

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ В ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОМ РЕЛЬСЕ ИЗ БЕЙНИТНОЙ СТАЛИ ПРИ УСКОРЕННОЙ НОРМАЛИЗАЦИИ

А.М. Покровский

pokrovsky@bmstu.ru

Ю.В. Воронов

justus_forever@mail.ru

Пья Пьо Аунг

pyaephyo88@mail.ru

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Российская Федерация

Аннотация

Создана математическая модель температурно-структурного и напряженного состояний железнодорожного рельса из бейнитной стали в процессе ускоренной нормализации. Приведены результаты расчета температур, структур и напряжений в железнодорожном рельсе для различных моментов нормализации. Выявлено, что при ускоренной нормализации рельса из стали бейнитного класса практически по всему сечению получается перлитно-бейнитная структура, содержащая 90...98 % бейнита. Использование для изготовления рельсов сталей бейнитного класса и ускоренной нормализации в качестве термической обработки взамен традиционной закалки в масло позволило существенно снизить уровень остаточных напряжений. Показана целесообразность применения численных методов, поскольку экспериментальные методы не позволяют определить временные напряжения. Разработанные программные средства могут быть использованы для рационализации режимов термической обработки железнодорожных рельсов

Ключевые слова

Железнодорожные рельсы, ускоренная нормализация, задача теплопроводности, термические остаточные напряжения

Поступила в редакцию 14.03.2017

© МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2017

Введение. Увеличение скорости движения пассажирских поездов до 250 км/ч, строительство высокоскоростных магистралей для движения со скоростями до 400 км/ч, увеличение доли тяжеловесных составов — все это приводит к необходимости внедрения в эксплуатацию на железных дорогах РФ рельсов нового поколения, отвечающих современным требованиям по прочности и износостойкости. Для придания требуемых эксплуатационных свойств рельсы подвергают термической обработке. При этом важно выбрать рациональные режимы термообработки, которые, с одной стороны, приводили бы к формированию требуемой структуры, а с другой, не вызывали высокого уровня остаточных термических напряжений. Традиционно в качестве термической обработки железнодорожных рельсов тяжелого типа применяется объемная закалка в масло [1]. Однако жесткие режимы теплоотвода при этом приводят к формированию остаточных

напряжений, которые могут служить причиной преждевременного выхода рельсов из строя ввиду возникновения и роста трещиноподобных дефектов при эксплуатации. В настоящее время получает распространение новый тип высокопрочных рельсов повышенной эксплуатационной надежности из бейнитных сталей [2]. Добиться структуры нижнего бейнита в головке рельса из таких сталей можно при более мягких режимах термообработки. Цель настоящей работы — разработка численных методов компьютерного моделирования, позволяющих отслеживать температурно-структурное и напряженное состояния рельса из бейнитной стали в течение всего процесса термической обработки.

По численному определению термических напряжений имеется значительное число работ. Однако в настоящее время решение задачи вследствие своей сложности не может считаться до конца исследованным. Большинство авторов существенно упрощают постановку задачи. В частности, в работах [3, 4], посвященных расчету остаточных напряжений при термообработке рельсов, решение строится на основе деформационной теории пластичности, не учитывающей историю нагружения. В действительности сложные режимы термонагружения при термической обработке предполагают разгрузку материала и в расчете должна использоваться теория пластичности, учитывающая это явление, что и сделано в настоящей работе. Кроме того, в указанной литературе не учтено, что в процессе структурного превращения за счет формирования другой менее плотноупакованной кристаллической решетки значение коэффициента линейного расширения может быть отрицательным.

Методика решения связанной задачи термоупругопластичности для среды с нестационарной структурой. В настоящей работе в основу расчета было положено решение задачи термоупругопластичности для среды с нестационарной структурой [5], которую можно разбить на три задачи: теплопроводность, моделирование структурного состава и расчет напряжений. Поскольку температурные поля определяют кинетику структурных превращений и формирования термических напряжений, а теплофизические и физико-механические свойства зависят от температуры и структуры, все три задачи оказываются взаимосвязанными и решаются совместно. В расчете используется шаговый метод, при котором на каждом шаге по времени последовательно решают указанные задачи.

Объектом исследования был выбран железнодорожный рельс тяжелого типа Р65 [2] длиной 25 м, изготовленный из бейнитной стали Э2, имеющей следующий химический состав [1] (%): С — 0,32; Mn — 1,48; Si — 1,21; Cr — 1,0; S — 0,05; P — 0,017; Ni — 0,012; Mo — 0,2; V — 0,13; Al — 0,01; остальное — Fe. Основные размеры поперечного сечения рельса

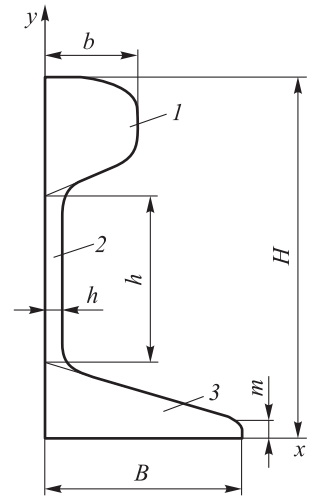


Рис. 1. Поперечное сечение рельса: 1 — головка; 2 — шейка; 3 — подшова

приведены на схеме (рис. 1): высота рельса $H = 180$ мм и шейки $h = 105$ мм; полуширина головки и подошвы 37,5 и 75 мм; полутолщина шейки 9 мм; высота пера подошвы 11,2 мм.

В основу задач теплопроводности и расчета напряжений положен метод конечных элементов (МКЭ). Причем поскольку длина рельса во много раз превышает размеры поперечного сечения, указанные задачи решали в плоской двумерной постановке.

Для изотропного тела задача нелинейной нестационарной теплопроводности описывается следующим дифференциальным уравнением [6]:

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + q_V, \quad (1)$$

где c — теплоемкость; ρ — плотность; $T(x, y, \tau)$ — температура; x, y — координаты; τ — время; λ — коэффициент теплопроводности; q_V — мощность удельных источников энерговыделения.

Для описания условий теплообмена использованы граничные условия третьего рода [6]:

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_n = h [T_c(\tau) - T_n(\tau)], \quad (2)$$

где n — нормаль к поверхности; h — суммарный коэффициент теплоотдачи, учитывающий теплообмен конвекцией и излучением; T_c и T_n — температура окружающей среды и поверхности. Индекс «п» относится к значениям на поверхности.

Краевая задача (1)–(2) проинтегрирована при начальном условии

$$T(x, y, 0) = T_0, \quad (3)$$

где T_0 — начальная температура.

Решение задачи теплопроводности с использованием МКЭ сводится к минимизации функционала, описывающего краевую задачу (1)–(3). Для ансамбля конечных элементов это приводит к следующему матричному уравнению [7]:

$$[C] \frac{\partial \{T\}}{\partial \tau} + [K] \{T\} = \{F\}, \quad (4)$$

где $[C]$, $[K]$ — глобальные матрицы теплоемкости и теплопроводности; $\{T\}$ — вектор-столбец температур в узлах конечно-элементной сетки; $\{F\}$ — вектор-столбец тепловой нагрузки в узлах.

Для аппроксимации производной по времени в уравнении (4) применяли безусловно устойчивую конечно-разностную схему Кранка — Никольсона. В расчетах использовали треугольный осесимметричный симплекс-элемент, а для вычисления матриц теплоемкости, теплопроводности и вектора узловой нагрузки — формулы, приведенные в работе [5].

Моделирование структурного состава стали проводили на основании информации, снятой с изотермической диаграммы (ИТД) превращений переохлажденного аустенита. В расчете использовали ИТД стали 30ХГС [8], близкой по химическому составу к бейнитной стали Э2. Эта сталь претерпевает при охлаждении три вида превращений аустенита — перлитное, бейнитное и мартенситное. В процессе численного моделирования на каждом шаге по времени в каждом конечном элементе вычислялся вектор удельных долей аустенита, перлита, бейнита и мартенсита соответственно — $\{V\} = \{V_a, V_p, V_b, V_m\}$.

Для описания изотермического распада аустенита в перлит и бейнит использовали уравнение Колмогорова — Авраами — Мейла [9]

$$V_{п(б)}(\tau) = 1 - \exp(-K_{п(б)} \tau^{n_{п(б)}}), \tag{5}$$

где $V_{п(б)}$ — удельная доля перлита (бейнита); $K_{п(б)}, n_{п(б)}$ — зависящие от температуры эмпирические коэффициенты, определяемые по изотермической диаграмме (ИТД) превращений переохлажденного аустенита, соответственно для перлитной и бейнитной областей.

Зная из ИТД стали для каждой температуры время начала τ_n и конца τ_k перлитного и бейнитного превращений, коэффициенты $K_{п(б)}$ и $n_{п(б)}$, зависящие от температуры, можно определить по формулам [5]:

$$n_{п(б)}(T) = 2,66 / \lg \frac{\tau_k^{п(б)}}{\tau_n^{п(б)}}; \quad K_{п(б)}(T) = 0,0100 \tau_n^{n_{п(б)}}.$$

Согласно методу наименьших квадратов [8], изотермические диаграммы стали 30ХГС для перлитной и бейнитной областей описывали следующими выражениями:

$$\lg \tau_n^п = 8,61 \cdot 10^{-7} (T - 640)^{3,32} + 1,21;$$

$$\lg \tau_k^п = 1,35 \cdot 10^{-6} (T - 640)^{3,38} + 1,92 \quad \text{при } 550^\circ\text{C} \leq t \leq 720^\circ\text{C};$$

$$\lg \tau_n^б = 6,39 \cdot 10^{-4} (T - 360)^{1,64} + 1,07;$$

$$\lg \tau_k^б = 8,67 \cdot 10^{-7} (T - 280)^{2,78} + 2,81 \quad \text{при } 320^\circ\text{C} \leq t \leq 510^\circ\text{C}.$$

Для перехода к неизотермической кинетике превращения применена теория изокинетических реакций [9], согласно которой удельную долю перлита (бейнита) на n -м шаге по времени определяют по уравнению (5) для времени $\tau_n + \Delta\tau_n$, где τ_n — время, необходимое для достижения накопленной к моменту τ_{n-1} степени превращения $V_{п(б)}^{n-1}$ при температуре T_n . Тогда объемная доля перлита (бейнита) на n -м шаге [5] определяется как

$$V_{п(б)}(\tau_n) = \left(1 - \exp \left\{ -K_{п(б)}(T_n) \left[\left(-\frac{\ln(1 - V_{п(б)}^{n-1})}{K_{п(б)}(T_n)} \right)^{1/n(T_n)} + \Delta\tau_n \right]^{n_{п(б)}(T_n)} \right\} \right) V_a^п,$$

где V_a^{II} — удельная доля аустенита после прохождения перлитной зоны. Для перлитной области $V_a^{\text{II}} = 1$.

Мартенситное превращение относится к атермическим превращениям, степень распада которых определяется только температурой и не зависит от времени [9], поэтому в расчете удельной доли мартенсита использована чисто температурная эмпирическая зависимость [5].

Расчет напряжений проведен посредством решения задачи термоупруго-пластичности для материала с нестационарной структурой [5]. В основу решения положен шаговый метод дополнительных (начальных) деформаций. В этом случае приращение тензора полной деформации

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \Delta \varepsilon_{ij}^e + \Delta \varepsilon_{ij}^p + \delta_{ij} \Delta \varepsilon_T,$$

где $\Delta \varepsilon_{ij}^e$ и $\Delta \varepsilon_{ij}^p$ — приращение упругой и пластической деформации; δ_{ij} — символ Кронекера; $\Delta \varepsilon_T$ — приращение свободной деформации, учитывающей температурные и структурные изменения объема.

При определении приращений пластических деформаций принималось существование пластического потенциала, который для неизотермической теории течения в случае нестационарного структурного состава и использования критерия пластичности Хубера — Мизеса можно представить в следующем виде [5]:

$$F_p = (3 / 2 S_{ij} S_{ij})^{1/2} - f_T(q_p, T, \{V\}) = 0,$$

где S_{ij} — девиатор напряжений; $q_p = \int d\bar{\varepsilon}_i^p$ — параметр Удквиста при пластичности ($d\bar{\varepsilon}_i^p$ — интенсивность приращений пластических деформаций).

Приращения пластической деформации можно рассчитать, имея кривую растяжения и приращение интенсивности напряжений $d\sigma_i$ для каждого конечного элемента на данном шаге по времени [5]:

$$d\varepsilon_{ij}^p = 3 / 2 (1 / E_k - 1 / E) \left(d\sigma_i - \frac{\partial f_T}{\partial Q} dQ \right) \frac{S_{ij}}{\sigma_i},$$

где $E_k = \partial f_T / \partial \varepsilon_p$ — касательный модуль; Q — параметр, характеризующий температурно-структурное состояние стали; f_T — функция, которую можно получить из кривых растяжения, представив их в виде уравнения $\sigma = f_T(\varepsilon_p, Q)$.

Используя модель упругопластической среды со степенным упрочнением для описания кривых растяжения отдельных фаз, кривую растяжения гетерогенной структуры можно представить на основании правила смеси в виде

$$\sigma = E\varepsilon \text{ при } \varepsilon \leq \varepsilon_T = (\sigma_{\text{та}} V_a + \sigma_{\text{тп}} V_{\text{II}} + \sigma_{\text{тб}} V_6 + \sigma_{\text{тм}} V_{\text{M}}) / E;$$

$$\sigma = \sigma_{\text{та}} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{\text{та}}} \right)^{m_a} V_a + \sigma_{\text{тп}} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{\text{тп}}} \right)^{m_{\text{II}}} V_{\text{II}} + \sigma_{\text{тб}} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{\text{тб}}} \right)^{m_6} V_6 + \sigma_{\text{тм}} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{\text{тм}}} \right)^{m_{\text{M}}} \text{ при } \varepsilon > \varepsilon_T,$$

$$\varepsilon_{\text{та}} = \sigma_{\text{та}} / E, \quad \varepsilon_{\text{тп}} = \sigma_{\text{тп}} / E, \quad \varepsilon_{\text{тб}} = \sigma_{\text{тб}} / E, \quad \varepsilon_{\text{тм}} = \sigma_{\text{тм}} / E,$$

где σ — напряжение; E — модуль упругости; ε — деформация; $\sigma_{\text{та}}$, $\sigma_{\text{тп}}$, $\sigma_{\text{тб}}$, $\sigma_{\text{тм}}$ и m_a , $m_{\text{п}}$, $m_{\text{б}}$, $m_{\text{м}}$ — пределы текучести и показатели степенного упрочнения, зависящие от температуры, для аустенита, перлита, бейнита и мартенсита соответственно.

По описанной методике в среде Visual Fortran создана авторская программа для расчета температур, структур и напряжений при ускоренной нормализации рельса. Все теплофизические коэффициенты и физико-механические характеристики приняты по работе [5]. В силу симметрии поперечного сечения рельса относительно вертикальной оси y (см. рис. 1) рассматривали только правую половину сечения, которую разбивали на 1546 треугольных симплекс-элементов.

Результаты математического моделирования и их анализ. Численный расчет показал, что прокаливаемость рассматриваемой стали выше, чем традиционных рельсовых сталей, поэтому при использовании обычной термообработки — закалки в масло — структура головки рельса содержит от 60 до 90 %, шейки 96 %, а подошвы от 90 до 98 % мартенсита. При термической обработке сталей бейнитного класса стремятся, чтобы структура была бейнитная. Посредством численного эксперимента установлено, что бейнитную структуру можно получить при комбинированном охлаждении рельса сначала водовоздушной смесью, а затем на воздухе. Расчеты показали, что если охлаждать рельс водовоздушной смесью до полного охлаждения, бейнитной структуры практически не образуется, почти весь аустенит превращается в мартенсит. В головке формируется от 48 до 78 %, в шейке от 70 до 88 %, в подошве от 71 до 95 % мартенсита. В связи с этим в качестве термической обработки была использована ускоренная нормализация, заключающаяся в сквозном нагреве рельса до температуры 860 °С, последующем охлаждении водовоздушной смесью в течение 90 с со средней скоростью охлаждения рабочей поверхности головки около 4 °/с, а затем на воздухе до полного остывания. При таком выборе термообработки после окончания охлаждения водовоздушной смесью происходит самоотпуск поверхностных областей головки за счет оттока теплоты от внутренних областей, и основная часть аустенита превращается в головке рельса в бейнит и только от 2 до 8 % — в перлит. В шейке рельса структура после термообработки также практически бейнитная, содержащая всего от 2 до 3 % перлита. Небольшая (~2 %) удельная доля мартенсита наблюдается в структуре нижней части шейки на границе с подошвой. В подошве рельса бейнитно-мартенситная структура содержит от 2 до 10 % мартенсита и только в самой узкой части вблизи пера подошвы достигает 55 % мартенсита.

Проведенный расчет показал, что общий уровень как остаточных, так и временных, имеющих место непосредственно в процессе термической обработки, напряжений σ_y ниже, чем σ_x . Например, в головке остаточные напряжения σ_y меняются от 160 МПа внутри до -280 МПа на боковой поверхности, а в шей-

ке от 80 МПа до -140 МПа. В связи с этим на рисунках представлены только напряжения σ_x как более опасные.

На рис. 2 и 3 приведены значения удельной доли бейнита V_6 , временных и остаточных напряжений σ_x в головке рельса в зависимости от расстояния до поверхности h для точек, лежащих на оси y (см. рис. 1). На рис. 4 представлены изолинии температур и напряжений σ_x в головке рельса для времени охлаждения 9 с, а на рис. 5 — распределение остаточных напряжений по сечению головки рельса.

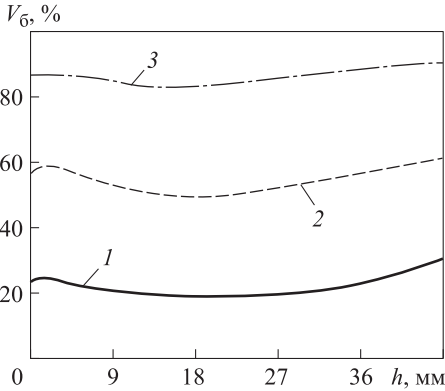


Рис. 2. Формирование бейнитной структуры в головке рельса при разном времени охлаждения (h — расстояние до поверхности):
 1 — $\tau_{\text{охл}} = 5$ мин; 2 — $\tau_{\text{охл}} = 7$ мин; 3 — $\tau_{\text{охл}} = 10$ мин

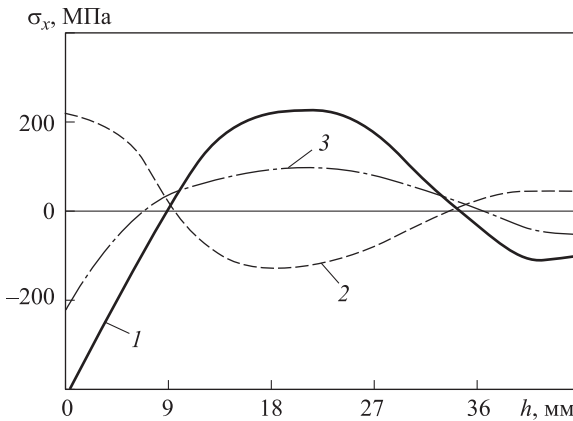


Рис. 3. Изменение остаточных (1) и временных (2, 3, $\tau_{\text{охл}} = 9$ и 90 с) нормальных напряжений σ_x в головке рельса в зависимости от расстояния до поверхности h

Как видно на рис. 2, при времени охлаждения $\tau_{\text{охл}} = 5$ мин на рабочей поверхности рельса аустенит на 24 % превращается в бейнит, в центральных областях на 19 %, а вблизи шейки — на 30 %. Ускоренное протекание бейнитного превращения в окрестности шейки объясняется более интенсивным охлаждением этой зоны за счет отвода теплоты от массивной головки в тонкую шейку. Для времени охлаждения $\tau_{\text{охл}} = 7$ мин структура содержит от 59 до 62 % бейнита, а для времени $\tau_{\text{охл}} = 10$ мин — от 84 до 92 % бейнита.

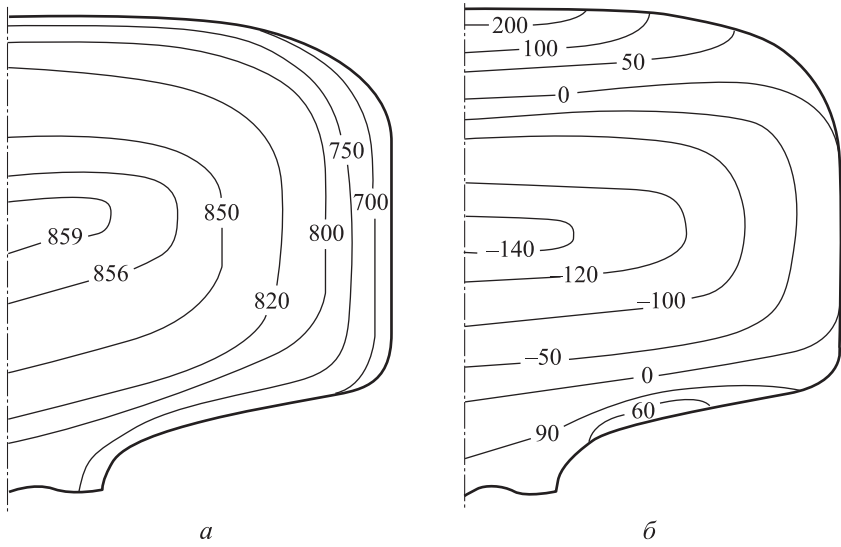


Рис. 4. Распределение температуры (а) в градусах Цельсия и временных нормальных напряжений (б) σ_x (МПа) по сечению головки рельса для времени охлаждения 20 с

Из рис. 3 и 4 следует, что в начале охлаждения на поверхности головки и вблизи шейки напряжения растягивающие, а во внутренних областях сжимающие. По мере охлаждения знаки напряжений меняются. Через 40 с уже на поверхности напряжения становятся сжимающими, а внутри растягивающими. Максимальные временные растягивающие напряжения σ_x возникают через 9 с и составляют 220 МПа, максимальные сжимающие напряжения в этот момент — 140 МПа. Температура рабочей поверхности головки при этом 720 °С. Следует отметить, что максимальные растягивающие временные и остаточные напряжения практически не отличаются, ~220 МПа (см. рис. 5). Сжимающие временные и остаточные напряжения отличаются существенно. Временные напряжения во внутренних областях не превышают 190 МПа, а остаточные на поверхности достигают 420 МПа. Расчеты, проведенные в работе [10], показали, что при закалке рельсов из традиционных сталей в масло уровень остаточных напряжения выше. Растягивающие напряжения достигают 290 МПа, сжимающие — 600 МПа. Таким образом, использование бейнитных сталей для изготовления железнодорожных рельсов и применение в качестве термической обра-

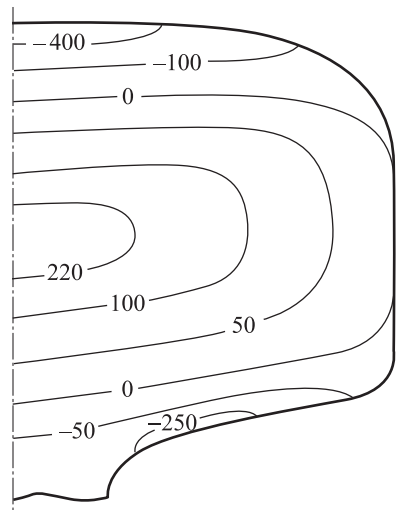


Рис. 5. Распределение остаточных нормальных напряжений σ_x (МПа) по сечению головки рельса

ботки ускоренной нормализации приводит к уменьшению на 24 % растягивающих остаточных напряжений σ_x , а сжимающих — на 30 % по сравнению с напряжениями, формирующимися при закалке в масло рельсов из традиционных сталей.

Выводы. 1. При ускоренной нормализации рельса из стали бейнитного класса практически по всему сечению получается перлитно-бейнитная структура, содержащая 90...98 % бейнита. Мартенсит присутствует в структуре только в узкой зоне вблизи пера подошвы и составляет 55 %.

2. Использование для изготовления рельсов сталей бейнитного класса и ускоренной нормализации в качестве термической обработки взамен традиционной закалки в масло позволяет существенно снизить уровень остаточных напряжений.

3. Значения наиболее опасных с точки зрения хрупкой прочности растягивающих временных термических напряжений соизмеримы с остаточными, что свидетельствует о целесообразности использования численных методов, так как экспериментальные методы не позволяют определить временные напряжения.

4. Разработанные программные средства могут быть использованы для рационализации режимов термической обработки железнодорожных рельсов.

ЛИТЕРАТУРА

1. ГОСТ Р 51685–2013. Рельсы железнодорожные. Общие технические условия. М.: Стандартинформ, 2014. 202 с.
2. Железнодорожные рельсы из бейнитной стали / В.В. Павлов, Л.А. Годик, Л.И. Корнева, Н.А. Козырев, Е.П. Кузнецов // *Металлург*. 2007. № 4. С. 51–53.
3. Самойлович Ю.А. Развитие теории дифференцированного упрочнения железнодорожных рельсов // *Металлург*. 2012. № 5. С. 71–78.
4. Самойлович Ю.А. Повышение прочности железнодорожных рельсов путем изотермической закалки на нижний бейнит // *Металлург*. 2012. № 10. С. 70–76.
5. Покровский А.М. Термопрочность цельнокованных и бандажированных прокатных валков. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2017. 272 с.
6. Цветков Ф.Ф., Григорьев Б.А. Тепломассообмен. М.: Издательский дом МЭИ, 2006. 550 с.
7. Zienkiewicz O.C., Taylor R.L., Fox D.D. The finite element method for solid and structural mechanics. New York: Elsevier, 2014. 657 p.
8. Понов А.А., Понова Л.Е. Справочник термиста: Изотермические и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита. М.: Машгиз, 1961. 430 с.
9. Christian J.W. The theory of transformations in metals and alloys. Pt. I, II. Oxford, Pergamon Press, 2002. 1200 p.
10. Покровский А.М., Воронов Ю.В., Третьяков Д.Н. Численное моделирование температурно-структурного и напряженного состояний в процессе закалки железнодорожного рельса // *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*. 2016. № 6. С. 13–20. DOI: 10.18698/0536-1044-2016-6-13-20

Покровский Алексей Михайлович — д-р техн. наук, профессор, заместитель заведующего кафедрой «Прикладная механика» МГТУ им. Н.Э. Баумана по научной работе (Российская Федерация, 105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1).

Воронов Юрий Викторович — аспирант кафедры «Прикладная механика» МГТУ им. Н.Э. Баумана (Российская Федерация, 105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1).

Пья Пьо Аунг — аспирант кафедры «Прикладная механика» МГТУ им. Н.Э. Баумана (Российская Федерация, 105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1).

Пробьба ссылаться на эту статью следующим образом:

Покровский А.М., Воронов Ю.В., Пья Пьо Аунг. Математическое моделирование термических напряжений в железнодорожном рельсе из бейнитной стали при ускоренной нормализации // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2017. № 4. С. 76–87. DOI: 10.18698/0236-3941-2017-4-76-87

MATHEMATICAL SIMULATION OF THERMAL STRESS IN A BAINITIC STEEL RAILROAD RAIL WITH ACCELERATED NORMALIZATION

A.M. Pokrovskiy

Yu.V. Voronov

Pyae Phy Aung

pokrovsky@bmstu.ru

justus_forever@mail.ru

pyaephyo88@mail.ru

Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russian Federation

Abstract

The purpose of this study was to create a mathematical model which can describe thermal-structural and stress state of a bainitic steel railroad rail in accelerated normalization. The solution of the nonlinear nonstationary problem of heat conduction and termoelasticplasticity is based on the method of finite elements. To describe the conditions of heat exchange, we used boundary conditions of the third kind. We carried out simulations of transforming austenite to pearlite and bainite under isothermal conditions according to Kolmogorov — Avrami — Mehl equation. We describe the transition from isothermal decomposition kinetics of austenite to nonisothermal conditions by the theory of isokinetic reactions involving rules additives. We also offer the option to normalization, namely through heating the rail up to the temperature of 860 °C, followed by cooling the air-water mixture for 90 seconds with average speed of cooling the working surface of the head of about 4 °C and then in air until its cooling. We show the results of the calculation of temperatures, structures and stresses in a railroad rail to various points of the heat treatment. Findings of the research show that when we normalize bainitic rail steel, we obtain pearlitic-bainitic structure,

Keywords

Railroad rails, accelerated normalization, problem of heat conduction, thermal residual stress

containing 90–98 % of bainite. The martensite present in the structure only in the narrow area near the feather of the sole is 55 %. The results show that the use for the manufacture of bainitic steel railroad rails and accelerated normalization as a heat treatment instead of the traditional quenching in oil can significantly reduce the level of residual stresses. We reveal the feasibility of using numerical methods of calculating thermal stresses because experimental methods do not allow us to determine the time strain. The developed software can be used to rationalize the rails heat treatment

REFERENCES

- [1] GOST P 51685–2013. Rel'sy zheleznodorozhnye. Obshchie tekhnicheskie usloviya [Railway rails. General specifications]. Moscow, Standartinform Publ., 2014. 202 p.
- [2] Pavlov V.V., Godik L.A., Korneva L.I., Kozyrev N.A., Kuznetsov E.P. Railroad rails made of bainitic steel. *Metallurgist*, 2007, vol. 51, no. 3, pp. 209–212. DOI: 10.1007/s11015-007-0039-8 Available at: <http://link.springer.com/article/10.1007/s11015-007-0039-8>
- [3] Samoylovich Yu.A. Construction of a theory of the differentiated quenching of railroad rails. *Metallurgist*, 2012, vol. 56, no. 5, pp. 386–394. DOI: 10.1007/s11015-012-9588-6 Available at: <http://link.springer.com/article/10.1007/s11015-012-9588-6>
- [4] Samoylovich Yu.A. Strengthening railroad rails by isothermal quenching to lower bainite. *Metallurgist*, 2013, vol. 56, no. 9, pp. 779–786. DOI: 10.1007/s11015-013-9650-z Available at: <http://link.springer.com/article/10.1007/s11015-013-9650-z>
- [5] Pokrovskiy A.M. Termoprochnost' tsel'nokovanykh i bandazhirovannykh prokatnykh valkov [Thermostability of unit-forged and built-up forming rolls]. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2017. 272 p.
- [6] Tsvetkov F.F., Grigor'ev B.A. Teplomassoobmen [Heat-and-mass transfer]. Moscow, MEI Publishing House, 2006. 550 p.
- [7] Zienkiewicz O.C., Taylor R.L., Fox D.D. The finite element method for solid and structural mechanics. New York, Elsevier, 2014. 657 p.
- [8] Popov A.A., Popova L.E. Spravochnik termista: Izotermicheskie i termokineticheskie diagrammy raspada pereokhlazhdennogo austenita [Handbook for heat-treater. Isothermic and kinetic diagrams of overcooled austenite disassimilation]. Moscow, Mashgiz Publ., 1961. 430 p.
- [9] Christian J.W. The theory of transformations in metals and alloys. Pt. I, II. Oxford, Pergamon Press, 2002. 1200 p.
- [10] Pokrovskiy A.M., Voronov Yu.V., Tret'yakov D.N. Numerical simulation of thermal-structural and stress states in the process of hardening railway rails. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Mashinostroenie* [Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building], 2016, no. 6, pp. 13–20. DOI: 10.18698/0536-1044-2016-6-13-20

Pokrovskiy A.M. — Dr. Sc. (Eng.), Professor, Deputy Head of Applied Mechanics Department, Bauman Moscow State Technical University (2-ya Baumanskaya ul. 5, str. 1, Moscow, 105005 Russian Federation).

Voronov Yu.V. — post-graduate student of Applied Mechanics Department, Bauman Moscow State Technical University (2-ya Baumanskaya ul. 5, str. 1, Moscow, 105005 Russian Federation).

Pyae Pyo Aung — post-graduate student of Applied Mechanics Department, Bauman Moscow State Technical University (2-ya Baumanskaya ul. 5, str. 1, Moscow, 105005 Russian Federation).

Please cite this article in English as:

Pokrovskiy A.M., Voronov Yu.V., Pyae Phyoo Aung. Mathematical Simulation of Thermal Stress in a Bainitic Steel Railroad Rail with Accelerated Normalization. *Vestn. Mosk. Gos. Tekh. Univ. im. N.E. Baumana, Mashinost.* [Herald of the Bauman Moscow State Tech. Univ., Mech. Eng.], 2017, no. 4, pp. 76–87. DOI: 10.18698/0236-3941-2017-4-76-87



В Издательстве МГТУ им. Н.Э. Баумана
вышло в свет учебное пособие авторов
В.А. Одинцова, С.В. Ладова, Д.П. Левина

«Оружие и системы вооружения»

В систематизированном виде изложены сведения об оружии и системах вооружения как объектах, обеспечивающих поражение целей с помощью различных боеприпасов. Приведен краткий обзор истории развития вооружения. Даны определения понятий «оружие», «комплекс вооружения», «система вооружения». Рассмотрены состав, структура, основные свойства и боекомплекты комплексов вооружения.

По вопросам приобретения обращайтесь:

105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1
+7 (499) 263-60-45
press@bmstu.ru
www.baumanpress.ru