

考虑材料塑性变形的高速道岔心轨裂纹萌生预测

周宇^{1,2}, 王世焯^{1,2}, 李骏鹏^{1,2}, 王树国³, 王璞³

(1. 同济大学道路与交通工程教育部重点实验室, 上海 201804; 2. 同济大学上海市轨道交通结构耐久与系统安全重点实验室, 上海 201804; 3. 中国铁道科学研究院集团有限公司铁道建筑研究所, 北京 100081)

摘要: 根据高速铁路 18 号单开道岔钢轨设计廓形, 考虑车轮逆向一侧通过翼轨-心轨时轮载转移引起的冲击荷载和材料塑性变形, 将心轨塑性变形结合到裂纹萌生和磨损共存发展预测方法中, 预测了心轨裂纹萌生。分析发现, 心轨顶宽 35~40 mm 为承受轮载转移的最不利位置; 该位置的表面材料在冲击荷载下发生塑性变形, 其应力应变明显降低, 直至在一定轮载次数下达到稳定状态, 这时的最大塑性变形量为 0.087 5~0.092 5 mm, 延缓了疲劳裂纹的萌生; 心轨疲劳损伤最大值位于轨头亚表面, 顶宽 35 和 40 mm 处的裂纹萌生区域分别在心轨表面垂直向下 1.2 和 1.5 mm、从轨顶中心水平向工作边一侧 4~5 mm 和 1~2 mm 的位置。疲劳裂纹萌生寿命分别为 1.63×10^6 t 和 3.97×10^6 t。

关键词: 高速铁路; 道岔; 心轨; 滚动接触疲劳; 塑性变形
中图分类号: U213.42 **文献标志码:** A

Rolling Contact Fatigue Crack Initiation Prediction in Nose Rail of High-speed Railway Turnout Considering Plastic Deformation

ZHOU Yu^{1,2}, WANG Shiye^{1,2}, LI Junpeng^{1,2}, WANG Shuguo³, WANG Pu³

(1. Key Laboratory of Road and Traffic Engineering of the Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 201804, China; 2. Shanghai Key Laboratory of Rail Infrastructure Durability and System Safety, Tongji University, Shanghai 201804, China; 3. Railway Engineering Research Institute, China Academy of Railway Sciences Co., Ltd., Beijing 100081, China)

Abstract: According to the designed profiles of wing and nose rails at the No. 18 high-speed single-way turnout, the rolling contact fatigue (RCF) crack initiation in nose rail was predicted by the coexistence prediction method of RCF crack initiation and wear growth considering the impact load and material plastic deformation caused by

the wheel load transfer from wing rail to nose rail when the train passes the turnout to side and reverse direction. The analysis shows that the worst position at the nose rail is the part with a top width of 35~40 mm at which the impact load caused by wheel load transferring is the largest. There would be plastic deformation at rail surface of this part under impact load which would reduce the material stress and strain obviously until the plastic deformation reaches a stable state with a certain number of wheel cycles. At that time, the maximum plastic deformation is 0.087 5~0.092 5 mm, which would prolong the (RCF) crack initiation. The maximum fatigue damage in the nose rail is at the rail subsurface. The RCF crack initiation positions for the nose rail at top width of 35 mm and 40 mm are 1.2 and 1.5 mm below rail surface vertically, 4~5 mm and 1~2 mm from rail center towards gauge side horizontally respectively. Moreover, the RCF crack initiation life are 1.63×10^6 and 3.97×10^6 tones at these two positions respectively.

Key words: high-speed railway; turnout; nose rail; rolling contact fatigue; plastic deformation

高速道岔的转辙、辙叉部件的钢轨表面受轮轨接触反复作用, 且基本轨-尖轨、翼轨-心轨的轨线变化处还会受到冲击荷载影响, 加剧了钢轨表面滚动接触疲劳裂纹及其后续伤损^[1]的出现, 影响了道岔使用寿命。针对客专线道岔的长期观测发现^[2], 侧向-逆向过岔和侧向-顺向过岔的长心轨表面疲劳裂纹表现尤为严重, 急需掌握心轨疲劳裂纹的萌生情况。

现有研究考虑了裂纹萌生和磨损发展的相互关系^[3]、轨道几何不平顺对轮轨接触影响^[4]等裂纹萌生

收稿日期: 2022-01-17

基金项目: 国家自然科学基金(51878661), 上海市科委项目(20dz1203100), 中央高校基本科研业务费(2022-5-ZD-04)

第一作者: 周宇(1977—), 男, 副教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为钢轨伤损、轨道结构。

E-mail: yzhou2785@tongji.edu.cn



论文
拓展
介绍

过程中的关键因素,并在道岔尖轨裂纹萌生中得到应用^[5]。但道岔辙岔区的心轨受到轮轨冲击荷载导致材料塑性变形和疲劳损伤突出^[6],已有研究虽然对心轨裂纹萌生^[7]、疲劳发生位置^[8]等进行了探索,但尚未考虑心轨材料在冲击荷载作用下发生塑性变形的特征、翼轨-心轨组合廓形的磨耗变化以及疲劳累积和磨耗发展相互影响^[9]机制等方面。

本文考虑列车侧向-逆向运行条件下车轮对高速道岔心轨的冲击荷载,以及由此引起的心轨表面材料塑性变形情况,将冲击荷载引起的塑性变形过程与翼轨-心轨磨耗发展和廓形变化、心轨材料疲劳损伤和裂纹萌生相结合,提出高速道岔心轨疲劳裂纹萌生与磨耗共存发展预测方法,分析心轨塑性变形、磨耗和廓形变化及疲劳损伤累积情况,并预测心轨疲劳寿命及发生位置,为高速道岔心轨伤损控制和养修提供参考。

1 冲击荷载引起的材料塑性变形

1.1 塑性变形计算方法

现有塑性变形研究认为^[10],在心轨上道初期,车轮荷载作用使得材料在进入棘轮状态之前,先会因荷载作用发生表面塑性变形,进而引起塑性变形区域的廓形改变。这一过程在一定的车轮荷载次数内达到稳定而不再变化。可见,材料发生塑性变形与加载历史有关,引入增量理论来描述轮轨力对心轨的加载-卸载过程。在增量形式下,金属材料的弹塑性本构关系为^[11]

$$\Delta\sigma = D^{\text{ep}}(\sigma, \epsilon) \cdot \Delta\epsilon \quad (1)$$

式中: D^{ep} 为弹塑性矩阵; $\Delta\sigma$, $\Delta\epsilon$ 分别表示应力和应变增量。其中心轨材料采用双线性各向同性弹塑性强化本构模型:

$$\begin{cases} \sigma = E\epsilon, & \sigma < \sigma_s \\ \sigma = E'\epsilon, & \sigma \geq \sigma_s \end{cases} \quad (2)$$

式中: E 、 E' 、 σ_s 分别表示弹性模量、强化模量、屈服强度,其值分别为 214×10^3 MPa、 20.54×10^3 MPa、880 MPa。

当施加外载增量 $\Delta\bar{f}_b$ 和 $\Delta\bar{f}_w$ (分别表示体积力及外力)时,相应的虚功方程为

$$\int_{\Omega} \Delta\epsilon^{\text{T}} \cdot D^{\text{ep}} \cdot \delta(\Delta\epsilon) d\Omega - \int_{\Omega} \Delta\bar{f}_b \cdot \delta(\Delta u) d\Omega - \int_{S_w} \bar{f}_w \cdot \delta(\Delta u) dA = 0 \quad (3)$$

式中: $\delta(\Delta\epsilon)$, $\delta(\Delta u)$ 分别为虚应变和虚位移。

联立式(1)、式(3),再根据基于单元节点的位移

及应变的增量表达式(4)就可以得到材料整体的有限元分析方程式(5),其中包含了荷载作用引起的表面材料塑性变形:

$$\begin{cases} \Delta u^e = N \cdot \Delta q^e \\ \Delta \epsilon^e = B \cdot \Delta q^e \end{cases} \quad (4)$$

$$K^{\text{ep}}(q) \cdot \Delta q = \Delta F \quad (5)$$

式(4)~(5)中: Δq^e 为单元的节点位移增量; N 和 B 分别为形函数矩阵和几何矩阵; K^{ep} 为刚度矩阵, $K^{\text{ep}}(q) = \sum_e \int_{\Omega^e} B^{\text{T}} D^{\text{ep}}(q^e) B d\Omega$;外载增量 $\Delta F = \sum_e \int_{\Omega^e} N^{\text{T}} \cdot \Delta \bar{f}_b d\Omega + \sum_e \int_{S_w^e} N^{\text{T}} \cdot \Delta \bar{f}_w dA$; Δq 为单元节点的位移。

1.2 心轨关键断面的确定

基于我国客专线18号道岔钢轨设计廓形,建立高速车辆-道岔动力学模型来确定轮载通过翼轨-心轨转移时心轨受力最大的断面(最不利断面)。其中,车辆采用CRH3型车、车轮踏面LM_{B10}标准设计廓形。基于客专线07(009)道岔设计图根据心轨不同顶宽选取断面,再用插值方法建立辙叉翼轨-心轨模型。

当车辆侧-逆向通过上述道岔辙叉时,计算得到轮轨垂直力如图1a,垂直力明显变化处为车轮在翼轨-心轨处发生轮载转移的位置。轨检车测力轮对侧-逆向过岔时的实测轮轨垂直力如图1b所示。可以看出,根据里程推算,在心轨尖端后不远处垂向力产生了一个110 kN以上的峰值,即为车轮在通过辙叉时由于翼轨-心轨固有结构不平顺会产生的垂直冲击力。仿真结果与实测测力轮对数据基本接近,4个轮对外轮在辙叉区域的垂向力表现出类似的特性,垂直冲击力范围在110~130 kN、作用位置在距心轨尖端距离0.76~0.91 m范围内(对应心轨顶宽35~40 mm)。车轮在翼轨-心轨处的轮载转移如图2所示。

现场观测某高铁站客专线18号道岔的侧向-逆向进站情况,可以发现在心轨顶宽35~40 mm断面存在着连续的裂纹剥离掉块区域,由此判断该处断面为心轨受力最不利的位置。

1.3 塑性变形分析

以列车侧向-逆向进岔速度 $80 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$ 、轮轨间摩擦系数0.3为计算条件,计算车轮通过辙叉时的轮轨接触斑内应力、滑动-黏着区分布等。

根据1节车辆的4个车轮荷载通过心轨同一位置时的加载-卸载的过程和接触斑应力应变变化,由式(5)计算心轨接触斑位置的材料塑性变形,如图3

所示,图中 U 为塑性变形量,mm。

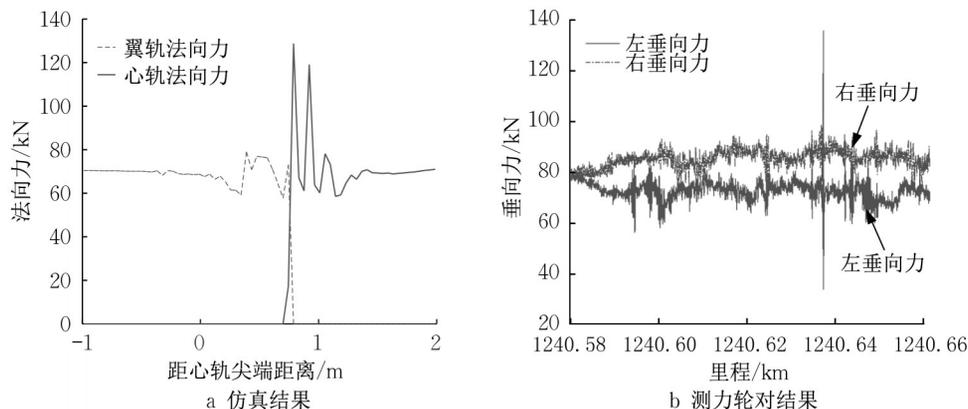


图1 轮轨垂向力

Fig. 1 Wheel/rail vertical force

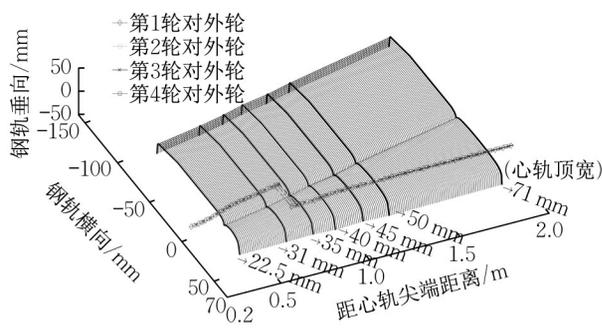


图2 轮载转移

Fig. 2 Wheel load transferring from wing rail to nose rail

由图3a~图3h可知,在第1次车轮加载时,心轨最大变形量为0.143 5 mm,发生在轨顶接触斑作用位置,此时的变形包括弹性变形及塑性变形;当第1次车轮卸载之后,心轨最大变形量为0.071 6 mm,此时的变形即为塑性变形;第3次车轮卸载之后,最大塑性变形量降为0.087 4 mm;当第20次车轮卸载之后,最大塑性变形量为0.087 5 mm,相对增加比例约为0.1%,说明塑性变形已进入相对稳定的状态。从图4可以看出,心轨的表面塑性变形主要发生在最初的20次车轮加载-卸载过程中。

2 心轨磨耗与裂纹萌生共存预测

2.1 心轨裂纹萌生和磨耗共存预测方法

假设每一次的车轮通过都会引起心轨材料的疲劳损伤累积以及由于塑性变形、磨耗引起的廓形变化^[12],这样该过程就可以离散成有限数量的车轮作用在某个心轨断面上,引起材料的疲劳累积以及廓

形变化,直至材料到限、导致裂纹萌生的过程。将上述磨耗与裂纹萌生共存发展过程划分为两个阶段:

(1)在塑性变形-磨耗-疲劳损伤独立发展阶段,分别计算各个心轨关键断面的翼轨、心轨塑性变形、磨耗及疲劳损伤。相关研究发现^[13],在有限次车轮作用下,钢轨的塑性变形与材料磨耗分别在 10^{-2} mm及 10^{-6} mm量级,二者量级相差较大,可以在考虑塑性变形时不考虑同时发生的微量磨耗,即认为塑性变形和磨耗是先后发生的关系。

(2)在磨耗-廓形更新-疲劳累积阶段,以阶段(1)塑性变形后的廓形为基础,当心轨廓形上任意点的磨耗深度未达到磨耗阈值时,保持翼轨-心轨组合廓形不变,分别进行各关键断面翼轨、心轨的磨耗计算以及心轨的疲劳计算,并对磨耗量进行累积但不改变本磨耗阶段廓形。当心轨廓形上任意点的磨耗深度达到磨耗阈值时,将上述各点磨耗量施加到本磨耗阶段廓形上,得到翼轨-心轨下一磨耗阶段廓形。如此累积更新,直至关键断面心轨轨头某点疲劳损伤累积达到疲劳阈值。

2.2 磨耗与廓形更新

2.2.1 心轨磨耗叠加

磨耗计算采用Archard模型^[14],轨面材料的磨损主要发生在轮轨接触斑滑动区内,如式(6)所示:

$$V_w = k_w \frac{F_N \cdot s}{H} \quad (6)$$

式中: V_w 为材料的磨耗体积; F_N 为法向力; s 为滑动距离; H 为材料硬度; k_w 为Archard磨耗系数。

磨耗量累积方法为:假设车轮运行在钢轨上为稳态接触,此时该断面的磨耗量就可以等效为接触

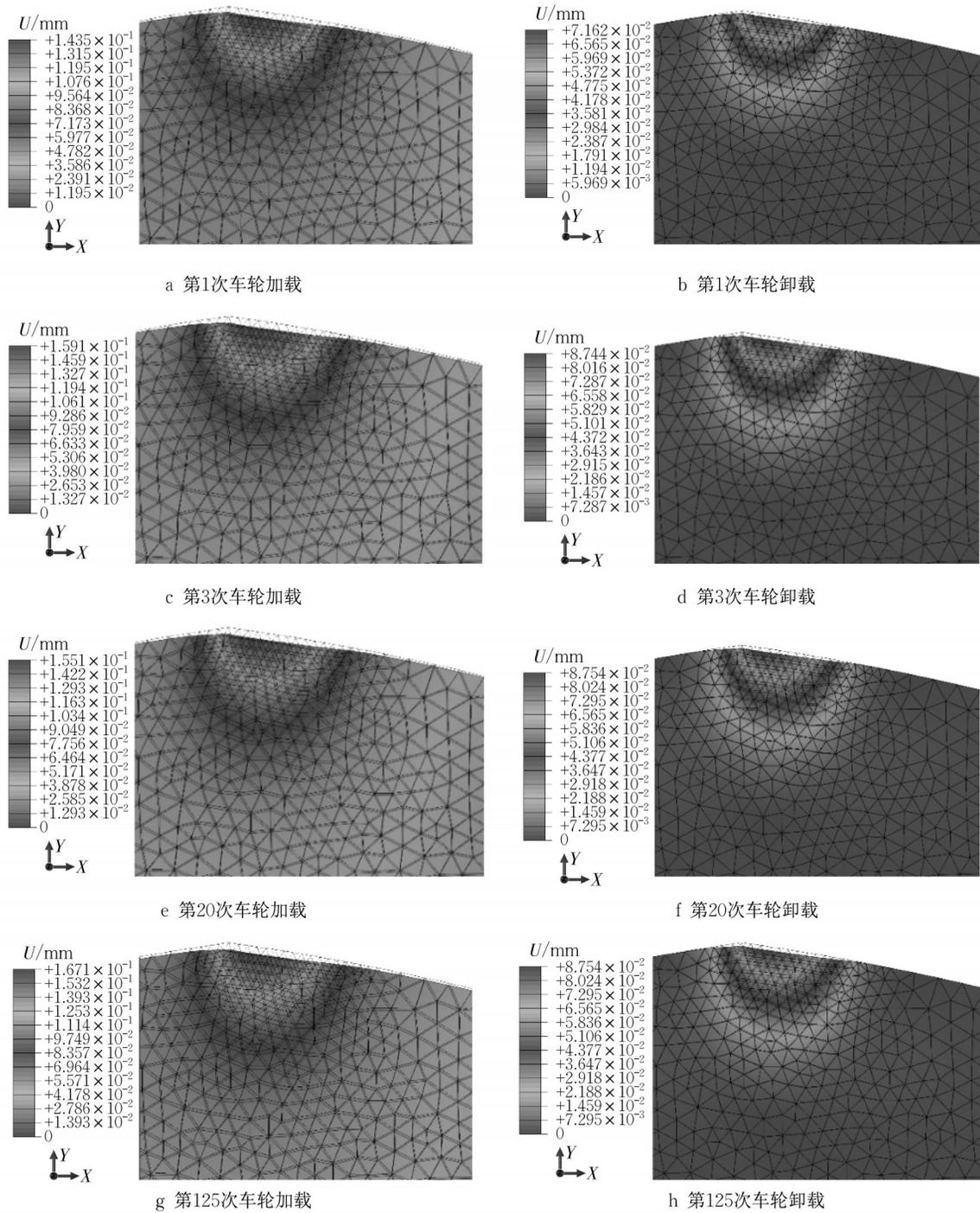


图3 心轨塑性变形(心轨顶宽35 mm)

Fig. 3 Plastic deformation of nose rail (top width of 35 mm)

斑纵向移动带来的滑动区上各点磨损量的累积^[15]。将1节车辆4个车轮通过心轨关键断面引起的磨损量进行叠加,可得1节车辆对心轨和翼轨造成的磨损量。

2.2.2 廓形更新方法

当翼轨-心轨断面廓形上任意点的最大磨损深度达到磨损阈值^[16]时(本文为0.04 mm),或者当塑

性变形进入稳定不再变化时(初始只发生塑性变形阶段)进行廓形更新。廓形更新时,将翼轨-心轨廓形上各点分别减去对应的磨损深度,新点再与廓形上的各控制点使用三次样条插值曲线进行平滑,就生成磨损后的翼轨和心轨廓形。翼轨-心轨的廓形控制点的确定原则是考虑到列车侧向过岔是对翼轨-心轨的荷载作用和由此发生的磨损、廓形变化,选

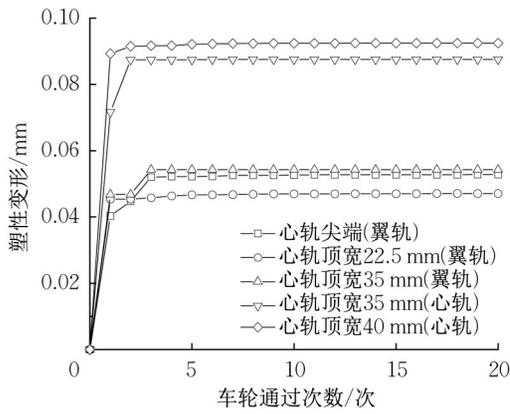


图4 塑性变形与车轮通过次数变化关系

Fig. 4 Plastic deformation versus wheel cycles

择两廓形中的边界不动点(不会发生磨耗作用)、塑性变形或磨耗最大点以及上述两种情况的过渡连接点(两点的中点),如图5所示,其中不动点为A、H点和翼轨-心轨廓形交点E点;可动点C、F点分别为翼轨、心轨上塑性变形或者垂直磨耗最大处(其中F点为心轨轨顶中心),B、D、G为新廓形与原有廓形的连接处。

2.2.3 磨耗发展率

根据2.2.2节廓形更新方法定义平均磨耗发展

$$F_{P_{\max}} = \begin{cases} \frac{\sigma_i'^2}{E} (2N_i)^{2b} + \sigma_i' \epsilon_i' (2N_i)^{b+c}, & \frac{\Delta \epsilon}{2} \langle \sigma_{\max} \rangle \geq J \Delta \gamma \Delta \tau \\ \frac{\tau_i'^2}{G} (2N_i)^{2b} + \tau_i' \gamma_i' (2N_i)^{b+c}, & \frac{\Delta \epsilon}{2} \langle \sigma_{\max} \rangle < J \Delta \gamma \Delta \tau \end{cases} \quad (9)$$

式中:MacCauley括号为 $\langle \sigma_{\max} \rangle = 0.5(|\sigma_{\max}| + \sigma_{\max})$; σ_{\max} 为裂纹面上的最大正应力; $\Delta \epsilon$ 为裂纹面上正应变幅值; $\Delta \tau$ 、 $\Delta \gamma$ 分别为裂纹面上剪应力幅值和剪应变幅值; J 为材料参数,由拉伸/扭转试验所得; σ_i' 、 τ_i' 为拉伸、剪切疲劳强度系数; ϵ_i' 、 γ_i' 为拉伸、剪切疲劳延性系数; b 为疲劳强度指数; c 为疲劳延性指数; E 、 G 分别为钢轨弹性模量和切变模量。

计算时,先由式(8)确定心轨材料各点的疲劳损伤参量,找到疲劳损伤参量最大值和对应的临界平面,进而通过式(9)得到心轨廓形不变时轨头裂纹萌生寿命。以顶宽40 mm心轨某磨耗廓形阶段的疲劳寿命为例,如图6所示,最早出现裂纹的位置为心轨顶面中心频繁与车轮发生接触位置的区域。

实际计算时,还要考虑2.2节所述的磨耗累积以及廓形变化,即在疲劳裂纹萌生前,廓形就因磨耗达到阈值而发生变化。这里采用Miner线性法则对

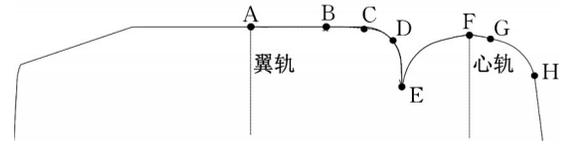


图5 廓形更新控制点示意

Fig. 5 Control points along profiles of wing and nose rails for profile evolution

率:在磨耗阶段 i ,1节车辆4个车轮引起的最大磨耗量 $d_{w_{\max,i}}$,磨耗阈值 Δd_w ,轴重 m_{axle} ,若仿真共计 r 个磨耗阶段,磨耗量为 d_w ,则平均磨耗发展率, $\text{mm} \cdot 10^{-6} \cdot \text{t}^{-1}$,可由式(7)计算:

$$\dot{v} = \frac{d_w}{\sum_i \left(\frac{4 \cdot \Delta d_w}{d_{w_{\max,i}} \cdot m_{\text{axle}}} \right)} \quad (7)$$

2.3 疲劳损伤与裂纹萌生

裂纹萌生预测基于临界平面法^[17],认为材料任意点临界面上的应力和应变的法向和剪切分量分别都对材料造成了破坏。疲劳损伤参量 F_P 定义如下:

$$F_P = \langle \sigma_{\max} \rangle \frac{\Delta \epsilon}{2} + J \Delta \tau \Delta \gamma \quad (8)$$

疲劳裂纹萌生寿命 N_f (车轮通过次数)与疲劳损伤参量的最大值 $F_{P_{\max}}$ 的关系式如式(9)所示:

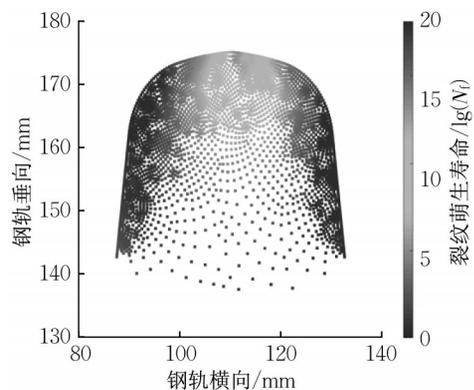


图6 某磨耗-疲劳发展阶段心轨各节点裂纹萌生寿命(顶宽40 mm)

Fig. 6 Crack initiation life at each nose rail node in a fatigue accumulation and wear growth stage (top width 40 mm)

各磨耗阶段疲劳损伤进行叠加直到限值。根据式(9)得到第 i 个心轨廓形(磨耗阶段)上的第 j 个点

应的车轮通过次数为 n_i , 则该阶段在该点的疲劳损伤为该车轮通过次数与心轨廓形不变时裂纹萌生寿命 N_{ij} 之比, 第 j 点的疲劳损伤累积 D_j 以及限值可表示为

$$D_j = \sum D_{ij} = \sum \frac{n_{ij}}{N_{ij}} = 1 \quad (10)$$

此时, 心轨上疲劳损伤累积到限点的裂纹萌生寿命为

$$N_j = \sum_j n_{ij} \quad (11)$$

对于顶宽 35 mm、顶宽 40 mm 心轨这两个受冲击的断面, 由于轮载尚在翼轨-心轨转移过岔中, 轮载转移产生冲击位置并非每次都恰好位于心轨的固

定位置, 因此在疲劳累积时, 先假设实际冲击荷载位置为接触斑中心点, 再根据冲击荷载位置与关键断面位置的偏差值选择疲劳累积位置。

2.4 考虑塑性变形的疲劳计算

对比材料是否考虑塑性变形时, 对疲劳伤损的影响。

(1) 不考虑心轨塑性变形: 以心轨廓形上任意点的最大磨损深度达到 0.04 mm 为磨损阈值, 当心轨发生第一次磨损时对应的车轮通过次数为 20 816, 其中, 顶宽 35 mm 及顶宽 40 mm 心轨的疲劳损伤如图 7 所示, 两处的最大疲劳伤损分别为 0.500 1 和 0.515 6, 均发生在轨顶中心处的轨面以下 1~3 mm 范围。

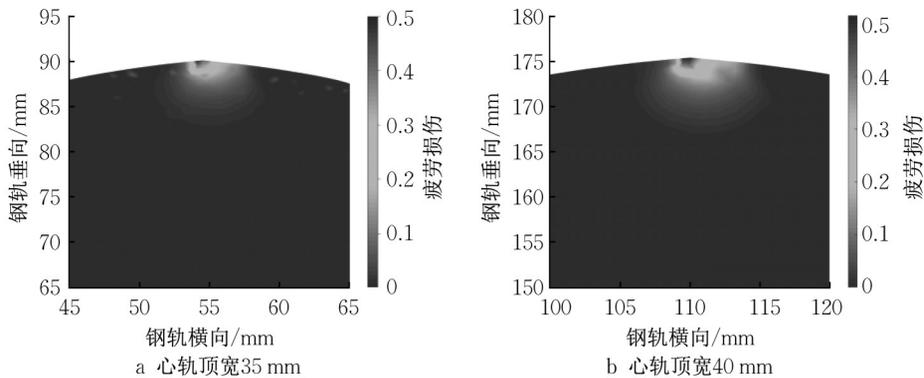


图7 不考虑塑性变形时各断面疲劳损伤

Fig. 7 Fatigue damage of each section without plastic deformation

(2) 考虑心轨塑性变形: 首先计算塑性变形阶段的疲劳损伤, 车轮通过次数达到 20 时, 各断面塑性变形增量皆小于 0.01 %。之后进入塑性变形稳定阶段, 用塑性变形后的廓形替换初始廓形, 再计算心轨廓形上任意点的最大磨损深度达到 0.04 mm 时的车

轮通过次数和疲劳伤损。其中, 当心轨发生第一次磨损时, 车轮通过次数为 20 796, 该磨损阶段顶宽 35 mm、顶宽 40 mm 处心轨最大累积疲劳损伤分别为 0.208 4 和 0.175 0, 同样, 最大疲劳损伤发生位置在轨顶中心处的轨面以下 1~3 mm 范围, 如图 8 所示。

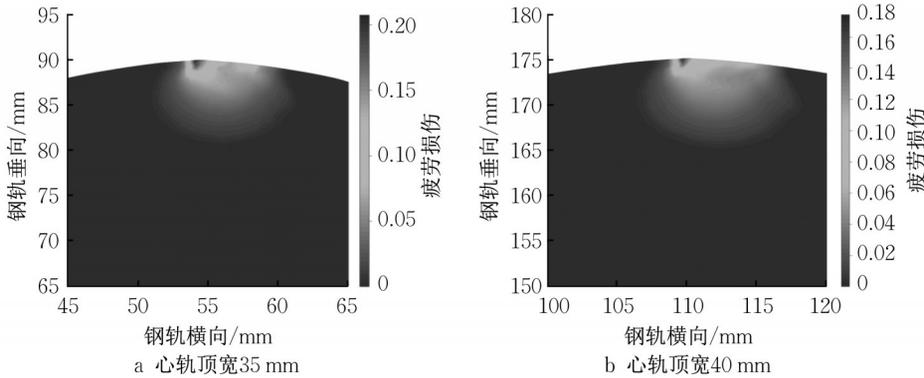


图8 考虑塑性变形时各断面累积疲劳损伤

Fig. 8 Fatigue damage of each section with plastic deformation

从图7、图8可以看出,塑性变形使得心轨轨顶面较尖的廓形趋于平缓,导致应力应变明显降低。对于心轨顶宽35和40 mm断面,塑性变形使得最大累积疲劳损伤分别为未考虑塑性变形情况下累积疲劳损伤的41.67%和33.94%,一定程度上延缓了心轨疲劳裂纹萌生。

3 疲劳裂纹萌生预测与验证

3.1 心轨磨耗

根据第1、2节的方法预测高速道岔心轨裂纹萌生。当裂纹萌生时,所选关键断面(顶宽35 mm和40 mm)心轨廓形经历了10个磨耗阶段。由于车轮与心轨的接触位置会发生变化,因此不同磨耗阶段内各个车轮在各关键断面上的磨耗位置、磨耗量也不相同。以第1轮对外轮在不同磨耗阶段对40 mm顶宽断面心轨造成的磨耗及其磨耗发展率为例,如图9所示。

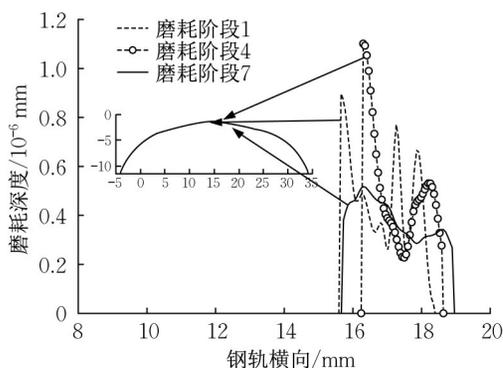


图9 三个磨耗阶段中单车轮引起磨耗量(顶宽40 mm)
Fig. 9 Wear amount of nose rail by single wheel cycle in 3 wear phases (top width 40 mm)

由图9可知,40 mm顶宽断面心轨磨耗先位于轨顶中心。随着廓形改变,磨耗位置略偏向工作边一侧约5~10 mm,平均磨耗率约为 $0.043 \text{ mm} \cdot 10^{-6} \text{ t}^{-1}$ 。同理,顶宽35 mm心轨断面平均磨耗率约为 $0.077 \text{ mm} \cdot 10^{-6} \text{ t}^{-1}$ 。现场实测的18号客专线道岔侧向-逆向位置的心轨顶宽40 mm断面磨耗如图10所示,可以发现,该道岔为上道后8个月,心轨磨耗仅集中在心轨中心附近,三次测试平均磨耗发展率为 $0.047 \text{ mm} \cdot 10^{-6} \cdot \text{t}^{-1}$,仿真结果与实测较为接近。

3.2 心轨疲劳损伤发展和萌生寿命

根据2.3节的方法分析心轨两个关键断面(顶宽35 mm和40 mm)的每个磨耗阶段的疲劳损伤与

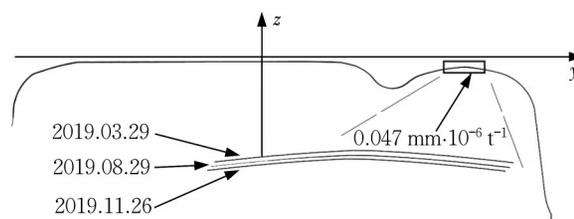


图10 实测心轨磨耗(顶宽40 mm)

Fig. 10 Measured nose rail wear (top width 40 mm)

累积疲劳损伤。对于顶宽35 mm心轨,考虑冲击荷载引起的塑性变形情况下,在轨顶中心与轨顶右侧(靠工作边一侧)4~5 mm位置累积疲劳损伤达到疲劳损伤阈值,如图11a所示。累积损伤较大值出现在轨顶以下亚表面1.2 mm范围内,对应通过总重仅 $1.63 \times 10^6 \text{ t}$ 。将这里的轨顶中心区域及轨顶右侧4~5 mm分别以区域A、B表示,得到各区域疲劳损伤发展情况如图11b~11d所示。

如图11b~11d,心轨顶宽35 mm处的两个区域疲劳损伤发展呈非线性增长。阶段1为塑性变形阶段,这时车轮通过次数较少疲劳累积几乎为0;在阶段2~阶段3,在应力集中与冲击荷载的影响下,区域A的轨顶中心产生了较高的接触应力,加快了区域A的疲劳累积;随着轨顶中心塑性变形的发展、磨耗的增加,轨顶中心高度逐渐降低,从阶段3以后,冲击接触位置逐渐向轨顶右侧偏移到区域B,区域B的疲劳累积逐渐超过区域A,并率先达到疲劳阈值(图11d)。此外,预测顶宽40 mm心轨裂纹萌生寿命为 $3.97 \times 10^6 \text{ t}$,萌生位置在轨顶中心,略靠工作边1~2 mm。

现场观测发现,顶宽35 mm的心轨处(图12),距轨顶中心4~5 mm且靠工作边一侧的位置上常有密集的疲劳裂纹,且伴有轻微的剥离掉块,而在轨顶中心位置未见明显裂纹出现。顶宽40 mm的心轨处,常在轨顶中心发现裂纹,且出现明显剥离掉块处为轨顶中心略靠工作边1~2 mm。

3.3 磨耗与疲劳损伤共存发展

在疲劳发展的同时,磨耗也会造成心轨表面的材料损失。根据3.2节的分析,将顶宽35、40 mm心轨疲劳损伤达到疲劳阈值的区域分别定义为A(顶宽35 mm的轨顶中心)、B(顶宽35 mm的靠工作边一侧4~5 mm)、C(顶宽40 mm的轨顶中心),其磨耗发展率与阶段疲劳损伤如图13所示。

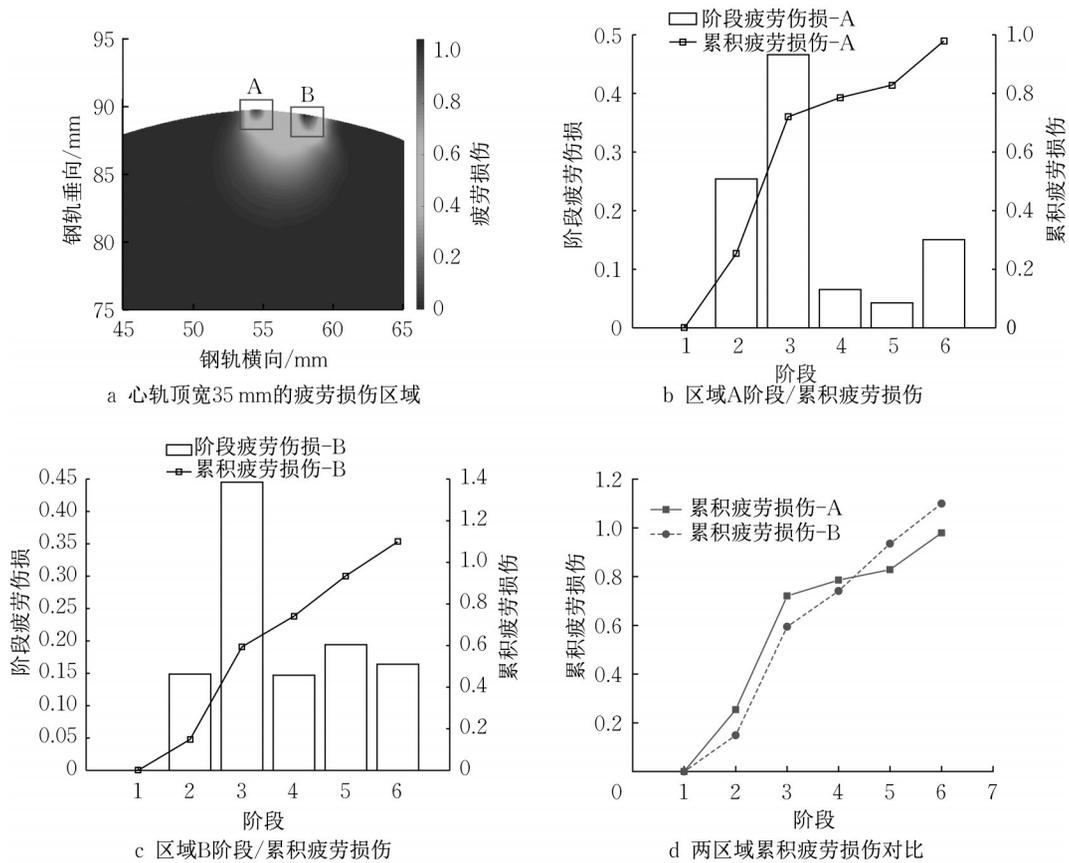


图 11 心轨各区域疲劳损伤发展(顶宽 35 mm)

Fig. 11 Development of fatigue damage in each position of nose rail (top width 35 mm)

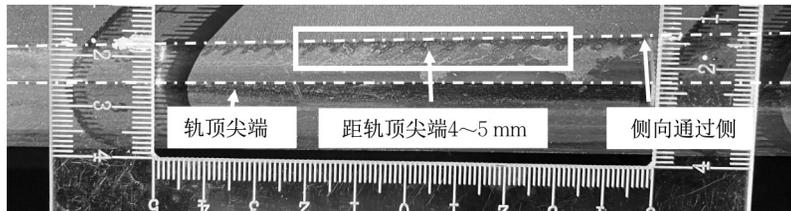


图 12 心轨裂纹萌生位置(顶宽 35 mm)

Fig. 12 Crack initiation position at nose rail (top width 35 mm)

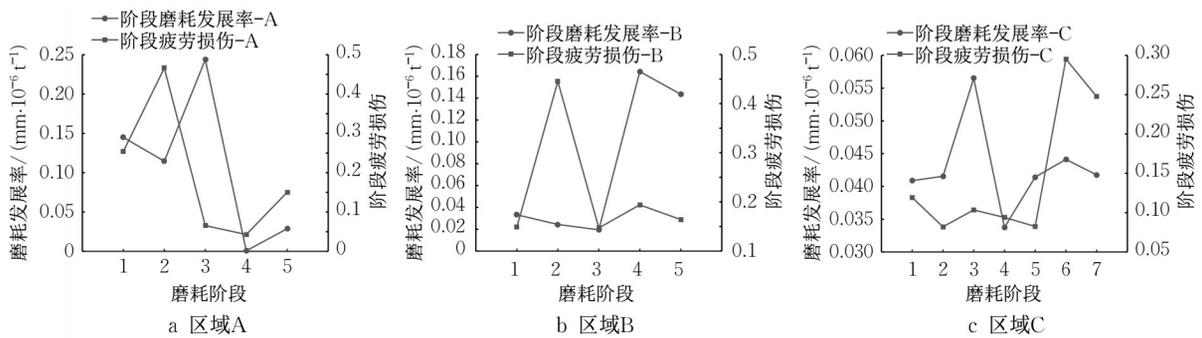


图 13 各区域阶段磨损发展率与阶段疲劳损伤发展

Fig. 13 Wear growth rate and fatigue damage in each nose rail position in different phases

从图13可以看出,心轨各区域的磨耗与疲劳发展均呈相互竞争的趋势,当阶段磨耗发展率较高时,阶段疲劳损伤较低,反之则阶段疲劳损伤较高。

对于顶宽35 mm心轨来说(图13a、13b),区域A、B各阶段的平均磨耗发展率分别约为 0.107 、 $0.077 \text{ mm} \cdot 10^{-6} \cdot \text{t}^{-1}$,区域A与区域B累积疲劳损伤较大值区域分别在亚表面 0.8 mm 、 1.2 mm 范围内,区域B(靠工作边一侧 $4 \sim 5 \text{ mm}$)因磨耗发展率较小而疲劳损伤位置较深,则更容易萌生并保持疲劳裂纹。

对于顶宽40 mm心轨来说(图13c),区域C平均磨耗发展率为 $0.043 \text{ mm} \cdot 10^{-6} \cdot \text{t}^{-1}$,累积疲劳损伤较大值在亚表面 1.5 mm 、距离轨顶中心右侧 $1 \sim 2 \text{ mm}$ 的位置,该处的疲劳裂纹更容易萌生并持续发展。

4 结论

本文结论如下:

(1)在辙叉上道初期,心轨顶宽 $35 \sim 40 \text{ mm}$ 断面为整个心轨最不利的受力位置。

(2)在车轮荷载冲击作用下,心轨轨顶面轮载转移位置发生塑性变形使其应力应变明显降低。对于心轨顶宽 35 和 40 mm 处,塑性变形稳定状态下最大塑性变形量分别为 0.0875 和 0.0925 mm ,一定程度上延缓了疲劳裂纹的萌生。

(3)磨耗发生于轨顶中心至靠近工作边一侧 $5 \sim 10 \text{ mm}$ 范围内,顶宽 35 和 40 mm 心轨断面平均磨耗率分别为 $0.077 \text{ mm} \cdot 10^{-6} \cdot \text{t}^{-1}$ 和 $0.043 \text{ mm} \cdot 10^{-6} \cdot \text{t}^{-1}$ 。磨耗较小的位置容易萌生裂纹。

(4)心轨疲劳损伤最大值位于轨头亚表面。顶宽 35 和 40 mm 处的裂纹萌生区域分别在轨面垂直向下 1.2 和 1.5 mm 、从轨顶中心水平向工作边一侧 $4 \sim 5 \text{ mm}$ 和 $1 \sim 2 \text{ mm}$ 的位置。预测的疲劳裂纹萌生寿命分别为 $1.63 \times 10^6 \text{ t}$ 和 $3.97 \times 10^6 \text{ t}$ 。

作者贡献声明:

周宇:研究思路和方法的提出,结果分析和结论总结,论文修改。

王世焯:仿真建模计算,论文撰写。

李骏鹏:仿真建模结果分析,结果提炼。

王树国:现场验证协调和组织,实测数据分析建议。

王璞:道岔钢轨廓形和车轮廓形的现场实测,实测数据分析。

参考文献:

- [1] WEI Z, NUNEZ A, BOOGAARD A, *et al.* Method for evaluating the performance of railway crossing rails after long-term service[J]. *Tribology International*, 2018, 123: 337.
- [2] 王璞. 高速铁路道岔钢轨磨耗发展规律的试验研究[J]. *铁道建筑*, 2019, 59(7): 109.
WANG Pu. Experimental research on the development law of rail wear in high-speed railway turnouts [J]. *Railway Engineering*, 2019, 59(7): 109.
- [3] ZHOU Y, HAN Y, MU D, *et al.* Prediction of the coexistence of rail head check initiation and wear growth [J]. *International Journal of Fatigue*, 2018, 112: 289.
- [4] 周宇,黄旭炜,王树国,等. 考虑轨道几何不平顺的钢轨裂纹萌生与磨耗共存预测[J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2019, 47(11): 1600.
ZHOU Yu, HUANG Xuwei, WANG Shuguo, *et al.* Prediction of coexistence of rail crack initiation and wear considering track geometry irregularity [J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2019, 47(11): 1600.
- [5] 周宇,张聪聪,王树国,等. 高速道岔曲尖轨疲劳裂纹成因分析[J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2020, 48(12): 1770.
ZHOU Yu, ZHANG Congcong, WANG Shuguo, *et al.* Analysis on the cause of fatigue crack of high-speed switch rail [J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2020, 48(12): 1770.
- [6] DENG X, LI Z, QIAN Z, *et al.* Pre-cracking development of weld-induced squats due to plastic deformation: Five-year field monitoring and numerical analysis [J]. *International Journal of Fatigue*, 2019, 127: 431.
- [7] XIN L, MARKINE V L, SHEVSTSOV I Y. Numerical procedure for fatigue life prediction for railway turnout crossings using explicit finite element approach [J]. *Wear*, 2016, 366 (SI): 167.
- [8] 高原,王平,陈嵘,等. 重载铁路固定辙叉区轮轨瞬态滚动接触行为分析[J]. *铁道学报*, 2020, 42(6): 35.
GAO Yuan, WANG Ping, CHEN Rong, *et al.* Analysis of wheel-rail transient rolling contact behavior in fixed frog area of heavy-haul railway [J]. *Journal of Railways*, 2020, 42(6): 35.
- [9] WIEDORN J, DAVES W, OSSBERGER U, *et al.* Finite element model for predicting the initiation of subsurface damage in railway crossings—A parametric study [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part F—Journal of Rail and Rapid Transit*, 2019, 233(6): 614.
- [10] SKRYPNYK R, EKH M, NIELSEN J C O, *et al.* Prediction of plastic deformation and wear in railway crossings—Comparing the performance of two rail steel grades [J]. *Wear*,

- 2019, 428: 302.
- [11] 曾攀. 工程有限元方法[M]. 北京: 科学出版社, 2010.
ZENG Pan. Engineering finite element method [M]. Beijing: Science Press, 2010.
- [12] 周宇, 韩延彬, 木东升, 等. 摩擦系数对滚动接触疲劳裂纹萌生和磨耗影响[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2018, 46(10): 1392.
ZHOU Yu, HAN Yanbin, MU Dongsheng, *et al.* Effect of friction coefficient on the initiation and wear of rolling contact fatigue cracks [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2018, 46(10): 1392.
- [13] DENG X, NAEIMI M, Li Z, *et al.* Residual fatigue life evaluation of rail at squats seeds using 3D explicit finite element analysis [C]//1st International Conference on Ageing of Materials & Structures. Delft:[s.n.], 2014: 337-346.
- [14] ARCHARD J F. Contact and rubbing of flat surfaces [J]. Journal of Applied Physics, 1953, 24(8): 981.
- [15] 丁军君, 李芾, 黄运华. 基于蠕滑机理的车轮磨耗模型分析[J]. 中国铁道科学, 2010, 31(5): 66.
DING Junjun, LI Fu, HUANG Yunhua. Analysis of wheel wear model based on creep mechanism [J]. China Railway Science, 2010, 31(5): 66.
- [16] 周宇, 孙鼎人, 王树国, 等. 钢轨疲劳裂纹萌生与磨耗发展共存预测中的磨耗阈值[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2020, 48(9): 1336.
ZHOU Yu, SUN Dingren, WANG Shuguo, *et al.* Wear threshold for coexistence prediction of rail fatigue crack initiation and wear development [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2020, 48(9): 1336.
- [17] 郑战光, 蔡敢为, 李兆军, 等. 基于损伤力学阐释 Manson-Coffin 低周疲劳模型[J]. 中国机械工程, 2011, 22(7): 812.
ZHENG Zhanguang, CAI Ganwei, LI Zhaojun, *et al.* Interpretation of Manson-Coffin low-cycle fatigue model based on damage mechanics [J]. China Mechanical Engineering, 2011, 22(7): 812.