

плотность дислокаций, а, следовательно, и более высокую прочность сплава по сравнению с режимами 1 и 2.

Выводы. Применение термоциклической обработки позволяет эффективно улучшить микроструктуру эливарного сплава 44НХТЮ. Совершенствование структуры сплава при термоциклической обработке происходит вследствие термических напряжений, а также образования и растворения интерметаллидов. Плотность дислокаций после ВТЦО значительно выше, чем после закалки, что свидетельствует об увеличении прочности. Полученные результаты следует использовать для оптимизации режима закалки эливарного сплава 44НХТЮ.

УДК 669.18: 621.746. 047. 007

Ю.А.Самойлович

Научно-исследовательский институт металлургической теплотехники

ДИНАМИКА СТРУКТУРНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ДИФФЕРЕНЦИРОВАННОМ ТЕРМОУПРОЧНЕНИИ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ РЕЛЬСОВ

Исследования эксплуатационной стойкости железнодорожных рельсов выявили определенные преимущества рельсов, обладающих заданной неоднородностью механических свойств по сечению рельса: представляется желательной повышенная прочность (твердость) головки рельсов по сравнению с подошвой и шейкой при достаточно высоких показателях пластичности по всему сечению рельса. Заданная неоднородность механических свойств может быть обеспечена созданием различной структуры металла в отдельных элементах рельса – пластинчатого перлита в подошве и шейке, нижнего бейнита либо отпущенного мартенсита в головке рельса.

Формирование рельсов с различным типом структуры металла в отдельных элементах поперечного сечения требует использования новой технологии термической обработки – дифференцированного термоупрочнения рельсов (ДТУ). Судя по зарубежному опыту производства железнодорожных рельсов [1 – 3], использование технологии ДТУ позволяет повысить временное сопротивление рельсовой стали бейнитного класса до значений 1400 – 1450 МПа и твердости до НВ 400 – 410 при достаточно высоких показателях пластичности металла. Вместе с тем, при использовании традиционной для отечественных предприятий технологии объемной закалки в масле высокоуглеродистой рельсовой стали (0,72 – 0,82 % С) твердость металла обычно не превышает НВ 400, а временное сопротивление – значений $\sigma_B = 1200 – 1250$ МПа.

Настоящая работа посвящена анализу термонапряженного состояния железнодорожных рельсов из ста-

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Редькина Н.В., Скуднов В.А., Харитонов С.В. Деформация и разрушение материалов и наноматериалов: Тез. докл. IV Междунар. конф. – М.: ИМЕТ РАН, 2011. С. 389.
2. Федюкин В.К., Смагоринский М.Е. Термоциклическая обработка металлов и деталей машин. – Л.: Машиностроение, 1989. – 255 с.
3. Миркин Л.И. Рентгеноструктурный контроль машиностроительных материалов: Справочник. – М.: Машиностроение, 1979. – 135 с.

© 2012 г. Н.В. Редькина, С.В. Харитонов,
В.А. Скуднов
Поступила 27 марта 2012 г.

ли бейнитного класса при использовании дифференцированной (раздельной) закалки головки и подошвы рельсов.

Известно, что закалка среднеуглеродистой стали (0,3 – 0,4 % С) на нижний бейнит позволяет существенно повысить прочность металла при достаточно высоких показателях пластичности [4, 5]. В то же время структура пластинчатого перлита (сорбита закалки) обеспечивает достижение механических свойств (прочности, пластичности), достаточных для нормального функционирования подошвы и шейки рельсов.

Следует отметить, что способ упрочнения рельсов путем изотермической закалки на нижний бейнит был исследован российскими металлургами еще в 1965 – 1970 гг. [6, 7]. При этом исходную температуру рельсов поддерживали на уровне 850 – 900 °С, а изотермическая закалка обеспечивалась выдержкой рельсов в течение 30 – 45 мин в горячей среде (смеси щелочей NaNO_3 , KNO_3 с добавлением 0,7 % воды) в интервале температур 320 – 340 °С.

В качестве закалочной среды, помимо смеси щелочей, можно использовать водовоздушную смесь, охлаждающая способность которой регулируется изменением ряда параметров – концентрации воды и воздуха, их удельных расходов, степени дисперсности капель воды и рядом других. При этом поддержание необходимой температуры изотермической выдержки обеспечивается импульсным режимом расхода охлаждающей среды с использованием управляющей микроЭВМ, как необходимого элемента закалочного устройства [8 – 11].

В данной работе исследуется динамика термических и структурных напряжений в рельсах при изотермической закалке и предполагается, что закалочное устройство позволяет раздельно (дифференцированно) регулировать интенсивность охлаждения подошвы, шейки и головки рельсов.

В ходе расчетного анализа будем исходить из допущения о том, что необходимо обеспечить формирование структуры пластинчатого перлита для подошвы и шейки рельса, а также структуры нижнего бейнита в головке рельса.

Согласно исследованиям [12 – 14] перлитное превращение углеродистой стали характеризуется наличием интервала экстремальных температур (550 – 580 °С), в котором аустенит обладает минимальной устойчивостью: индукционный период не превышает 5 – 10 с, а само превращение аустенита в перлит протекает в течение 15 – 20 с.

Контрастом высокой скорости превращения $A \rightarrow P$ является замедленное превращение аустенита в нижний бейнит вследствие протекания диффузионных процессов перераспределения углерода в твердой структуре металла.

Согласно исследованиям Коган–Энтина [15, 16] бейнитное превращение в стали 37ХГС (0,37 % С, 1,34 % Si, 1,06 % Mn и 1,86 % Cr) обладает следующими особенностями:

- длительность индукционного периода составляет 40 – 45 мин, продолжительность самого превращения $A \rightarrow B$ составляет 45 – 50 мин;
- превращение аустенита в нижний бейнит никогда не проходит до конца, при этом количество превращенного аустенита по окончании процесса превращения составляет 40 % при $T = 400$ °С и 73 % при $T = 350$ °С.

Точных показателей кинетики бейнитного превращения для зарубежных марок стали бейнитного класса не обнаружено. Можно предположить, что для таких марок стали соблюдаются подмеченные выше особенности кинетики бейнитного превращения стали 37ХГС.

Учитывая закономерности перлитного и бейнитного превращений в рельсовой стали, разделим общую длительность упрочняющей термообработки рельсов на четыре периода:

- период 1 – охлаждение рельса от начальной температуры (810 – 820 °С) до температуры перлитного превращения;
- период 2 – превращение аустенита в перлит в подошве рельса при температуре 580 °С (853 К);
- период 3 – превращение аустенита в нижний бейнит в головке рельса при температуре 350 °С (623 К);
- период 4 – остывание рельса с температуры бейнитного превращения до цеховой температуры (300 К).

Анализ термонапряженного состояния рельсов при упрочняющей термообработке выполняется с использованием расчетной методики, изложенной в работах [17, 18]. По сравнению с этими работами при постановке задачи теплопроводности для охлаждаемых рельсов учитываются особенности дифференцированного термоупрочнения рельсов.

Определение поля температур в закаливаемых рельсах состоит в численном решении уравнения

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda \text{grad} T) + Q(x, y, z, t) \quad (1)$$

с учетом начального условия $T(t_0) = T_i$ при $t = 0$, а также граничных условий на поверхности рельса:

$$\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial n} \right|_{\text{пов}} = \alpha_k (T_{\text{пов}} - T_s) + \sigma_b (T_{\text{пов}}^4 - T_s^4), \quad (2)$$

где T – температура, t – время, λ , ρ , C – коэффициенты теплопроводности, массовой плотности и удельной теплоемкости металла, Q – объемная плотность источника тепла, сопровождающего протекание фазовых превращений, σ_b – коэффициент теплообмена излучением, α_k – коэффициент конвективной теплопередачи на поверхности рельса, T_s – температура охлаждающей среды, $T_{\text{пов}}$ – температура охлаждаемой поверхности рельса, n – нормаль к его поверхности.

Плотность источника тепла фазового превращения имеет вид $Q = \rho L \frac{\partial \Psi}{\partial t}$, где $\Psi = \Psi(x, y, t)$ – доля превращенного аустенита, L – удельная теплота фазовых переходов.

Определение деформаций и напряжений в сечении рельса, подвергаемого процессу закалки, осуществляется с учетом следующих условий:

- в процессе закалки металл деформируется под воздействием двух факторов – неравномерности поля температур по сечению рельса и различий степени превращения аустенита на отдельных участках рельса, приводящих к соответствующим различиям объемных изменений металла;
- динамика превращений аустенита определяется видом кинетической диаграммы превращений для изучаемого сплава и локальной скоростью охлаждения в различных точках сечения рельса, при этом принимается во внимание возможность образования лишь двух продуктов превращения – перлита и нижнего бейнита;
- механические характеристики металла – модуль упругости и предел текучести существенно изменяются в интервале температур, соответствующем процессу закалки стали (300 – 1100 К), что необходимо учитывать при определении напряжений и деформаций в остывающих рельсах.

Для описания нестационарного термонапряженного состояния рельсов при термической обработке используется стандартная система переменных – компонент тензора напряжений ($\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$), деформаций ($\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$) и перемещений (U, V, Ω), где перемещения и деформации связаны между собой соотношениями теории малых упруго-пластических деформаций:

$$\rho \frac{\partial^2 \bar{U}}{\partial t^2} - \nabla (c_m \nabla \bar{U}) = \bar{K}, \quad (3)$$

где $\bar{U}(U, V, \Omega)$ – вектор перемещений, \bar{K} – вектор внешних сил, приложенных к изделию, $C_m = C_m(G, \mu)$ – функция упругих свойств материала, где модуль сдвига равен $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$, а коэффициент μ связан с модулем упругости материала (E) и числом Пуассона (ν) соотношением

$$\mu = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}.$$

Следующий шаг решения состоит в определении компонент тензора деформаций ($\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$) с использованием известных соотношений теории малых упруго-пластических деформаций [19]:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial U}{\partial x}, \varepsilon_y = \frac{\partial V}{\partial y}, \varepsilon_z = \frac{\partial \Omega}{\partial z} \quad (4)$$

с учетом определенных ранее главных компонент вектора перемещений (U, V, Ω).

Зная поле температур и деформаций металла, можно вычислить основные компоненты тензора напряжений, используя соотношения

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \mu e + 2G\varepsilon_x - (3\mu + 2G)\alpha\delta T; \\ \sigma_y &= \mu e + 2G\varepsilon_y - (3\mu + 2G)\alpha\delta T; \\ \sigma_z &= \mu e + 2G\varepsilon_z - (3\mu + 2G)\alpha\delta T, \end{aligned} \quad (5)$$

где $e = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z$, $\delta T = T(x, y, z, t) - T_0$, α – коэффициент линейного расширения металла, $T_0 = T_n$ – начальная температура рельса.

Простейший способ учета объемных изменений металла при протекании фазовых превращений основан на использовании следующих предположений:

- коэффициент α в формулах (5) заменяется некоторым эффективным коэффициентом линейного расширения β ,
- расчет коэффициента β осуществляется при допущении об аддитивности воздействия различных фазовых превращений при распаде аустенита, когда в качестве продуктов распада возможно образование перлита и бейнита.

В частности, для превращения аустенита в перлит коэффициент β рассчитывается по формулам:

$$\beta = \beta_A + \beta_P; \quad \beta_P = P(t)\beta_P^m; \quad \beta_A = \beta_A^m[1 - P(t)], \quad (6)$$

где $\beta_A^m = 2,08 \cdot 10^{-5}$, $\beta_P^m = -1,52 \cdot 10^{-5}$ (1/К) – эффективные коэффициенты линейного расширения аустенита и перлита, $P(t)$ – относительное количество перлита, рассчитанное по формуле Колмогорова – Авраами-Мейла:

$$P(t) = P_0 \{1 - \exp[-k_p(t - t_p)^3]\}, \quad (7)$$

где P_0 – предельное количество превращенного аустенита, t_p – длительность инкубационного периода для превращения $A \rightarrow P$, k_p – кинетический коэффициент.

На рис. 1 представлено изменение во времени количества перлита, образующегося в ходе превращения $A \rightarrow P$ в соответствии с данными исследований [12, 13].

При расчетах бейнитного превращения аустенита в головке рельса используются соотношения, аналогичные формулам (6):

$$\beta = \beta_A + \beta_B; \quad \beta_B = B(t)\beta_B^m; \quad \beta_A = \beta_A^m[1 - B(t)], \quad (8)$$

где $\beta_B^m = -1,8 \cdot 10^{-5}$ (1/К), а относительное количество возникающего в ходе превращения нижнего бейнита рассчитывается по формуле, предложенной в работе [20]:

$$B(t) = B_0 \{1 - \exp[-k_B(t - t_B)^n]\}, \quad (9)$$

где показатель n согласно экспериментальным данным равен около 4,8, а кинетический коэффициент k_B зависит от температуры превращения. В частности, для температуры превращения $T = 350$ °С, $k_B = 1,75 \cdot 10^{-15}$.

На рис. 2 представлено изменение во времени количества нижнего бейнита, образующегося в ходе превращения аустенита в нижний бейнит для двух значений температуры превращения. При этом учитывается эф-

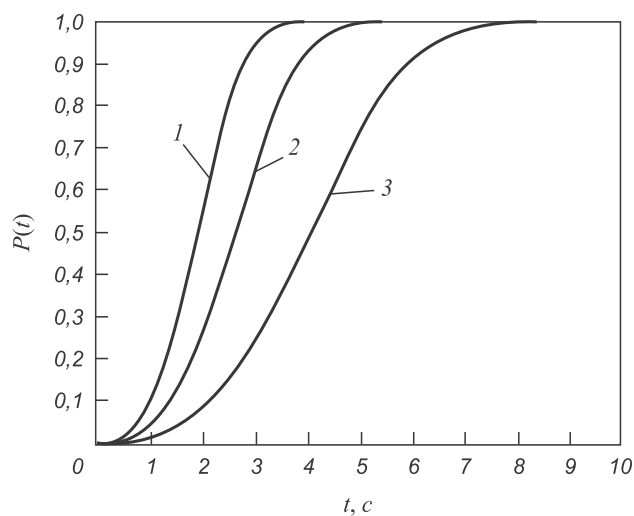


Рис. 1. Динамика изменения во времени количества перлита в ходе превращения $A \rightarrow P$ при температурах, °С:
1 – 585; 2 – 470; 3 – 450

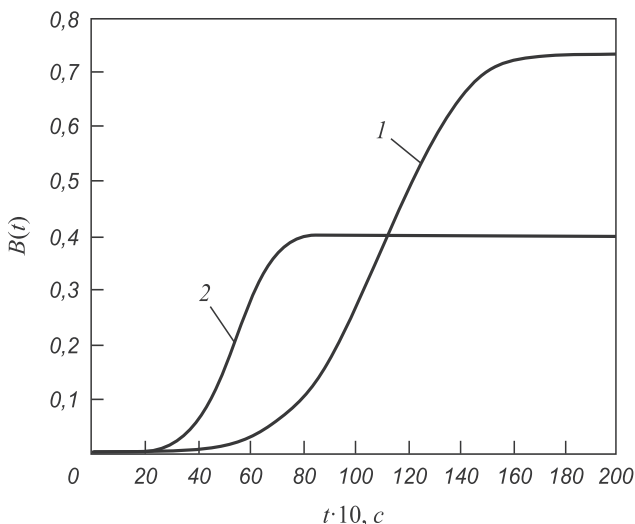


Рис. 2. Динамика изменения во времени количества нижнего бейнита в ходе превращения $A \rightarrow B$ для температур, °C:
1 – 350; 2 – 400

факт самоторможения реакции бейнитного превращения [15], в результате чего конечное количество образующегося нижнего бейнита зависит от температуры превращения. Учитывая существенное различие значений индукционного периода для перлитного и бейнитного превращений, избираем следующую схему термообработки рельса: вначале подошва рельса подвергается охлаждению при экстремальной температуре (580 °C) для формирования перлитной структуры в подошве и части шейки, затем температура закалочной среды снижается до 350 °C и головка рельса выдерживается при этой температуре для формирования нижнего бейнита в головке рельса.

Соответственно, режим термообработки рельса разделяется на следующие стадии:

- охлаждение рельса от исходной температуры аустенизации (810 – 830 °C) до экстремальной температуры перлитного превращения;
- изотермическая выдержка подошвы рельса при температуре 580 °C при термической изоляции головки рельса (для предотвращения протекания реакции превращения $A \rightarrow P$ в металле головки);
- снижение температуры металла с 580 °C до температуры бейнитного превращения (350 °C);
- изотермическая выдержка рельса при температуре 350 °C для формирования структуры нижнего бейнита в металле головки;
- охлаждение рельса до цеховой температуры (30 – 40 °C).

По изложенной выше методике проведена серия расчетов по определению поля температур и напряжений в поперечном сечении рельса типа Р65 с учетом объемных изменений металла в связи с протеканием реакций превращения аустенита в перлит (для подошвы рельса) и в нижний бейнит (для головки рельса).

Поле температур рельса определено путем численного решения уравнения теплопроводности при задании следующих физических параметров рельсовой стали: $\rho = 7500 \text{ кг/м}^3$, $\lambda = 30 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$, $C = 628 \text{ Дж/кг}\cdot\text{К}$, $L = 18,4 \text{ кал/г}$. Режим охлаждения рельса характеризуется заданием коэффициентов теплоотдачи $\sigma_b = 4 \cdot 10^{-8} \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}^4)$, $\alpha_k = 400 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}$.

Задание коэффициента теплоотдачи на поверхности рельса определяется выбором закалочной среды и скоростью ее движения в непосредственной близости от поверхности рельса.

В данной работе рассматривается случай закалки рельсов в ваннах, заполненных расплавленной солью, либо смесью щелочей по примеру исследований [6, 7]. Возможности использования расплавленных солей и смеси щелочных растворов при ступенчатой и изотермической закалке стальных изделий обсуждаются в монографии В. Люты [21].

Эксперименты Прокошкина-Грязнова [22, 23] подтвердили возможность значительного упрочнения стали типа 30ХГСА, близкой по составу к применяемым рельсовым сталям, при ступенчатой закалке в смеси расплавленных солей (KNO_3 , NaNO_3) при температурах 250 – 300 °C. Результаты обстоятельного исследования физических свойств расплавленных солей и условий теплообмена стальных изделий при закалке в расплавленных солях представлены в работе Д.Я. Вишнякова [24]. Показано, в частности, что для условий теплообмена в азотнокислых и хлористых солях при температуре 350 °C значения коэффициентов теплоотдачи изменяются в пределах 350 – 450 Вт/м²·К [24], что послужило основанием для выбора указанного выше значения $\alpha_k = 400 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}$.

Результаты расчетов представлены ниже в виде графиков изменения во времени температур металла и продольных напряжений в контрольных точках поперечного сечения рельса, указанных на рис. 3.

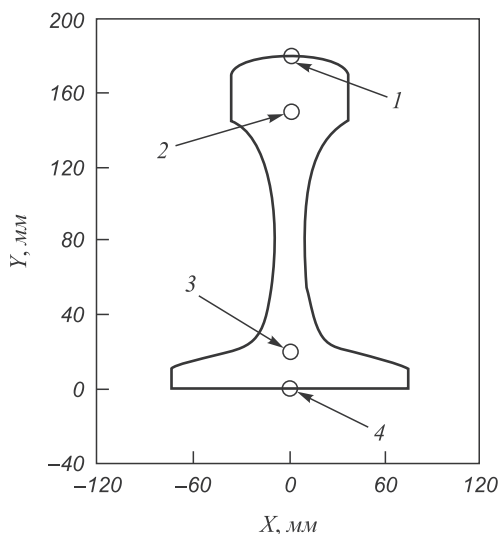


Рис. 3. Схема расположения контрольных точек в поперечном сечении рельса типа Р65

Первая серия расчетов выполнена для анализа условий формирования пластинчатого перлита в подошве рельса. Согласно приведенной выше классификации технологических операций термической обработки рельса перлитному превращению соответствует стадия № 2, длительность которой выбирается из условия достижения металлом подошвы температур, близких к экстремальной температуре перлитного превращения (580 °С).

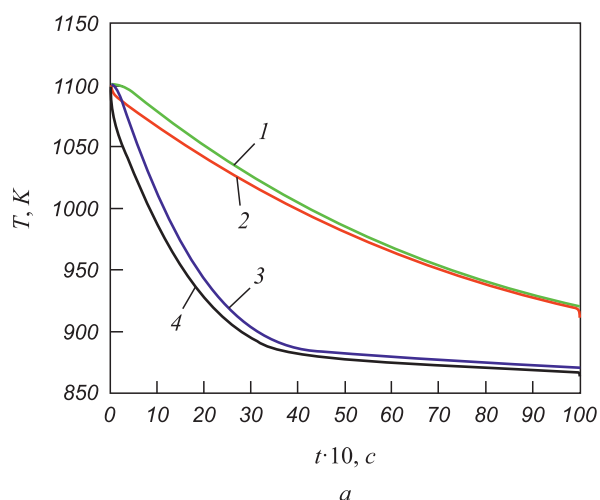
Расчетный анализ показал, что подошва рельса типа Р65 обладает значительной тепловой инерцией. На рис. 4 представлено изменение температур и продольных напряжений в контрольных точках рельса для начальной стадии охлаждения, когда температура закалочной среды поддерживается на уровне $T_s = 853$ К (580 °С).

Согласно кривым 3 и 4 на рис. 4, а, для достижения подошвой рельса температур, близких к экстремальной, требуется не менее 980 – 1000 с, после чего можно ожидать достаточно быстрого (в течение 15 – 20 с) протекания реакции перлитного превращения в подошве рельса.

Отметим, что для головки рельса, изолированной от закалочной среды в течение указанного отрезка времени (1000 с), температура не опускается ниже 920 К, что обеспечивает устойчивость аустенита для металла головки рельса.

Анализ термонапряженного состояния рельса при соблюдении двух, следующих друг за другом технологических операций – формирования перлитной структуры в подошве и структуры нижнего бейнита в головке рельса выполнен при задании ступенчатого графика изменения во времени температуры закалочной среды:

$$T_s = \begin{cases} 853\text{K} & \text{при } t = 0 \div t_1 \\ 623\text{K} & \text{при } t = t_1 \div t_2 \\ 323\text{K} & \text{при } t = t_2 \div t_3 \end{cases},$$



где границы участков шкалы времени приняты равными: $t_1 = 1000$ с, $t_2 = 6000$ с, $t_3 = 8000$ с.

Режим охлаждения головки рельса характеризуется следующими значениями коэффициента конвективной теплоотдачи: $\alpha_k = 0$ при $t = 0 \div t_1$, $\alpha_k = 400$ Вт/м²·К при $t \geq t_1 \div t_3$.

Предполагается, что превращение аустенита в нижний бейнит начинается с момента достижения металлом головки рельса температуры $T_B = 623$ К и продолжается в течение 5000 с, включающих индукционный период и собственно превращение $A \rightarrow B$. Кинетика бейнитного превращения определяется формулой (9) при использовании параметров $B_0 = 0,6$, $t_B = 2500$ с, где значения B_0 и t_B выбраны с учетом результатов исследования бейнитного превращения в стали 37ХГС, близкой по составу к рельсовой стали бейнитного класса.

Влияние бейнитного превращения аустенита в металле головки на характер напряжений в контрольных точках поперечного рельса показано на рис. 5 и 6.

Расчеты позволяют сделать заключение о том, что возникновение участка бейнитной структуры вблизи от поверхности катания приводит к существенному снижению наиболее опасных растягивающих напряжений в головке рельса.

На рис. 5 представлено изменение во времени продольных напряжений и количества нижнего бейнита в верхней части головки рельса. Видно, что по мере увеличения количества возникающего в головке бейнита синхронно снижаются напряжения в точках головки рельса, расположенных на расстоянии 0,15 и 30 мм от поверхности катания. При этом в точках 1 и 2 (на поверхности катания и на расстоянии 15 мм от нее) напряжения при значениях времени $t \geq 3000$ с из растягивающих постепенно превращаются в сжимающие, не превышающие 100 МПа по абсолютной величине.

На рис. 6 показано изменение температуры и продольных напряжений в трех наиболее представитель-

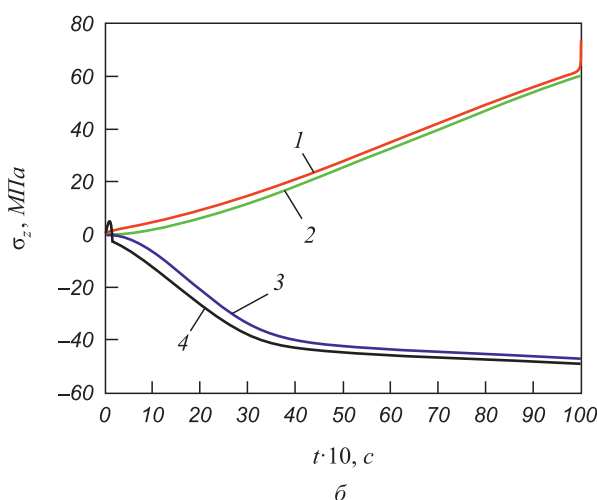


Рис. 4. Изменение во времени температур (а) и продольных напряжений (б) в контрольных точках сечения рельса в начальной стадии закалки на пластинчатый перлит

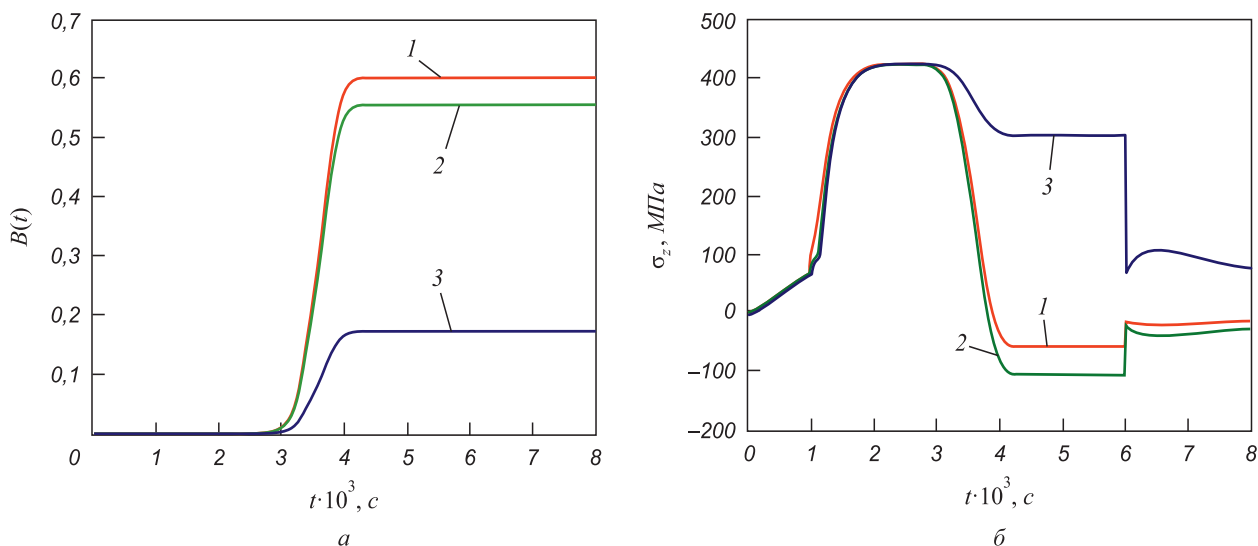


Рис. 5. Изменение во времени содержания нижнего бейнита (а) и продольных напряжений (б) на различном расстоянии Y от подошвы рельса, мм:
1 – 180; 2 – 165; 3 – 150

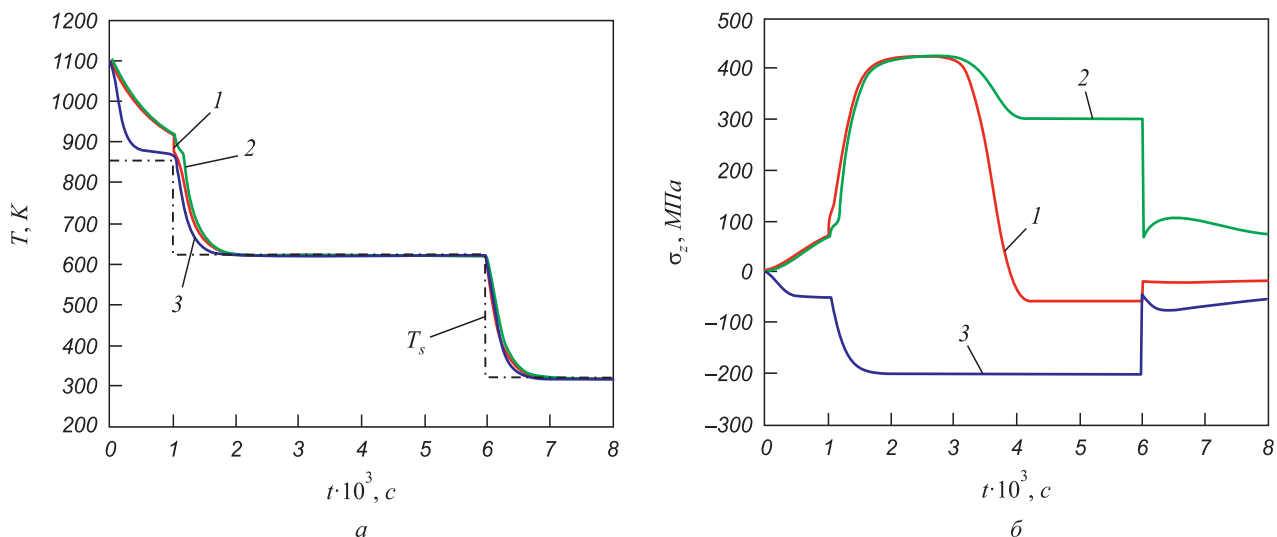


Рис. 6. Изменение во времени температур (а) и продольных напряжений (б) в контрольных точках сечения рельса при ступенчатой закалке на пластинчатый перлит в подошве и на нижний бейнит в головке рельса (координаты контрольных точек, см. рис. 3)

ных точках поперечного сечения рельса, указанных на рис. 3.

Расчеты свидетельствуют о том, что протекание реакции превращения аустенита в нижний бейнит приводит к радикальному снижению остаточных напряжений в поперечном сечении рельса, не превышающих после полного остывания рельса значений ± 100 МПа.

В соответствии с общепринятой технологией термическая обработка рельсов завершается их холодной правкой, обеспечивающей достижение необходимой прямолинейности рельсов перед укладкой в железнодорожные пути. Холодная правка позволяет радикально уменьшить степень коробления рельсов, возникающего в процессе термической обработки, однако сопровождается наведением в рельсах дополнительных остаточных напряжений, снижающих их эксплуатационную стой-

кость. Как показали исследования [25], степень коробления рельсов однозначно связана с остаточными напряжениями, возникающими при термической обработке. Чем выше уровень остаточных напряжений при термической обработке, тем больше степень коробления рельсов и тем выше уровень дополнительных остаточных напряжений, возникающих при холодной правке рельсов. Эксперименты показали, что существует некоторый уровень минимальных остаточных напряжений, вызванных термической обработкой, при котором удается существенно сократить неблагоприятные последствия холодной правки рельсов. В работе [25] отмечено, что снижение уровня остаточных растягивающих напряжений (продольных напряжений на поверхности головки рельсов) до уровня 100 – 110 МПа позволяет рассчитывать на полную безопасность эксплуатации таких рельсов.

Согласно расчетам, результаты которых представлены выше, изотермическая закалка на нижний бейнит позволяет снизить уровень остаточных напряжений в рельсах до значений ± 100 МПа, при которых можно рассчитывать на снижение степени коробления и повышение эксплуатационной стойкости рельсов.

Выводы. Расчетный анализ термонапряженного состояния рельсов при дифференцированной (ступенчатой) закалке показал, что при задании режима охлаждения рельса, учитывающего кинетические закономерности перлитного и бейнитного превращений, изотермическая закалка головки рельсов на нижний бейнит позволяет снизить уровень остаточных напряжений до значений ± 100 МПа, которые обеспечивают благоприятные условия последующей эксплуатации рельсов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Боер Х.-Д., Датта С., Кайзер Г.-Ю // Черные металлы. 1995. № 2. С. 29 – 36.
2. Дэвис Д. // Железные дороги мира. 1999. № 11. С. 63 – 65.
3. Керн Ф. // Железные дороги мира. 2000. № 8. С. 67 – 70.
4. Певзнер Л.М. // Журнал технической физики, 1949. Т. 19. Вып. 4. С. 481 – 491.
5. Певзнер Л.М. Структура и свойства стали при закалке в горячие среды. // Металловедение и термическая обработка. – М.: Машгиз, 1955. С. 74 – 107.
6. Приданцев М.В., Казарновский Д.С., Данилов В.И. и др. // Сталь. 1965. № 4. С. 358 – 361.
7. Казарновский Д.С., Приданцев М.В., Бабич А.П. и др. // Сталь. 1970. № 5. С. 465 – 468.
8. Archambault P., Moreaus F. // Metal progress. 1984. Vol. 126. P. 67 – 72.
9. Моро Ф., Аршамбол П. // Промышленная теплотехника. 1989. Т. 11. № 3. С. 48 – 55.
10. Антонишин Н.В., Геллер М.А., Желудкевич М.С. // Металловедение и термическая обработка металлов. 1989. № 3. С. 7 – 9.
11. Геллер М.А., Желудкевич М.С., Кобаско Н.И. // Металловедение и термическая обработка металлов. 1991. № 4. С. 34 – 35.
12. Стрегулин А.И., Штейнберг С.С. Влияние углерода на кинетику изотермического распада аустенита в углеродистых сталях. // Тр. УФАН. 1937. Вып. 9. С. 45 – 64.
13. Wever F., Hansel H. // Mitt. K.-With.-Inst., Eisenforschg. 1937. Bd. 19. P. 47 – 56.
14. Гудремон Э. Специальные стали. Т. 1. – М.: Metallurgizdat, 1959. – 952 с.
15. Коган Л.И., Энтин Р.И. Превращение аустенита в средней области. // Проблемы металловедения и физики металлов. Вып. 5. – М.: Metallurgizdat, 1958. С. 161 – 209.
16. Энтин Р.И. Превращения аустенита в стали. – М.: Metallurgizdat, 1960. – 252 с.
17. Самойлович Ю.А. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2011. № 5. С. 39 – 44.
18. Самойлович Ю.А. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2011. № 11. С. 20 – 27.
19. Ильюшин А.А. Пластичность. Ч. 1. Упруго – пластические деформации. – М. – Л.: Гостехиздат, 1948. – 376 с.
20. Umamoto M., Horiuchi K., Tamura I. // Trans. of ISIJ. 1982. Vol. 22. P. 854 – 861.
21. Люты В. Закалочные среды. Справочник / Пер. с польского – Челябинск: Металлургия, 1990. – 192 с.
22. Прокошкин Д.А., Грязнов И.М. Ступенчатая закалка стали хромансиль. // Металловедение и термическая обработка. Тр. Московского института стали. 1939. Вып. 13. С. 256 – 270.
23. Прокошкин Д.А. Ступенчатая закалка стали. // Термическая обработка металлов. – М.: Машгиз, 1956. С. 3 – 12.
24. Вишняков Д.Я. Свойства расплавленных солей, применяемых в ваннах печах. // Структура и свойства стали. Тр. Московского института стали. 1949. Вып. 27. С. 126 – 175.
25. Термически упрочненные рельсы. / А.Ф. Золотарский, Я.Р. Раузин, Е.А. Шур и др. – М.: Транспорт, 1976. – 264 с.

© 2012 г. Ю.А.Самойлович
Поступила 2 февраля 2012 г.