

Игорь ИВАНОВ, Сергей БЕЛЖАРОВ

Ленинградский Институт Инженеров
Железнодорожного Транспорта

ПОВЫШЕНИЕ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ ЦЕЛЬНОКАТАННЫХ КОЛЕС

Содержание. Проведён краткий анализ причин изломов цельнокатанных колес в эксплуатации, экспериментально установлен характер распределения остаточных напряжений, шероховатости и наклёпа в поверхностном слое дисков. С использованием метода конечных элементов произведен расчет напряжений в колесе при его нагружении. Установлены зависимости величин параметров качества поверхностного слоя от режимов обточки дисков. На основании лабораторных и натурных усталостных испытаний предложены режимы механической обработки дисков, обеспечивающие формирование в поверхностном слое оптимальных величин параметров качества и повышающие предел выносливости колеса.

За последние годы участились случаи усталостных изломов цельнокатанных колес в эксплуатации, которые хотя и носят единичный характер, но представляют серьезную угрозу безопасности движения поездов. Так, например, в 1983 году на сети железных дорог СССР было 4 разрушения диска, в 1984 году - 9, 1985 - 17, в 1986 году было выявлено 29 случаев усталостного разрушения дисков колес.

Проведенные исследования показали, что трещины и излом возникают во всех элементах - диске, ободе, ступице - но наибольшее их количество приходится на диск [1]. Результаты обследований 81 поломавшегося колеса показали, что 55% колес имеют изломы в приободной части диска, 22% - изломы в ступице, 17% изломы по водильным отверстиям, 12% - отколы обода.

Основной причиной усталостных разрушений колес в эксплуатации является общее снижение усталостной прочности колеса, обусловленное множеством взаимосвязанных факторов, которые можно разделить на 2 основные группы: факторы, связанные с технологией изготовления колес и факторы, связанные с особенностями их эксплуатации. Снижение усталостной прочности, обусловленные особенностями технологического процесса изготовления колес в основном связано с качеством и дефектами диска, эксплуатационные факторы связаны с возникновением дефектов обода и, в частности, поверхности катания колес.

Особого внимания заслуживают вопросы оценки качественных параметров поверхностного слоя дисков колес. Исследования уровня остаточных напряжений в дисках колес, проведенные в ЛИИЖТе показали, что существующая ныне технология изготовления цельнокатанных колес грузовых вагонов (ГОСТ 10791-81)

способствует формированию в основном растягивающих остаточных напряжений в большей части поверхности обода и диска. Установлено также, что в зонах, наиболее подверженных усталостным разрушениям, имеет место значительный градиент величин остаточных напряжений по поверхности, а в некоторых случаях даже с изменением их знака. Диски колес скоростных поездов (ЭР-200), в соответствии с технологией их изготовления, подвергаются обточке по всему профилю, что приводит к ликвидации дефектов поверхности, таких как безуглероженность, морщинистость, и т.д., присущих в основном колесам грузовых вагонов. Однако, режимы обработки в большинстве случаев - нерациональны, выбираются лишь в соответствии с требованиями к шероховатости поверхности, без учета требований к другим показателям качества. Это приводит, в частности, к неблагоприятному распределению остаточных напряжений в диске, отрицательно сказывающемуся на пределе выносливости колес.

На рис. 1 показаны эпюры остаточных напряжений на глубине 70 мкм в колесе поезда ЭР-200 после различных этапов технологического процесса их изготовления, а именно: 1 - колесо термообработанное, 2 - колесо обточенное, 3 - колесо, напресованное на ось, 4 - колесо под статической нагрузкой.

В целях повышения усталостной прочности колес необходимо формировать в поверхностном слое дисков требуемые показатели качества поверхности, такие как остаточные напряжения, шероховатость и наклеп. Одним из возможных способов достижения этого является проведение на заключительной стадии изготовления колеса холодного пластического деформирования диска (накатка, вибронакатка, дробеструйная обработка и др.). При этом в поверхностном слое диска формируются остаточные напряжения сжатия, препятствующие возникновению и развитию усталостных трещин. Однако, применение холодного пластического деформирования дисков колес ЭР-200 усложнит процесс их изготовления и повысит его себестоимость.

Обзор научных трудов и проведенных экспериментальных исследований дают возможность сделать вывод о том, что управление качественными параметрами поверхностного слоя (остаточные напряжения, наклеп, шероховатость) возможно производить путем использования рациональных режимов обточки дисков с учетом физико-механических свойств обрабатываемого и инструментального материалов, а также геометрии режущего инструмента.

Для оценки требуемых величин параметров качества поверхностного слоя дисков были проведены теоретические исследования по определению качественной картины распределения напряжений в дисках колес скоростных поездов для различных скоростей движений, а также величин вертикальных и боковых нагрузок. Расчеты проводились с применением метода конечных элементов на ЭМ 1015. Результаты расчетов показали, что в зонах перехода обода в диск при высоких скоростях движений, а также прохождении кривых минимального допустимого радиуса с максимально допустимой скоростью возникают растягивающие напряжения величиной до 100 МПа. С учетом действия остаточных напряжений в поверхности величина суммарных растягивающих напряжений в поверхностном слое дисков может достигать 250-350 МПа. Для снижения уровня растягивающих

Эпюры остаточных напряжений на глубине 70 мкм с внешней I и внутренней II стороны колеса поезда ЭР-200

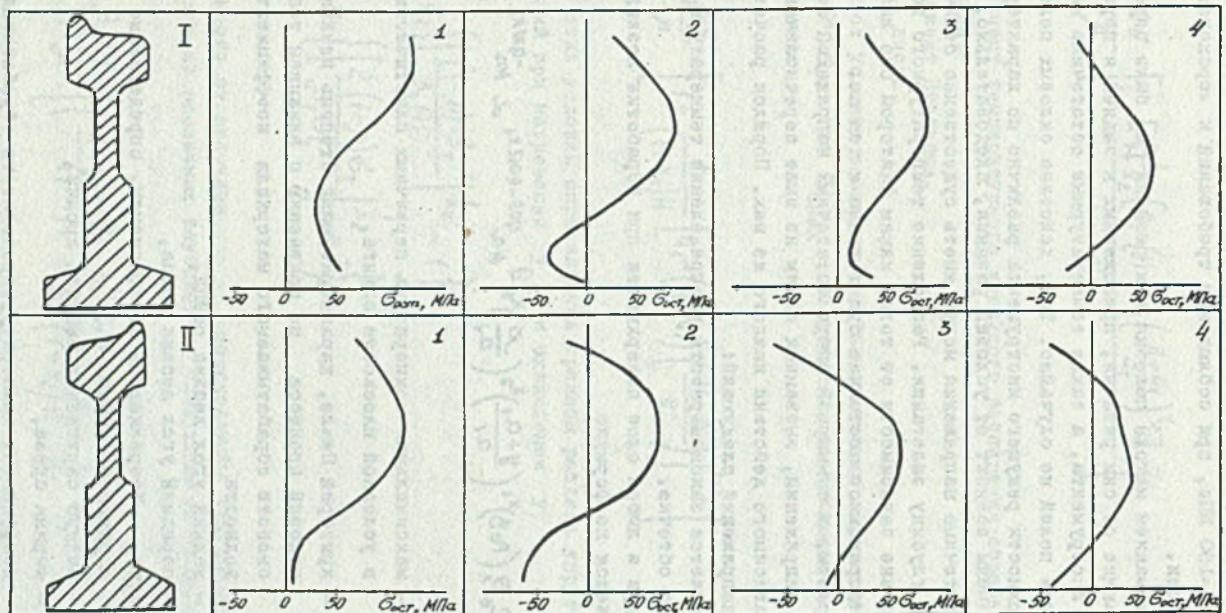


Рис. 1. Эпюры остаточных напряжений на глубине 70 мкм с внешней I и внутренней II стороны поезда ЭР-200
 1 - колесо термообработанное, 2 - колесо обточенное, 3 - колесо, напрессованное на ось, 4 - колесо под статической нагрузкой

напряжений, повышения предела выносливости колес скоростного подвижного схема необходимо производить обточку их дисков на режимах, обеспечивающих формирование в поверхностном слое наклена и сжимающих остаточных напряжений величиной 100-150 МПа, при соблюдении требований к яроховатости обработанной поверхности.

С использованием метода подобия при резании [2] были определены напряжения, возникающие от сил резания, приложенных к задней и передней поверхности режущего инструмента, а также температурные остаточные напряжения. Подобное разделение полей не случайно. Так, действие силовых полей передней и задней поверхности режущего инструмента различно по характеру, по природе, в разной степени зависит от условий резания, следовательно, и создаваемые при этом остаточные напряжения могут иметь существенно отличающуюся величину, знак и глубину залегания. Разделение температурного поля нецелесообразно, ибо вне зависимости от того, каким фактором оно вызывается, влияние его на напряженное состояние будет одним и тем же.

Таким образом, в суммарной эпюре остаточных напряжений всегда можно выделить долю напряжений, вызванных одним из выше перечисленных полей, при условии независимого действия каждого из них. Порядок расчета температурных остаточных напряжений следующий:

1. Определяется закономерность распределения температуры в поверхности диска при его обточке.

Температура в любом слое поверхности при обработке лезвийным инструментом определяется по формуле

$$\Theta = C_e \Theta_A (P_e \beta)^{X_1} \left(\frac{\gamma + \alpha_1}{\alpha_1} \right)^{X_2} \left(\frac{\rho}{\alpha_1} \right)^{X_3-d} \ln^{q_{05}-q_{042} X_4} \omega^{-q_{21} X_4} \tau \quad (1)$$

где

Θ_A — максимальная температура первичных пластических деформаций в условной плоскости сдвига,

$P_e = \frac{\nu a_1}{a}$ — критерий Пекле, характеризующий степень влияния режимных условий процесса по сравнению с влиянием теплофизических свойств обрабатываемого материала коэффициент температуропроводности,

α — задний угол лезвия резца,

γ — передний угол лезвия резца,

C_e, X_1, X_2, X_3, X_4 — безразмерные коэффициенты, определяемые в соответствии с рекомендациями 3,

ρ — радиус скругления режущей кромки,

a_1 — ширина среза,

a — коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала,

β — тангенс угла наклона плоскости сдвига.

2. Проверяется условие возникновения температурных остаточных напряжений $|\sigma_{\text{н}}| \geq \sigma_t$, где $\sigma_{\text{н}}$ - напряжения, возникающие в поверхностном слое при нагревании; σ_t - предел текучести обрабатываемого материала

$$\sigma_{\text{н}} = -\frac{\beta_f \theta E}{1-\mu} \left[1 + \frac{\frac{1}{1+x_2} [a_1 - (H+a_1) \left(\frac{H+a_1}{a_1} \right)^{x_2}]}{H} \right], \quad (2)$$

где

β_f - коэффициент температурного линейного расширения обрабатываемого материала,

μ - коэффициент Пуассона,

H - толщина диска.

3. Проверяется условие возникновения пластических деформаций при охлаждении: $|\sigma_{\text{онах}}| \geq \sigma_t$, где $\sigma_{\text{онах}}$ - напряжения, возникающие в поверхностном слое при охлаждении.

$$\sigma_{\text{онах}} = \frac{\beta_f \theta E}{1-\mu} \left[1 + \frac{1}{(1+x_2)H} \left[a_1 - (H+a_1) \left(\frac{H+a_1}{a_1} \right)^{1+x_2} \right] \right] \quad (3)$$

При соблюдении этих условий определяются границы раздела упругих и пластических деформаций при нагревании $y_{\text{он}}$ и охлаждении $y_{\text{ох}}$

$$y_{\text{он}} = H - a_1 \left\{ \left[\frac{(1-\mu) \sigma_t}{\beta_f \theta E} \right]^{\frac{1}{x_2}} - 1 \right\} \quad (4)$$

$$y_{\text{ох}} = H - a_1 \left\{ \left[\frac{2(1-\mu) \sigma_t}{\beta_f \theta E} \right]^{\frac{1}{x_2}} - 1 \right\} \quad (5)$$

4. В зависимости от величины $y_{\text{онах}}$ определяются температурные остаточные напряжения на различных глубинах по следующим зависимостям:

$$\sigma_{\text{ост}} = \frac{\beta_f \theta E}{1-\mu} \left[\left(\frac{H-y+a_1}{a_1} \right)^{x_2} - \frac{a_1^{1+x_2} - (H+a_1)^{1+x_2}}{a_1^{x_2} (1+x_2) H} \right] - \sigma_t \quad (6)$$

при $y \leq y_{\text{он}}$; $\sigma_{\text{онах}} < 2\sigma_t$

$$\sigma_{\text{ост.т.}} = \frac{\beta_g \theta E}{1-\mu} \left[\frac{E}{a_1^{x_2}(1+x_2)} \left[(H+a_1-y_{\text{ОН}})^{1+x_2} - (H+a_1)^{1+x_2} \right] + \frac{(1-\mu) \sigma_t (H-y_{\text{ОН}})}{E y_{\text{ОН}}} + \frac{a_1^{1+x_2} - (H+a_1)^{1+x_2}}{a_1^{x_2}(1+x_2) H} \right] \quad (7)$$

при $y > y_{\text{ОН}}$; $\sigma_{\text{онах}} < 2\sigma_t$

$$\sigma_{\text{ост.т.}} = \sigma_t; \text{ при } y < y_{\text{ОН}}; \sigma_{\text{онах}} = 2\sigma_t \quad (8)$$

$$\sigma_{\text{ост.т.}} = \frac{\beta_g \theta E}{1-\mu} \left[\left(\frac{H-y+a_1}{a_1} \right)^{x_2} + \frac{E}{a_1^{x_2}(1+x_2)} \left[(H+a_1-y_{\text{ОН}})^{1+x_2} - (H+a_1)^{1+x_2} \right] + 2\sigma_t(1-\mu)(H-y_{\text{ОН}}) \right] - \sigma_t \quad (9)$$

при $y_{\text{ОН}} < y < y_{\text{до}}$; $\sigma_{\text{онах}} = 2\sigma_t$

$$\sigma_{\text{ост.т.}} = \frac{\beta_g \theta E}{1-\mu} \left[\frac{E}{a_1^{x_2}(1-\mu)} \left[(H+a_1-y_{\text{до}})^{1+x_2} - (H+a_1)^{1+x_2} \right] + 2\sigma_t(1-\mu)(H-y_{\text{до}}) - \frac{E}{a_1^{x_2}(1+x_2)} \left[(H+a_1-y_{\text{ОН}})^{1+x_2} - (H+a_1)^{1+x_2} \right] + \sigma_t(1-\mu)(H-y_{\text{ОН}}) \right] \quad (10)$$

при $y > y_{\text{ОН}}$; $\sigma_{\text{онах}} = 2\sigma_t$

Остаточные напряжения, обусловленные силовым воздействием на поверхностный слой обрабатываемой детали, определялись в соответствии с теоремой Генки о разгрузке, как разность напряжений, возникающих при нагружении и разгрузке фикст.

Фиктивные напряжения в материале, соответствующие состоянию текучести, определялись из условия равенства упругих и пластических деформаций на границе их раздела.

Расчеты производились для передней и задней поверхностей лезвия режущего инструмента.

$$\zeta_{\frac{\pi}{2}}^{\text{пункт}} = -\frac{C_p}{2\pi} \left\{ \Psi_2 \left[B; \frac{y}{h(h_i)}; \frac{h(h_i)}{a_1} \right] - \frac{b}{b_1 \cos \alpha} \xi_2 \left[\frac{y}{h(h_i)}; B; \frac{\Delta}{\Delta_1}; \gamma \right] \right\} \frac{1}{1-\mu^2}; \quad (\text{II})$$

$$\zeta_{\lambda y}^{\text{пункт}} = \frac{C_p}{2\pi} \left\{ \Psi_3 \left[B; \frac{y}{h(h_i)}; \frac{h(h_i)}{a_1} \right] - \frac{b}{b_1 \cos \alpha} \xi_3 \left[\frac{y}{h(h_i)}; B; \frac{\Delta}{\Delta_1}; \gamma \right] \right\} \frac{1}{1-\mu^2}; \quad (\text{I2})$$

Где:

$$\Psi_2 = \frac{1 + B + B \operatorname{tg}(\operatorname{arctg} B - \gamma)}{[B \cos\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right) + \sin\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right)] \cos\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right)}.$$

$$\cdot 2 \arccos \frac{B + B \frac{y}{a_1}}{\sqrt{1 + B + B \frac{y}{a_1}}} \pm \sin 2\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right) \mp$$

$$\mp \frac{2\left(B + B \frac{y}{a_1}\right) \left[2 \sin^2\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right) - 1 \right] + \sin 2\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right) \left[\left(B + B \frac{y}{a_1}\right)^2 - 1 \right]}{1 + B + B \frac{y}{a_1}} \quad (\text{I3})$$

$$\begin{aligned} \Psi_3 = & \frac{1 + B + B \operatorname{tg}(\operatorname{arctg} B + \gamma)}{[B \cos\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right) + \sin\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right)] \cos\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right)} \\ & \left[\left[1 - \left(B + B \frac{y}{a_1}\right)^2 \right] \cos 2\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right) - 2 \left(B + B \frac{y}{a_1}\right) \sin\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right) \right. \\ & \left. - 0,5 \sin\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B\right) \right\} \quad (\text{I4}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \xi_2^{\pm} = & \frac{2}{\sin 2\left(\frac{\pi}{2} - \operatorname{arctg} B - \gamma\right)} \arccos \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{B \cdot \Delta \cdot a_1}{\Delta_1 y}}} - 1 \pm \\ & \pm \frac{\pi}{2} \frac{2 \cdot \frac{\pi}{2} \sqrt{1 + \left(\frac{B \cdot \Delta \cdot a_1}{\Delta_1 y}\right)^2}}{\sqrt{1 + \left(\frac{B \cdot \Delta \cdot a_1}{\Delta_1 y}\right)^2}} \mp \frac{\pi \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{B \cdot \Delta \cdot a_1}{\Delta_1 y}\right)^2}}{\operatorname{tg} 2\left(\frac{\pi}{2} - 2 \operatorname{arctg} B + \gamma\right) \left[1 + \left(\frac{B \cdot \Delta \cdot a_1}{\Delta_1 y}\right)^2 \right]} \quad (\text{I5}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{\delta_3}{\delta_1} = & \left[3,47 - \frac{f}{\sqrt{1 + \left(\frac{B \cdot \Delta \cdot a_1}{\Delta_1 y} \right)^2}} \right] \frac{1}{\frac{1}{2} \left(\frac{f}{2} - 2 \alpha \operatorname{ctg} B + f \right)} - \\ & - \frac{f \sqrt{1 + \left(\frac{B \cdot \Delta \cdot a_1}{\Delta_1 y} \right)^2}}{1 + \left(\frac{B \cdot \Delta \cdot a_1}{\Delta_1 y} \right)^2} \quad (16) \end{aligned}$$

где

b — периметр рабочих частей режущих кромок;

$$h = a_1 \left(\sqrt{\frac{1}{b_2} + 1} - 1 \right), \quad h_1 = \frac{\Delta}{\sqrt{2}}$$

— глубины залегания опережающих пластических деформаций в поверхностном слое от сил резания, действующих соответственно по передней и задней поверхностям инструмента.

$$\Delta = P_1 \left\{ \text{const} \left[1 - a_2 B^{1 - b_2 (1 - \sin \gamma)^{-1}} \right] + \frac{a_2 B^{1 - b_2 (1 - \sin \gamma)^{-1}}}{\sin \gamma (a_2 y + B \cdot \sin \gamma)} + \frac{\delta}{P_1} \right\},$$

— длина площадки контакта задней поверхности резца с обрабатываемой деталью,

$\Delta_1 = \frac{a_1}{B}$ — проекция поверхности сдвига на плоскость, содержащую вектор скорости резания,

a_2, b_2, x — постоянные коэффициенты.

Истинные напряжения $\sigma_x^{\text{ист}}, \tau_y^{\text{ист}}$ — напряжения в материале, соответствующие состоянию текучести, определяются по формулам 11, 12 в предположении, что $y = h$ для передней поверхности и $y = h_1$ для задней, то есть на этой глубине упругие и пластические деформации равны.

Дальнейший порядок расчета силовых остаточных напряжений следующий:

1. Определяются главные напряжения σ_1, σ_2 .

2. Проверяется условие пластичности по теории Хубера-Мизеса, то есть пластические деформации возникают тогда, когда интенсивность напряжений достигает величины предела текучести материала при растяжении

$$\frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\sigma_1^2 + (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \sigma_2^2} \geq \sigma_T \quad (17)$$

3. Определяются остаточные напряжения в соответствии с теоремой Генки о разгрузке:

$$\sigma_{\text{ост.с}} = \sigma_{\text{факт}} - \sigma_{\text{ист}} \quad (18)$$

Суммарные остаточные напряжения σ_{Σ} определяются алгебраическим суммированием температурных и силовых остаточных напряжений.

Согласно данной методике проводился расчет остаточных напряжений при обработке колёсной стали по ГОСТ 10791-61 чашечными резцами из твердого сплава Т14К8 по ГОСТ 2209-82. Радиус пластины - 15 мм.

На рис. 2 представлены эпюры температурных, силовых и суммарных остаточных напряжений в поверхностном слое обрабатываемой детали в зависимости от глубины залегания. Из рис. 2 видно, что с увеличением скорости резания температурные остаточные напряжения концентрируются во все меньших по глубине слоях, вместе с тем величина и глубина залегания силовых остаточных напряжений, обусловленных силовым воздействием инструмента на обрабатываемый материал, уменьшается с увеличением скорости резания.

При теоретическом анализе шероховатости обработанной поверхности исходили из того, что в общем случае на формирование неровностей оказывает влияние не только геометрия сечения среды, но и объем и скорость пластического деформирования металла, обусловленные комплексом температурно-силовых явлений, возникающих в зоне резания, а также жесткость системы СПИД.

В общем случае высота неровностей обработанной поверхности определялась по формуле [4]

$$R_z = R_p + \Delta R_h + \Delta R_t,$$

где R_p - высота неровностей, обусловленная геометрией режущего инструмента,

$$R_p = r \left(1 - \cos \varphi \right) + S \sin \varphi \cos \varphi - \sin \varphi \sqrt{S \cdot \sin \varphi (2r - \sin \varphi)} \quad (19)$$

$$\text{при } \varphi < \arcsin \frac{\beta}{2r}$$

$$R_p = r - \frac{\sqrt{4r^2 - S^2}}{2}, \text{ при } \varphi > \arcsin \frac{\beta}{2r} \quad (20)$$

ΔR_h - приращение высоты неровностей в результате упругого восстановления поверхности среза

$$\Delta R_b = 0,5 \left[\sqrt{4r^2 - S^2} - \sqrt{4r \left(2 - \frac{2a_2 p_1 B^{1-b_2(1-\sin\gamma)^{-x}}}{\cos\gamma + B \sin\gamma} - S^2 \right)} - \frac{a_2 p_1 B^{1-b_2(1-\sin\gamma)^{-x}}}{\cos\gamma + B \sin\gamma} \right] \quad (21)$$

R_b — приращение неровностей из-за вибраций режущего инструмента

$$\Delta R_b = \frac{2\pi t^H V^{-xa_5}}{C_1 + \pi H t^{H-1} V^{-xa_5}}, \quad (22)$$

где

$$C_1 = EL$$

E — модуль упругости материала державки,

L — вылет державки,

$$H = 0,75 + 0,4za_5 - 0,03a_4 + 0,35(1 - a_3 - a_5x);$$

$$H_1 = 0,3(1 + za_5 - a_4) + 0,3a_4 + 0,2[a_3 - 1 + a_5(x + z)];$$

$$H_2 = 0,05(1 + za_5 - a_4) + 0,05a_4 - 0,95[a_3 - 1 + a_5(x + z)];$$

$$H_3 = 0,5(1 + za_5 - a_4) - 0,4a_4 - 0,3[a_3 - 1 + a_5(x + z)];$$

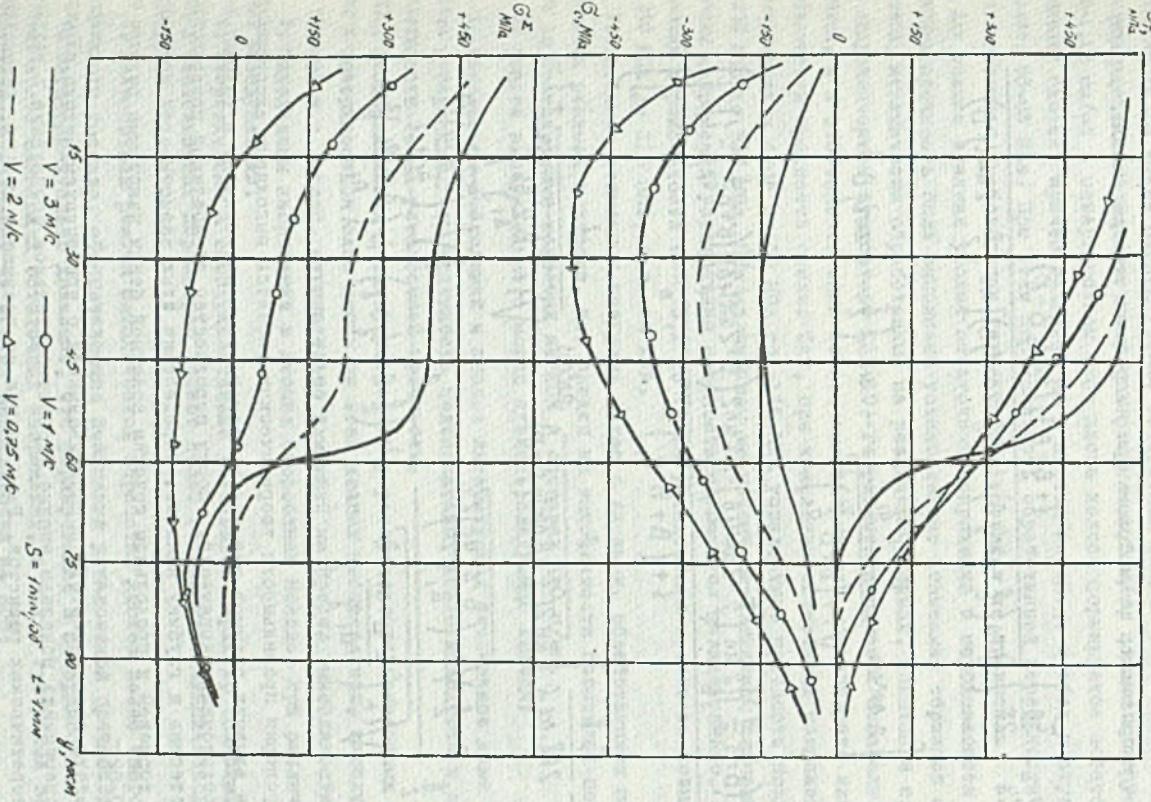
$$H_4 = -0,06a_3 - 1 + a_5(x + z)$$

$C_1, a_3 - a_5$ — безразмерные коэффициенты.

В соответствии с этой методикой были произведены расчеты шероховатости обработанной поверхности в зависимости от режимов резания. Результаты расчетов показывают, что увеличение подачи режущего инструмента приводит к росту средней высоты неровностей, в то же время при уменьшении величины снимаемого припуска при одних и тех же значениях скорости резания и подачи, высота неровностей несколько увеличивается. Зависимости средней высоты неровностей от скорости резания при неизменных подаче и глубине резания имеют экстремальный характер, то есть характерные точки минимума, причем снижение высоты неровностей до минимума происходит интенсивнее, чем дальнейший ее рост.

Глубина наклона обработанной поверхности после точения принималась равной глубине залегания опережающих пластических деформаций, которая определялась на основе зависимостей [3, 5] из условия равенства пределу текучести алгебраической суммы напряжений в поверхностном слое, обусловленных силами

Эпюры остаточных напряжений δ_t , δ_c , δ_{Σ} при точении колычной стали
ГОСТ 10791-81 режущими пластинами ГОСТ 2209-82



Чт. 2. Эпюры остаточных напряжений δ_t , δ_c , δ_{Σ} при точении колычной стали
стали ГОСТ 10791-81 режущими пластинами ГОСТ 2209-82

и температурным воздействием, а именно:

$$\sigma_y + \sigma_h = -\sigma_t \quad (23)$$

где σ - напряжения, возникающие при нагревании материала см. формулу 2

$$\begin{aligned} \sigma_y = & -\frac{\tau_p}{2T} \left\{ \frac{1+B+B \operatorname{tg}(\arctg B-\gamma)}{[B \cos\left(\frac{\pi}{2}-\arctg B\right)+\sin\left(\frac{\pi}{2}-2\arctg B\right)] \cos\left(\frac{\pi}{2}-2\arctg B\right)} \right. \\ & \left[2 \operatorname{acos} \frac{B+B \frac{\gamma}{q_1}}{\sqrt{1+(B+B \frac{\gamma}{q_1})^2}} - \sin\left(\frac{\pi}{2}-2\arctg B\right) + \right. \\ & \left. + \frac{2(B+B \frac{\gamma}{q_1})[2 \sin^2\left(\frac{\pi}{2}-2\arctg B\right)-1] + \sin 2\left(\frac{\pi}{2}-2\arctg B\right)[(B+B \frac{\gamma}{q_1})^2-1]}{1+(B+B \frac{\gamma}{q_1})^2} \right] \\ & - \frac{\tau_p \beta}{2f \beta, \omega_1 \Delta} \left[\frac{2}{\sin 2\left(\frac{\pi}{2}-2\arctg B+\gamma\right)} \operatorname{acos} \frac{1}{\sqrt{1+\left(\frac{B \cdot \Delta \cdot q_1}{\Delta_1 \gamma}\right)^2}} + 1 - \right. \\ & \left. - \frac{\pi}{2} \frac{2-\frac{f}{2} \sqrt{1+\left(\frac{B \cdot \Delta \cdot q_1}{\Delta_1 \gamma}\right)^2}}{\sqrt{1+\left(\frac{B \cdot \Delta \cdot q_1}{\Delta_1 \gamma}\right)^2}} + \frac{2}{2} \frac{\frac{\pi}{2} \sqrt{1+\left(\frac{B \cdot \Delta \cdot q_1}{\Delta_1 \gamma}\right)^2}}{1+\left(\frac{B \cdot \Delta \cdot q_1}{\Delta_1 \gamma}\right)^2} \right] \end{aligned} \quad (24)$$

Для проверки правильности теоретических расчетов выполнены эксперименты по оценке влияния режимов резания колесной стали на величину и глубину залегания остаточных напряжений, высоту неровностей обработанной поверхности, а также степень и глубину наклена. Определение этих зависимостей произошло при торцевом и продольном точении колесной стали чашечными резцами по ГОСТ 3209-82.

Результаты экспериментов, обрабатывавшиеся с применением метода пластификации эксперимента показали вполне удовлетворительное совпадение с результатами теоретических расчетов. Расхождения не превышали 10-15%. Установлено, в частности, что зависимость величины остаточных напряжений в обработанной поверхности на глубине 70 мкм от скорости резания при постоянных значениях подачи и глубины резания имеет экстремальный характер, то есть при определенном значении скорости наблюдается максимум скользящих остаточных напряже-

ий. При этом шероховатость обработанной поверхности и глубина наклена для данного сочетания режимов обработки была минимальной. Производственные эксперименты производились при обточке дисков колес поезда ГР-200 на токарно-карусельных станках. После обточки выполнялись измерения шероховатости поверхности, а также оценка уровня остаточных напряжений. Установлено, что при использовании режимов: скорость резания 1,5 м/с, подача инструмента 0,8-1,12 мм/об в поверхностном слое диска колеса формируются остаточные напряжения сжатия, причем величина их в местах перехода в обод и ступицу составляет 65-85 МПа. При этом шероховатость обработанной поверхности была в соответствии с требованиями технических условий и не превысила $R_a = 40$.

Для оценки влияния уровня остаточных напряжений и шероховатости на усталостную прочность были выполнены установленные испытания образцов из диска колеса, механически обработанные на различных режимах. Испытания проводились на гидравлическом пульсаторе ЦДМ-10. Результаты испытания показали, что величина, и в особенности знак остаточных напряжений, существенно влияет на усталостную прочность стали. Так, при изменении остаточных напряжений в поверхностном слое с +50 МПа до -110 МПа усталостная прочность повышается с 270 МПа до 330 МПа. При дальнейшем же увеличении величины сжимающих остаточных напряжений усталостная прочность повышается незначительно. При увеличении шероховатости с R_a 3,2 до R_a 32 усталостная прочность повышается с 290 МПа до 310 МПа, т.е. на 10%.

Усталостные испытания натурных колес с дисками, обработанными на предлагаемых режимах показали, что предел их выносливости повысился по сравнению со стандартными колесами на 25% и составил 410 Н/мм.

На основе вышеуказанного можно сделать следующие выводы:

1. Результаты наблюдений и анализ литературных источников дают возможность утверждать, что надежность цельнокатанных колес находится в прямой зависимости от их усталостной прочности.
2. Экспериментами установлен характер распределения остаточных напряжений в поверхностном слое диска на всех этапах изготовления, эксплуатации и ремонта ж.д. колес, отрицательно влияющий на предел выносливости колес.
3. Определены напряжения в дисках скоростных поездов при различных условиях эксплуатации.
4. Теоретически и экспериментально установлен характер зависимостей величин качественных параметров дисков колес от режимов механической обработки.
5. Разработаны режимы механической обработки дисков колес скоростного подвижного состава, обеспечивающие повышение усталостной прочности.
6. Экспериментально доказано, что формирование в поверхностном слое дисков колес сжимающих остаточных напряжений, а также требуемой величины шероховатости повышает их предел выносливости на 25%.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Л.М. Школьник, М.И. Староселецкий, А.С. Сунгурев, Л.И. Бондаренко: Нагрузка текучести и циклическая трещиностойкость цельнокатанных колес. Вестник ВНИИЖТа, 4 (Апрель 1985), с. 25-27.
- [2] С.С. Силин: Метод подобия при резании металлов, М. Машиностроение, 1979, с. 152.
- [3] В.Ф., Безызбичный, Т.В. Шорова, Л.А. Мищенко: Расчет режимов резания в курсовом и дипломном проектировании с использованием электронно-вычислительных машин, Учебное пособие, Ярославль, ЯПи, 1983, с. 86.
- [4] А.Д. Макаров: Оптимизация процессов резания. М. Машиностроение, 1976, с. 278.
- [5] А.Ш. Сулима, А.В. Шулов, Ю.Д. Игодкин: Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин, М. Машиностроение, 1985, с. 240.

Recenzent: Doc. dr hab. inż. Stanisław Tkacz

Wprowadził do Redakcji w styczniu 1990

ZWIĘKSZENIE WYTRZYMAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ KÓŁ KOLEJOWYCH

S t r e s z c z e n i e

Przedstawiono krótką analizę Pęknięć kół kolejowych w czasie eksploatacji. Eksperymentalnie zbadano charakter rozkładu naprężeń własnych, chropowatości i umocnienia w warstwie wierzchniej kół kolejowych. Wykorzystując metodę elementów skończonych określono rozkład naprężeń w kole pod wpływem obciążenia zewnętrznego. Ustalono zależności pomiędzy parametrami warstwy wierzchniej a parametrami obróbki skrawaniem tarczy kół kolejowych.

INCREASING OF MONOBLOCK WHEEL'S FAITIGUE SAFETY

S u m m a r y

The paper describes the method of increasing the monoblock wheel's fatigue safety by forming in disk the required surface's quality characteristics. According to theory and experiments there have been suggested new characteristics of wheel's disk cutting. While using them at the stage of manufacturing, fatigue safety of high speed rolling stock monoblock wheels increases upon 25-30%.