр  $d_p$ , введенный в теорию пластической деформации в трудах В.Л. Колмогорова [11, 12], отражает ресурс пластичности материала и связан с относительным сужением  $\psi$  соотношением

$$d_p(T) = \sqrt{3} \ln \frac{100}{100 - \psi(T)}.$$

При расчетах использовали эмпирические зависимости, связывающие модуль упругости стали  $E(T)$ , временное сопротивление стали  $\sigma_B(T)$ , а также относительное сужение  $\psi(T)$  с локальными значениями температуры в расчетных точках вдоль радиуса цилиндрической заготовки, получаемыми при численном решении соответствующей задачи нестационарной теплопроводности.

В частности, для примеров расчета, приведенных ниже, использовали следующие соотношения для учета зависимости модуля упругости и временного сопротивления (предела прочности) литой стали от температуры:

$$E = E_{20} - A(T - T_s)^2 \text{ в интервале } 20 \leq T \leq 750 \text{ }^\circ\text{C};$$

$$E = E_p^* \exp[-k_1(T - T_p)] \text{ в интервале } 750 < T \leq 1500 \text{ }^\circ\text{C}$$

при  $E_{20} = 2,2 \cdot 10^5$  МПа,  $E_p^* = 1,4 \cdot 10^5$  МПа,  $A = \text{const}$ ,  $k_1 = \text{const}$ ,  $T_s = 20$  °C;

$$\sigma_B = \sigma_{20} - B(T - T_s)^2 \text{ в интервале } 20 \leq T \leq 750 \text{ }^\circ\text{C};$$

$$\sigma_B = \sigma_{750} \exp[-k_2(T - T_p)] \text{ в интервале } 750 < T \leq 1500 \text{ }^\circ\text{C}, B = \text{const},$$

где принято  $\sigma_{20} = 600$  МПа,  $\sigma_{750} = 400$  МПа,  $k_2 = \text{const}$ ,  $T_p = 750$  °C.

Результаты решения задачи теплопроводности для непрерывнолитой заготовки диаметром 30,9 см (площадь поперечного сечения заготовки эквивалентна в тепловом отношении площади сечения сортовой заготовки размерами сечения 250×300 мм) с учетом теплообмена на ее поверхности путем излучения и конвекции, а также известной зависимости теплофизических характеристик стали от температуры приведены в работе [10, рис. 5].

В настоящей работе цель расчетного анализа состоит в количественной оценке влияния, которое относительное сужение литой стали оказывает на основные показатели термонапряженного состояния стальной непрерывнолитой заготовки, с учетом зависимости параметра  $\psi$  от температуры (рис. 2). Здесь графики  $\psi_1$  и  $\psi_2$  отражают наличие провала пластичности в интервале температур от 1235 до 800 °C (что соответствует приведенным выше данным В.Т. Ланкфорда) либо вплоть до более низкой температуры (500 °C). Вторая группа графиков ( $\psi_3 - \psi_5$ ) характеризует линейное изменение относительного сужения литой стали по мере снижения температуры от 830 °C (начало превращения аустенита в углеродистой стали) до 100 °C, что может соответствовать охрупчиванию материала заготовки в результате превращения аустенита в другие формы (троостит, бейнит, перлит), обладающие большим удельным объемом и тем самым способствующие торможению пластической деформации материала литой заготовки. Наконец, задание неизменного значения относительного сужения  $\psi_0 = 0,8 = \text{const}$  вводится для более наглядного сопоставления с результатами определения

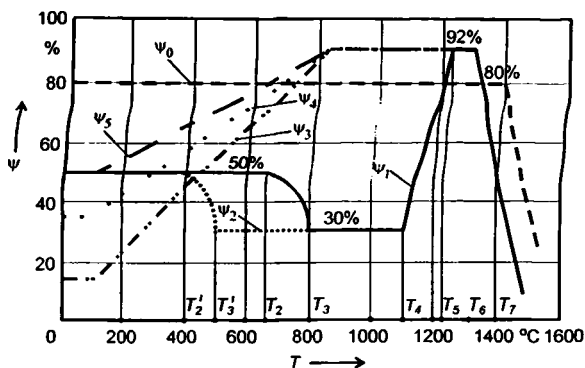


Рис. 2. Принятые в расчетах схемы зависимости относительного сужения литой стали от температуры ( $\psi_0=80\%$  – простейшая схема параметра  $\psi$  для сопоставления с более сложными расчетными схемами (схема № 1);  $\psi_1, \psi_2$  – две расчетные схемы, отражающие влияние превращений аустенита в интервале температур от 1235 до 400...650 °С (схемы № 2 и 3);  $\psi_3$ – $\psi_5$  – три упрощенные схемы задания относительного сужения в зависимости от температуры (схемы № 4–6))

показателей напряженного состояния заготовки при переменных значениях относительного сужения.

Результаты расчетного анализа приведены на рис. 3 – 8 в виде набора графиков изменения тангенциальных напряжений на оси и поверхности заготовки ( $\sigma_{\theta}^{оси}, \sigma_{\theta}^{пов}$ ) в сопоставлении со значениями временного сопротивления литой стали в зависимости от температуры на оси заготовки

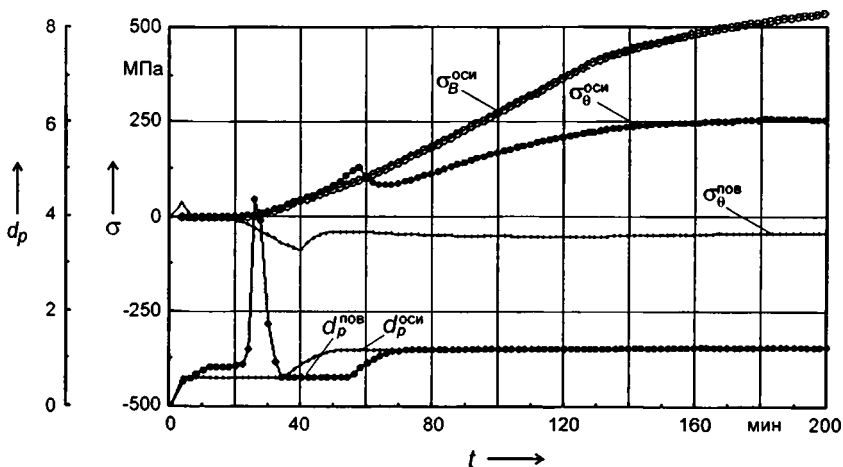


Рис. 3. Изменение во времени касательных термических напряжений на оси ( $\sigma_{\theta}^{оси}$ ) и на поверхности ( $\sigma_{\theta}^{пов}$ ) цилиндрической стальной заготовки в процессе кристаллизации и последующего охлаждения в сопоставлении с изменением временного сопротивления ( $\sigma_{\theta}^{оси}$ ) и ресурса пластичности стали ( $d_p^{оси}, d_p^{пов}$ ) при изменении коэффициента поперечного сужения  $\psi(T)$  по схеме № 1 на рис. 2

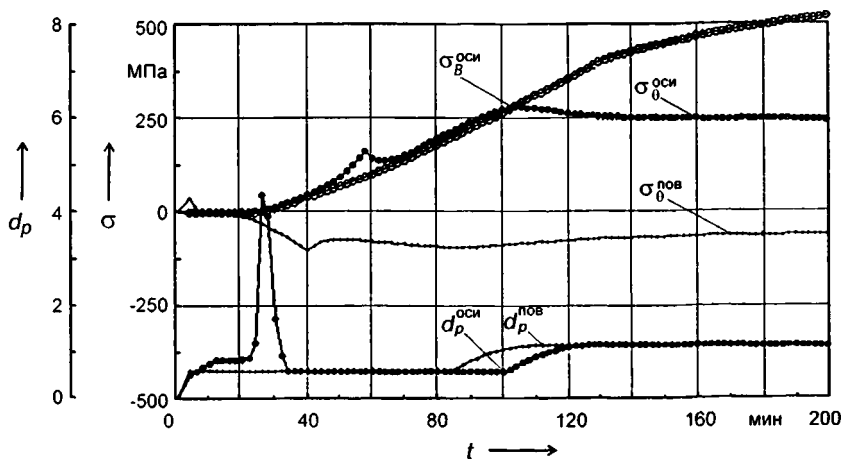


Рис. 4. То же, что на рис. 3, при изменении поперечного сужения по схеме № 2 на рис. 2 ( $\psi_2$ )

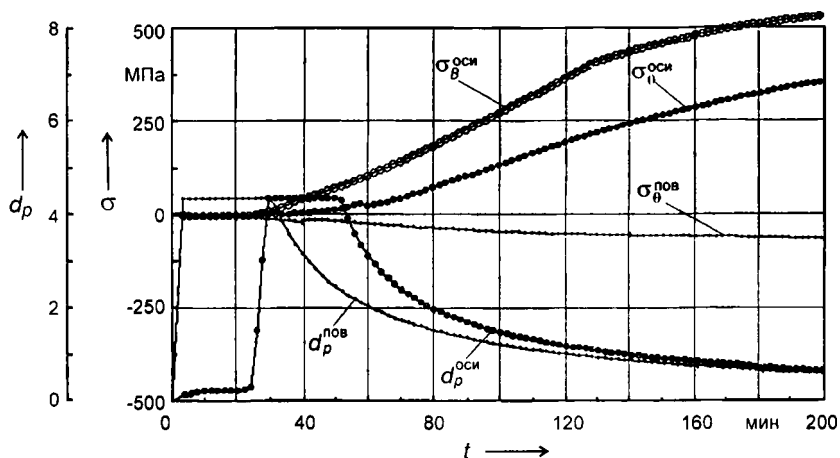


Рис. 5. То же, что на рис. 3, при изменении поперечного сужения по схеме № 3 на рис. 2 ( $\psi_3$ )

( $\sigma_{\text{оси}}^{\text{оси}}$ ), а также параметра Колмогорова  $d_p$  для оси и поверхности заготовки. Из рассмотрения расчетных графиков, представленных на рис. 3 – 8, можно сделать следующие выводы:

1) после завершения процесса кристаллизации непрерывнолитой заготовки (для моментов времени  $t > 23...24$  мин) в ходе последующего остывания заготовки до температуры окружающей среды ( $50...100$  °С) происходит монотонное возрастание тангенциальных термических напряжений, причем на оси заготовки эти напряжения имеют знак «+» (растяжение), а на поверхности заготовки – знак «-» (сжатие);

2) при заданных в ходе расчетов упругих характеристиках материала заготовок ( $\alpha$ ,  $E$ ,  $\nu$ ) максимальные значения тангенциальных растягивающих



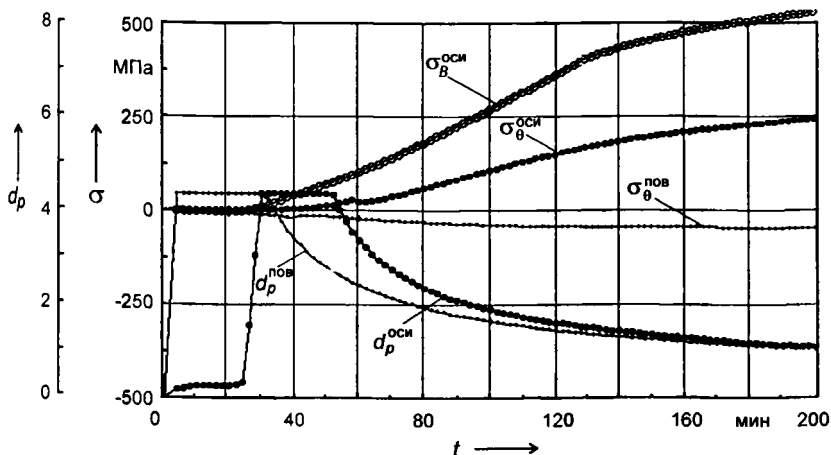


Рис. 6. То же, что на рис. 3, при изменении поперечного сужения по схеме № 4 на рис. 2 ( $\psi_4$ )

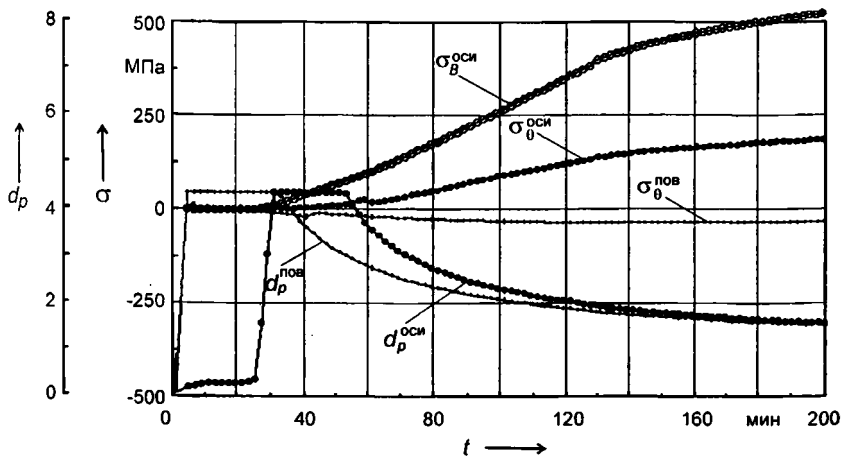


Рис. 7. То же, что на рис. 3, при изменении поперечного сужения по схеме № 5 на рис. 2 ( $\psi_5$ )

напряжений на оси заготовки не превышают временного сопротивления стали ( $\sigma_{\text{в}}^{\text{оси}}$ ), однако на этом основании нельзя делать выводы относительно отсутствия опасности возникновения трещин в литой стали. С одной стороны, известно, что в изделиях цилиндрической и призматической формы максимальными растягивающими напряжениями являются продольные составляющие тензора напряжений, значение которых на оси симметрии изделий вдвое превышает значение тангенциальной составляющей, т. е.  $\sigma_z^{\text{оси}} = 2\sigma_{\theta}^{\text{оси}}$ . С другой стороны, принятые в расчетах значения временных сопротивлений для литой стали ( $\sigma_{\text{в}} = 600$  МПа при  $20^\circ\text{C}$ ) соответствуют мягким маркам углеродистой стали [13]; для легированных ста-

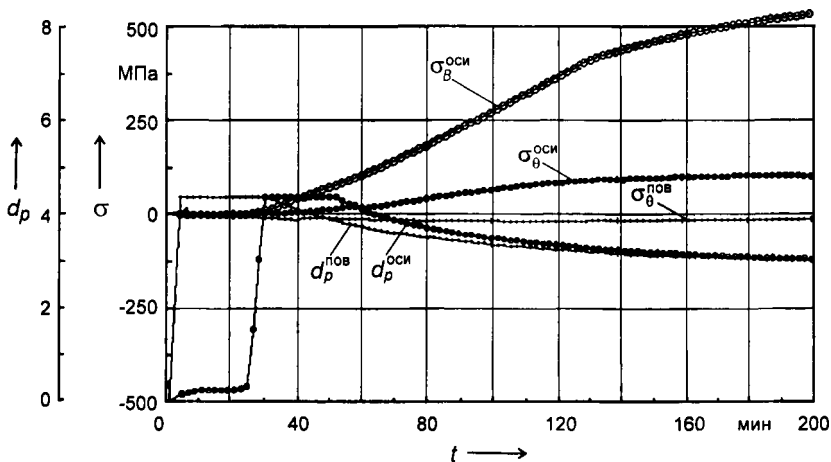


Рис. 8. То же, что на рис. 3, при задании в расчетах неизменного значения поперечного сужения  $\psi_0 = 0.8$

лей с повышенным содержанием углерода значения параметра  $\sigma_B$  могут достигать 900...1200 МПа [14...16], что обеспечивает бóльшую сопротивляемость литых заготовок действию растягивающих термических напряжений;

3) при достаточно широком диапазоне изменений параметра  $\psi(T)$  термические напряжения на оси заготовки изменяются в довольно узком диапазоне значений:  $\sigma_\theta^{\text{оси}} = 230...250$  МПа и  $\sigma_z^{\text{оси}} = 460...500$  МПа, что свидетельствует о получении более или менее обоснованной оценки остаточных термических напряжений в стальной заготовке диаметром 300...301 мм с учетом протекающих в остывающей стали превращений аустенита. Этот вывод имеет практическое значение в связи с оценкой допустимых скоростей нагрева неотожженных заготовок в печах перед прокаткой, когда временные напряжения, возникающие вследствие неравномерности температур при нагреве заготовок, складываются с остаточными напряжениями, возникающими в заготовках по завершении процессов кристаллизации и остывания до цеховой температуры.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Голованов С.Г. Расчет условий нагрева сталей, гарантирующих их от разрыва термическими напряжениями // Кузнечно-штамповое производство. 1959. № 10. С. 30 – 36.
2. Самойлович Ю.А. Исследование допустимой скорости нагрева слитков стали Р18 / Сб. тр. ВНИИМТ. № 7. Свердловск: Metallurgizdat, 1962. С. 187 – 194.
3. Стальной слиток: В 3 т. Т. 3: Нагрев / В.И. Тимошпольский, Ю.А. Самойлович, И.А. Трусова, В.В. Филиппов; Под общ. ред. В.И. Тимошпольского, Ю.А. Самойловича. Мн.: Бел. наука, 2001. 879 с.
4. Белл Дж. Экспериментальные основы механики деформируемых твердых тел. Ч. 1: Малые деформации. М.: Мир, 1984. 596 с.
5. Хворинов Н.И. Кристаллизация и неоднородность стали. М.: Машгиз, 1958. 390 с.

6. Гуляев Б.Б. Литейные процессы. М.: Машгиз, 1960. 416 с.
7. Давиденков В.А. Неоднородность стального слитка и его кристаллизация // Изв. АН СССР, Отд-ние техн. наук, 1947. С. 1683 – 1697.
8. Поволоцкий Д.Я., Роцин В.Е., Грибанов В.П. Сульфид марганца и сколы в хромоникельмолибденовой стали, полученной переплавом в водоохлаждаемый кристаллизатор // Изв. вузов. Черная металлургия. 1983. № 6. С. 64 – 67.
9. Lankford W.T. Some considerations of Strenght and Ductility in the Continious Castinf Process. Metallurgical Transations, 1972. V. 3, June. P. 1331 – 1357.
10. Влияние структурных превращений в остывающем аустените на характер термических напряжений в непрерывнолитой заготовке / Ю.А. Самойлович, В.И. Тимошпольский, Г.А. Анисович и др. // Литье и металлургия. 2002. № 4. С. 135 – 142.
11. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение. М.: Металлургия, 1970. 230 с.
12. Колмогоров В.Л., Богатов А.А., Мигачев Б.А. Пластичность и разрушение. М.: Металлургия, 1977. 252 с.
13. Кривошеев А.Е. Литые валки. М.: Металлургиздат, 1957. 360 с.
14. Яух Р. Качество непрерывнолитых заготовок / Черные металлы, 1978. № 4. С. 20 – 30.
15. Флендер Р., Вюнненберг К. Образование внутренних трещин в непрерывнолитых заготовках // Черные металлы: Пер. с нем. 1982. № 23. С. 24 – 32.
16. Юнг Г.П., Кремер К.И., Шнитцер Х.И. Металлургические и технологические основы непрерывной разливки сортовых заготовок из специальных сталей // Черные металлы. 1984. № 4. С. 27 – 35.

УДК 621.78:536.212

**В.И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ**, д-р техн. наук (ИТМО НАН Беларуси),  
**Ю.А. САМОЙЛОВИЧ**, д-р техн. наук (НПП «Платан»,  
 г. Екатеринбург, Россия),  
**Д.Н. АНДРИАНОВ**, канд. техн. наук (БНТУ),  
**В.А. ТИЩЕНКО**, канд. техн. наук, **В.И. ЩЕРБАКОВ**, **И.В. КОТОВ** (РУП БМЗ)

### **ТЕРМОНАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК СЕЧЕНИЕМ 250×300 мм ПРИ НАГРЕВЕ В ПЕЧИ С ШАГАЮЩИМИ БАЛКАМИ**

Газопламенная печь проходного типа стана 850 РУП БМЗ предназначена для нагрева под прокатку непрерывнолитых заготовок сечением 250×300 и 300×400 мм, длиной от 2,5 до 5,5 м из легированных марок стали (кордовых, инструментальных и др.). В нижних зонах печи установлено 18 боковых длиннопламенных горелок, в верхней зоне – 27 сводовых плоскопламенных горелок. Общая длина рабочего пространства печи, разделенного по расположению горелок на 7 зон (рис. 1), составляет 23 м [1, 2].

При апробации режимов нагрева непрерывнолитых заготовок из стали ШХ15СГ были зафиксированы случаи разрушения заготовок при их хо-