

## 钢轨不平顺焊接区的磨耗及裂纹萌生预测

林凤涛<sup>1,2,3</sup> 王子旭<sup>2,3,4</sup> 谭荣凯<sup>1,2,3</sup> 张子豪<sup>5</sup> 杜瑞廷<sup>2,3</sup> 史志勤<sup>2,3</sup>

(1. 华东交通大学轨道交通基础设施性能监测与保障国家重点实验室, 南昌 330013)

(2. 华东交通大学载运工具与装备教育部重点实验室, 南昌 330013)

(3. 机车车辆智能运维铁路行业重点实验室, 南昌 330013)

(4. 中国铁路西安局集团有限公司西安机务段, 西安 710000)

(5. 中国铁路太原局集团有限公司, 太原 030013)

**摘要:** 为探究钢轨焊接区的磨耗及裂纹萌生与轴重及摩擦因数的关系,通过对大量不平顺焊接区的实地测量,拟合了两种典型焊接区的不平顺数据,建立了上凸和下凹两类典型焊接区不平顺轮轨接触的有限元模型。结合摩擦功模型和 Archard 磨耗理论,对焊接区最大磨耗截面进行预测,基于 Jiang-Sehitoglu 模型对焊接区裂纹萌生寿命进行预测。发现随着轴重的增加,上凸及下凹焊接区的磨耗速率均增大;且轴重达到 16 t 时上凸型焊接区磨耗速率显著增大,而下凹型焊接区在轴重达到 18 t 时磨耗速率显著增大;摩擦因数从 0.2 增加到 0.35,上凸和下凹两类焊接区最大磨耗量分别为 1.93 mm、1.08 mm;且上凸型焊接区磨耗速率在摩擦因数为 0.3 时显著增大,而下凹型焊接区磨耗速率在摩擦因数为 0.35 时显著增大。轴重从 12 t 增加到 18 t,上凸型焊接区服役寿命的衰减幅度较小,而下凹型焊接区服役寿命衰减幅度较大。此外,当摩擦因数从 0.2 增加至 0.35 时,其对上凸型焊接区服役寿命的影响明显小于轴重(12~18 t)的影响。然而,当摩擦因数从 0.2 增加至 0.35 时,其对下凹型焊接区服役寿命的影响与轴重(12~18 t)的影响相当。结果表明,随着轴重和摩擦因数的增加,对钢轨焊接区下凹型不平顺的寿命影响更加显著;在工务维护过程中,应着重关注下凹型焊接区的出现并及时标记和修复。

**关键词:** 铁道工程; 轮轨关系; 磨耗预测; 裂纹萌生预测

**中图分类号:** U211.5 **DOI:** 10.16579/j.issn.1001.9669.2025.01.016

## 0 引言

随着中国高速铁路的迅猛发展,无缝钢轨作为确保动车组行驶平稳性的关键,在高速铁路的建设中被广泛使用。然而,钢轨焊接区是钢轨损坏的多发地带。由于钢轨母材与焊接材料存在性能差异以及精度偏差,钢轨焊接接头不平顺度可超过普通钢轨 10 dB 以上,而焊接区接头不平顺会引起轮轨冲击加剧<sup>[1-3]</sup>,导致钢轨磨耗加剧,影响钢轨的服役周期<sup>[4-7]</sup>;较大的轮轨冲击还会降低车辆运行的平稳性,危及行车安全。

国内外开展了大量有关焊接区磨损的研究,大量实测数据表明,焊接区的磨耗速度远大于正常区域<sup>[8]</sup>。向鹏程等<sup>[9]</sup>利用冲击磨损试验机对钢轨焊接接头进行冲击试验,得到焊接接头磨损程度与钢轨硬度成正相关,硬度越低,冲击深度和磨损体积越大。MA 等<sup>[10]</sup>通

过仿真和试验研究,发现钢轨焊接接头的残余应力较大,会加快焊接接头的磨损速度。李霞等<sup>[11]</sup>运用 Kalker 三维非赫兹滚动接触模型和材料磨损模型对地铁钢轨凹型焊接接头波磨初期演化过程进行仿真,仿真结果与实测结果基本吻合。黄彩虹等<sup>[12]</sup>运用 Archard 磨耗理论基于实测数据预测了轮轨磨耗后廓形的演变以及磨耗量的变化动态。由于 Kalker 三维非赫兹滚动接触模型和 Archard 磨耗理论只对单一硬度值进行表征计算,不能很好地反映不同屈服强度下的磨耗差异现象。为了准确预测轮轨磨耗,LEWIS 等<sup>[13]</sup>设计了一种磨耗函数,将摩擦功进行精细处理,通过对比实际测量数据,验证了该磨耗函数的计算结果具有很高的准确性。然而,目前对钢轨焊接区磨耗预测的研究比较少,因此结合上述方法对钢轨焊接区磨耗进行预测是很有必要的。

收稿日期: 2023-11-13 修回日期: 2024-02-22

基金项目: 国家自然科学基金项目(52065021); 江西省双千计划科技创新领军人才项目(S2021GDKX1442); 江西省主要学科与技术领军人才培养计划项目(20213BCJL22040); 江西省教育厅科学技术研究项目(GJJ210641); 载运工具与装备教育部重点实验室自主课题(KLCEZ2022-10); 江西省研究生创新专项资金项目(YC2022-s479)

作者简介: 林凤涛,男,1977年生,内蒙古赤峰人,博士,教授,博士研究生导师; 主要研究方向为轮轨关系及列车运维新技术; E-mail:ecjtu411@163.com。

谭荣凯,男,1990年生,江西丰城人,博士,讲师,硕士研究生导师; 主要研究方向为轨道车辆关键部件服役性能; E-mail:tanrongkai17@163.com。

引用格式: 林凤涛,王子旭,谭荣凯,等. 钢轨不平顺焊接区的磨耗及裂纹萌生预测[J]. 机械强度,2025,47(1):146-154.

LIN Fengtao, WANG Zixu, TAN Rongkai, et al. Wear and crack initiation prediction of rail irregularity welding zone[J]. Journal of Mechanical Strength, 2025, 47(1): 146-154.

对于钢轨焊接区的裂纹萌生寿命问题,国内外专家展开了大量的研究。在疲劳仿真试验中发现,材料不均匀的位置易出现疲劳裂纹,缩短钢轨的使用寿命<sup>[14]</sup>,钢轨疲劳裂纹萌生寿命会随钢轨硬度的提高而延长<sup>[15]</sup>。DENG 等<sup>[16]</sup>基于 Jiang-Sehitoglu 疲劳损伤模型,深入探究了在不同干湿条件下,轮轨接触关系对钢轨裂纹萌生寿命的影响。李伟等<sup>[17]</sup>采用 Jiang-Sehitoglu 疲劳损伤模型计算非稳态载荷条件下轮轨接触状态的残余应力,分析钢轨疲劳萌生寿命。RIBEAUCOURT 等<sup>[18]</sup>通过 Jiang-Sehitoglu 疲劳损伤模型预测钢轨的疲劳裂纹萌生寿命,与现场实测数据相比误差较小,验证了 Jiang-Sehitoglu 疲劳损伤模型的可靠性。由于焊接区材料的复杂性和硬度的变化,焊接区的裂纹萌生寿命与普通钢轨的裂纹萌生寿命产生差异,因此基于 Jiang-Sehitoglu 疲劳损伤模型对钢轨焊接区进行裂纹萌生寿命预测存在必要性。

由于钢轨焊接区材料的差异性以及硬度变化的复杂性,焊接区的磨耗发展和服役寿命与钢轨母材不同。依据铁路相关标准,焊接区低踏量大于 0.3 mm 即为重伤,但该标准安全裕度较高,实际运营线路中存在大量欠打磨焊缝。因此,针对欠打磨焊缝进行磨耗和服役寿命预测是非常有必要的。本文对某线路大量欠打磨焊缝进行测量。由于钢轨焊接区材料属性和表面轮廓的差异性,焊接区内磨耗分布呈现非均匀磨耗,即钢轨各个横截面处磨耗量有较大差异,故基于 Archard 磨耗理论确定焊接接头磨耗速率最大截面,以节省大量计算时间,提高计算效率,再运用摩擦功理论对焊接接头磨耗速率最大截面磨耗进行预测<sup>[19]104-111</sup>,基于 Jiang-Sehitoglu 疲劳损伤模型对裂纹萌生寿命进行计算,为钢轨焊接区养护维修提供技术支持。

## 1 磨耗及裂纹萌生理论

### 1.1 磨耗理论

列车行驶过程中,轮轨接触的同时存在两种运动形式,即纵向滚动及相对滑动。假定车轮在接触斑内的滑动为局部轻微滑动,可简化为

$$\Delta z(x,y) = \frac{3Nk}{2\pi abH} \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2 - \left(\frac{y}{b}\right)^2} \times \sqrt{(\xi - \varphi y)^2 + (\eta + \varphi x)^2} \quad (1)$$

式中, $N$ 为接触区域法向受力; $k$ 为磨耗因数; $a$ 为接触斑长半轴长度; $b$ 为接触斑短半轴长度; $H$ 为材料硬度; $\xi$ 为纵向蠕滑率; $\varphi$ 为横向蠕滑率; $\eta$ 为自旋蠕滑率。

通过理想条件假定并结合实际工况<sup>[19]108</sup>,轮轨接触的相对位置满足的正态分布规律为

$$N(s,\mu,\sigma) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{(s-\mu)^2}{2\sigma^2}\right] \quad (2)$$

式中, $s$ 为轮轨横向位置; $\mu$ 为数学期望; $\sigma$ 为标准差。

接触斑摩擦功为单个接触点力与位移的乘积,即

$$W_{ij} = F_{ij}S_{ij} \quad (3)$$

式中, $W_{ij}$ 为摩擦功; $F_{ij}$ 为切向力; $S_{ij}$ 为相对位移。

将不同横移量的接触斑摩擦功按照正态分布函数叠加,即

$$n_m = N(x_m,\mu,\sigma) \quad (4)$$

$$n_1 + n_2 + n_3 + \dots + n_m = n \quad (5)$$

$$W = k(n_1P_1 + n_2P_2 + \dots + n_mP_m) \quad (6)$$

式中,轮对不同横移量下的接触次数定义为  $n_1, n_2, n_3, \dots, n_m$ ;  $n$  为磨耗总次数;  $W$  为累计磨耗量矩阵;  $P_m$  为不同横移量下的摩擦功矩阵;  $m \in [-8, 8]$ 。

利用 Archard 磨损模型<sup>[12]58[20]</sup>计算钢轨焊接区表面的磨耗量,即

$$V_w = \frac{kNl}{H} \quad (7)$$

式中, $V_w$ 为材料磨耗体积; $l$ 为轮轨接触位置的相对位移。

根据上述假设,通过钢轨焊接接头时,对中位置(横移量为 0 时)出现频率最多。通过 Archard 磨损模型,结合正态分布,计算车轮在不同横移量下通过焊接区的瞬时磨耗量。对焊接区的磨耗情况进行纵向筛选,确定钢轨焊接区最大磨耗值截面。基于有限元得到该截面法向压应力和节点相对运动速度,最后计算该截面摩擦功分布情况,从而实现了对钢轨不平顺焊接区的磨耗预测。

### 1.2 裂纹萌生理论

钢轨疲劳裂纹扩展分为裂纹萌生与裂纹扩展两个阶段。在钢轨的总寿命中,裂纹萌生阶段占据了相当大的比例。裂纹通常在接触区域应力集中的表面萌生。JIANG 等<sup>[21]38-49</sup>提出的多轴疲劳裂纹萌生寿命预测模型参考了能量密度和临界平面法,能较准确地考虑到这一因素。该预测模型提出了一种新的损伤参量——Jiang-Sehitoglu 损伤参量<sup>[22]</sup>,损伤参量计算式为

$$P_F = \langle \sigma_{\max} \rangle \frac{\Delta \varepsilon}{2} + j \Delta \tau \Delta \gamma \quad (8)$$

$$\langle \sigma_{\max} \rangle = \max(\sigma_{\max}, 0) = 0.5(|\sigma_{\max}| + \sigma_{\max}) \quad (9)$$

式中, $P_F$ 为损伤参量; $\sigma_{\max}$ 为裂纹面最大法向应力; $\Delta \varepsilon$ 为裂纹面正应变幅值; $j$ 为材料常数,取值为 0.2; $\Delta \tau$ 为裂纹面剪应力幅值; $\Delta \gamma$ 为裂纹面上剪应变幅值。

疲劳裂纹萌生寿命预测计算式为

$$P_F^{\max} = \frac{(\sigma'_t)^2}{E} (2N_f)^{2B} + \sigma'_t \varepsilon'_t (2N_f)^{B+c} \quad (10)$$

式中, $P_F^{\max}$ 为最大损伤参量; $\sigma'_t$ 为拉伸疲劳强度系数; $E$ 为弹性模量; $N_f$ 为疲劳裂纹萌生寿命,寿命  $N_f$  结合了 SWT (Smith-Watson-Topper) 准则; $\varepsilon'_t$ 为拉伸疲劳强度系数; $B$ 为疲劳强度指数; $c$ 为疲劳延性指数。

由式(10)可得,损伤参量最大值 $P_F^{\max}$ ,通过提取有限元计算结果中两方向上的应力分量 $\sigma_{ij}$ 与应变分量 $\varepsilon_{ij}$ ,再通过式(13)可将坐标转换为任意截面的应力分量 $\sigma'_{ij}$ 与应变分量 $\varepsilon'_{ij}$ ,如图1所示。其中, $xyz$ 为有限元坐标系, $x'y'z'$ 为任意截面坐标系。

$$\sigma'_{ij} = A\sigma_{ij}A^T \quad (11)$$

$$\varepsilon'_{ij} = A\varepsilon_{ij}A^T \quad (12)$$

$$A = \begin{bmatrix} -\sin\alpha\sin\beta & -\cos\alpha\sin\beta & \cos\beta \\ \cos\beta & -\sin\alpha & 0 \\ \sin\alpha\sin\beta & -\cos\alpha\sin\beta & \sin\beta \end{bmatrix} \quad (13)$$

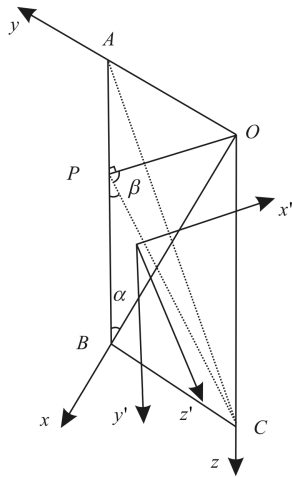


图1 坐标转换示意图

Fig. 1 Diagram of the coordinate transformation

## 2 模型建立

### 2.1 轮轨接触有限元模型

选取LMA型轮缘踏面和标准CN60钢轨廓形建立有限元轮轨接触模型。为缩减计算时间,选择单边轮轨模型,轨道模型全长为12 m,车轮设置为刚体,钢轨轨头设置为弹塑性材料,轨腰及轨底设置为线弹性材料。使用车轮中心点代替车轴,依据UIC510-5标准施加载荷工况,并约束车轮横向自由度,钢轨与轨道板采用21组弹簧阻尼单元连接以等效弹簧扣件,弹簧刚度为25 kN/mm、阻尼系数为900 N·s/mm。轨道板与CA砂浆层、CA砂浆层与道床均约束横向和纵向自由度,钢轨下材料主要参数如表1所示。

表1 轨下材料参数

Tab. 1 Parameters of materials under the rail

材料 Material	泊松比 Poisson ratio	密度 Density/(kg/m <sup>3</sup> )	弹性模量 Elasticity modulus/GPa
轨道板 Track board	0.3	$2.5 \times 10^3$	0.2
CA砂浆层 CA mortar layer	0.3	$1.8 \times 10^3$	24
道床 Roadbed	0.3	$2.7 \times 10^3$	35

钢轨焊接区设置在钢轨11.2 m处,以减弱轮轨力波动。设置车轮前进速度为55 m/s,在车轮中心添加

127.9 rad/s的初始角速度,轨底坡坡率为1/40,计算步长为2 mm,轮缘远离轨距角为正位移,轮缘靠近轨距角为负位移。轮轨接触模型采用C3D8R六面体单元,轮轨模型网格全局尺寸设置为10 mm,并细化轮轨接触面及钢轨轨头顶面局部尺寸(1 mm),如图2所示。泊松比为0.3,弹性模量为206 GPa,强化模量为21 GPa。

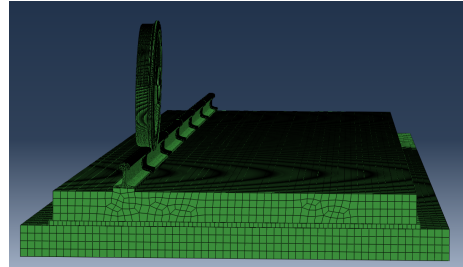
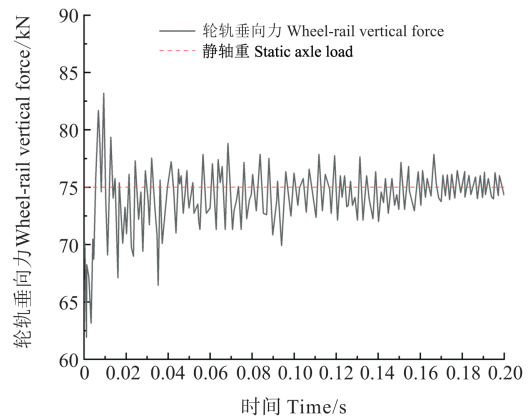


图2 轮轨接触有限元模型

Fig. 2 Wheel-rail contact finite element model

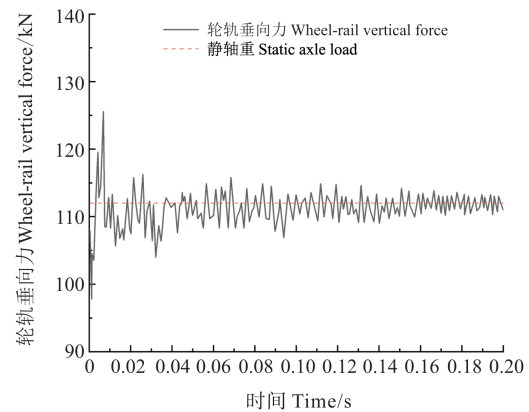
选取滚动接触显式算法,接触面法向关系定义为“硬”接触,切向关系采用库仑摩擦模型,接触关系之间定义为“小滑移”,接触滑动容差设置为0.1,保证计算分析过程中收敛。

通过有限元分析,车轮滚过平顺钢轨的轮轨垂向力如图3所示。根据ZHAO<sup>[23]</sup>的研究结果,当轮轨垂向力的波动幅值除以轮对的静轴重小于10%时,即可



(a) 轴重12 t轮轨垂向力

(a) Wheel-rail vertical force with axle load of 12 t



(b) 轴重18 t轮轨垂向力

(b) Wheel-rail vertical force with axle load of 18 t

图3 轮轨垂向力

Fig. 3 Wheel-rail vertical force

认为车辆达到稳态。通过有限元结果可知,随着距离的增加,轮轨垂向力波动逐渐减缓。由图 3 可知,在 0.17~0.20 s,即在钢轨 9.4~11.2 m 时,轴重 12 t 时的最大波动幅值除以轮对的静轴重约为 4.21%,轮轨垂向力在 75 kN 附近波动;轴重 18 t 时的最大波动幅值除以轮对的静轴重约为 3.17%,轮轨垂向力在 112 kN 附近波动。这均与施加的载荷工况相吻合,表明所建模型可以进行下一步的分析计算。

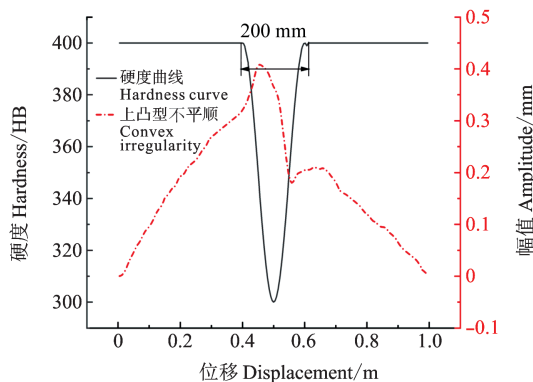
### 2.2 焊接区不平顺模型

根据焊接区形态,将焊接区分为上凸型不平顺和下凹型不平顺,不平顺最大幅值为 0.4 mm。基于余弦谐波叠合不平顺模型<sup>[24-25]</sup>为

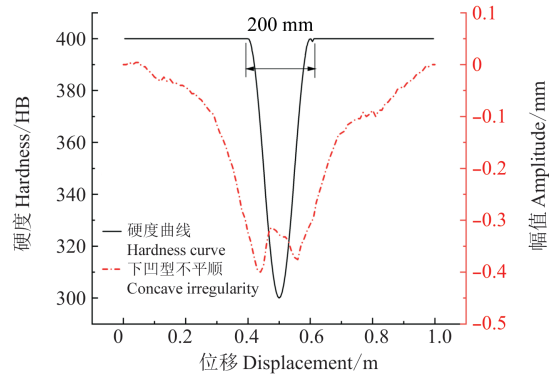
$$Z_i = f \begin{cases} \frac{1}{2} f_1 (1 - \cos \frac{2\pi vt}{L}), 0 \leq t \leq \frac{L - \lambda}{2v} \\ f_1 + \frac{1}{2} f_2 [1 - \cos \frac{2\pi v}{\lambda} (t - \frac{L - \lambda}{2v})], \\ \frac{L - \lambda}{2v} < t \leq \frac{L + \lambda}{2v} \\ \frac{1}{2} f_1 [1 - \cos \frac{2\pi v}{L} (t - \frac{L + \lambda}{2v})], \\ \frac{L + \lambda}{2v} < t \leq \frac{L}{v} \end{cases} \quad (14)$$

式中,  $Z_i$  为激励位移;  $f$  为不平顺波深;  $f_1$ 、 $f_2$  分别为长波和短波不平顺幅值;  $L$  为不平顺长波波长;  $\lambda$  为不平顺短波波长;  $v$  为行车速度。

将某线路实测的欠打磨钢轨焊接接头大量上凸不平顺及下凹不平顺焊接区波深、波长和幅值等数据依据平均值原则代入式(14),拟合出典型上凸型不平顺和下凹型不平顺幅值数据,如图 4 所示。将焊接接头前后部分的区域定义为热影响区。根据实际钢轨及焊接区硬度的测量结果及文献[26]所述,将热影响区和焊接区的宽度分别定义为 10 mm 和 30 mm,焊缝区起始位置设置在距钢轨末端 750 mm 处。提取该区域表面节点坐标,利用 Matlab 软件批量修改选定区域网格节点坐标,构建焊接区上凸型及下凹型不平顺模型,如图 5 所示。参照文献[27]的研究结果,钢轨各区域材料参数如表 2 所示。



(a) 上凸型不平顺幅值  
(a) Convex irregularity amplitude



(b) 下凹型不平顺幅值  
(b) Concave irregularity amplitude

图 4 两类不平顺及硬度分布图

Fig. 4 Diagram of two types of irregularity and hardness distribution

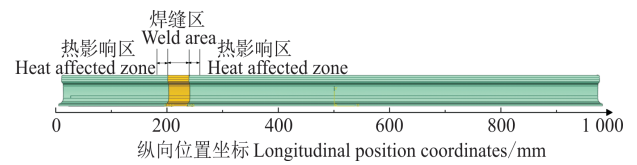


图 5 第 12 米钢轨焊接区示意图

Fig. 5 Schematic diagram of the 12th meter rail welding zone

表 2 钢轨材料参数

Tab. 2 Rail material parameters

材料 Material	泊松比 Poisson ratio	屈服强度 Yield strength/MPa	弹性模量 Elasticity modulus /GPa
母材 Base metal	0.3	524	206
热影响区 Heat affected zone	0.3	464	206
焊缝区 Weld area	0.3	460	206

### 2.3 磨损速率分析及摩擦功计算

通过对实测钢轨接触光带的分析,并结合文献[19]<sup>108</sup>的研究结果,轮轨接触横向相对位置变化符合正态分布概率,且在对中位置(横移量为 0 时)为正态分布概率函数曲线的波峰,即  $\mu = 0$  对  $\sigma = [0, 20]$  区间的值进行试算,  $\sigma = 8$  时与实测数据最相符,即可代入式(2)计算,得到车轮不同横移量下轮轨接触次数的概率,如图 6 所示。

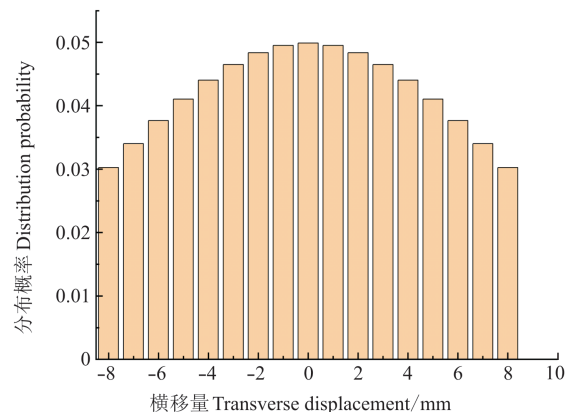
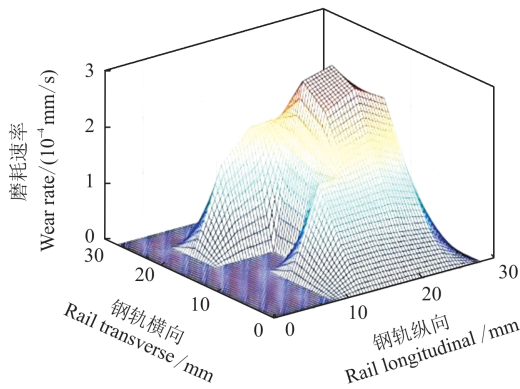


图 6 不同横移量的通过概率分布

Fig. 6 Probability distribution of different transverse displacements

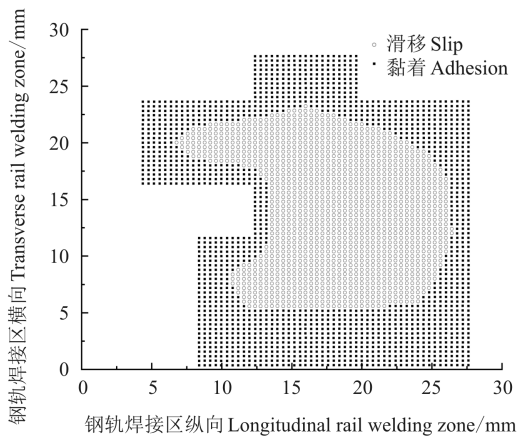
基于轮轨接触有限元模型,计算得到钢轨焊接区表面磨损速率。由图6所示的不同横移量的通过概率分布,将不同横移量下接触斑瞬时磨损速率,叠加得到车轮通过上凸型及下凹型钢轨焊缝不平顺时瞬态磨损速率(图7)。根据 Archard 理论,仅在滑移区产生轮轨磨损。

由图7(a)、图7(b)可知,车轮通过上凸型不平顺时,在焊接区域横向16 mm、纵向25 mm处的瞬时磨损速率最大,达到 $3.04 \times 10^{-4}$  mm/s。在接触斑内黏着区,钢轨纵向磨损速率变化较小,但也呈现出不均匀磨耗;横向磨损速率变化比较符合正态分布函数。



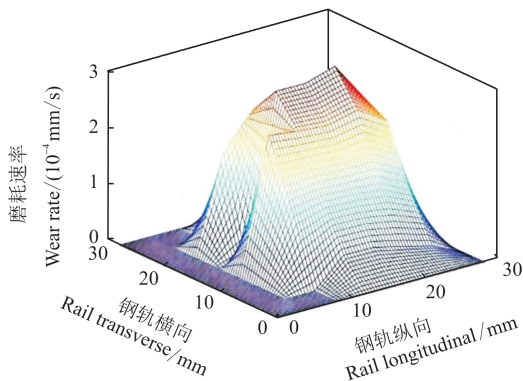
(a) 上凸不平顺瞬时磨损速率

(a) Instantaneous wear rate of the convex irregularity



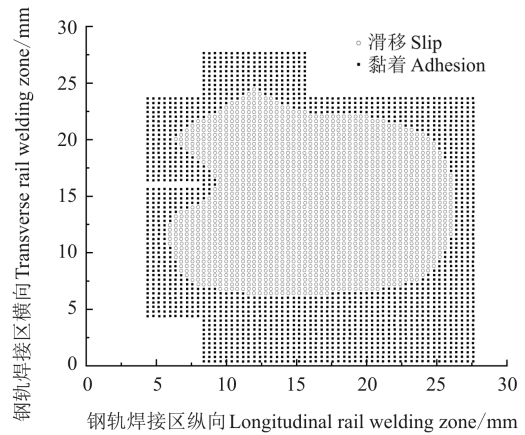
(b) 上凸不平顺接触斑

(b) Convex irregularity contact patch



(c) 下凹不平顺瞬时磨损速率

(c) Instantaneous wear rate of the concave irregularity



(d) 下凹不平顺接触斑

(d) Concave irregularity contact patch

图7 钢轨焊接区瞬时磨损速率

Fig. 7 Instantaneous wear rate of the irregularity rail weld zone

由图7(c)、图7(d)可知,车轮通过下凹型不平顺时,在轮轨对中位置,即焊接区横向20 mm、纵向25 mm处的瞬时磨损速率最大,达到 $3.04 \times 10^{-4}$  mm/s。在接触斑内黏着区,相较于上凸型不平顺焊接区,钢轨纵向磨损速率变化较大,但磨耗程度较为均匀;横向磨损速率变化比较符合正态分布函数。

总体来说,上凸型不平顺和下凹型不平顺焊接区磨损较大的区域均出现在轮轨对中位置接触斑中心处,并随着轮轨横移位置的偏移,磨损速率逐渐降低。

综上所述,选择两类焊接区沿钢轨纵向25 mm处为磨损预测分析的截面位置,截取磨损速率最大的钢轨焊接区截面节点进行摩擦力分析。

通过实测线路每日列车经过次数可知,钢轨通过车轮次数 $n$ 约为 $1.0 \times 10^8$ 。基于反推法选择与实测钢轨廓形较为接近的 $K$ 值<sup>[19]108</sup>,取值为 $2.7 \times 10^{-9}$ 。根据式(3)~式(6),将上凸型和下凹型焊接区磨损预测截面各节点的摩擦功叠加,得出截面摩擦功总和,如图8所示。

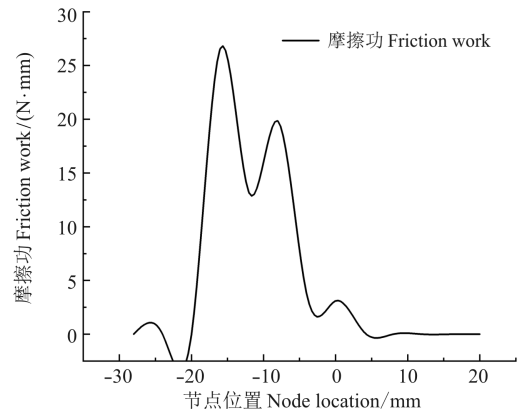


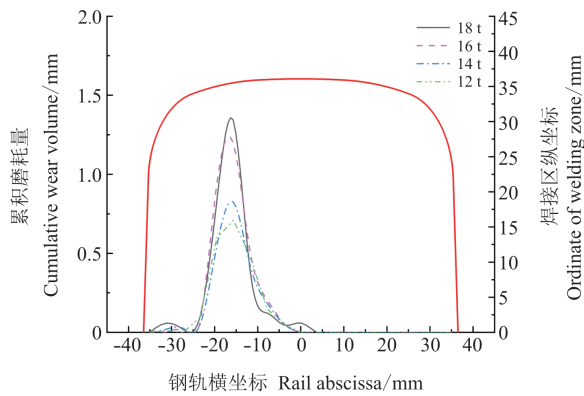
图8 焊接区摩擦功分布

Fig. 8 Distribution of the friction work in the welding zone

### 3 结果与分析

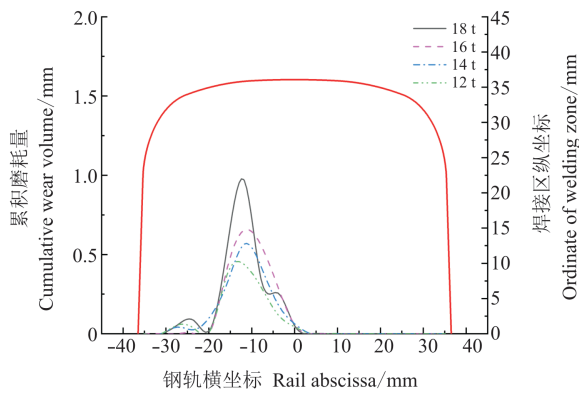
#### 3.1 不同工况下两种焊接区磨耗深度研究

由图9(a)可知,不同轴重通过上凸型焊接区的过程中,车轮经过次数设置为 $2.7 \times 10^7$ ,摩擦因数为0.3,随着轴重的增加,钢轨磨耗深度逐渐增加,磨耗特征趋势变化不大。12 t轴重时磨耗深度为0.71 mm,14 t轴重时磨耗深度为0.82 mm,16 t轴重时磨耗深度为1.18 mm,18 t轴重时磨耗深度为1.33 mm。从12 t开始,每增加2 t轴重,磨耗深度增长率依次为5.5%、43.9%、12.7%。当轴重从14 t增加至16 t时,磨耗深度变化率显著增加。不同轴重下钢轨焊接区磨耗位置稳定在钢轨内侧 $[-5, -25]$  mm处。



(a) 不同轴重上凸型不平顺磨耗深度

(a) Convex irregularity wear depth of different axle loads



(b) 不同轴重下凹型不平顺磨耗深度

(b) Concave irregularity wear depth of different axle loads

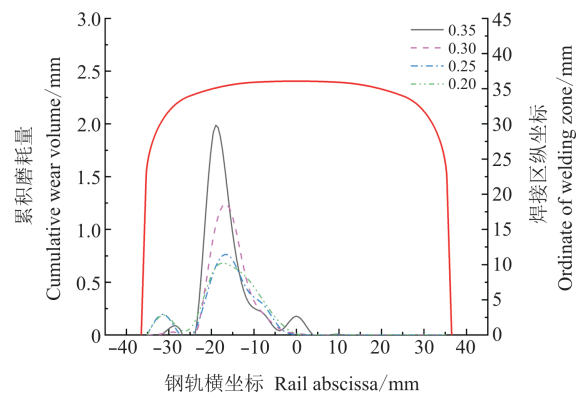
图9 不同轴重焊接区磨耗深度

Fig. 9 Welding zone wear depth of different axle loads

由图9(b)可知,不同轴重通过下凹型焊接区的过程中,车轮经过次数设置为 $2.7 \times 10^7$ ,摩擦因数为0.3,随着轴重的增加,钢轨磨耗深度逐渐增加,磨耗特征趋势变化不大。12 t轴重时磨耗深度为0.44 mm,14 t轴重时磨耗深度为0.57 mm,16 t轴重时磨耗深度为0.65 mm,18 t轴重时磨耗深度为0.96 mm。从12 t开始,每增加2 t轴重,磨耗深度增长率依次为29.5%、14.0%、47.7%。当轴重从16 t增加至18 t时,磨耗深度变化率显著增加。不同轴重下钢轨焊接区磨耗位置稳定在钢轨内侧 $[5, 20]$  mm处。当轴重小于16 t时,磨

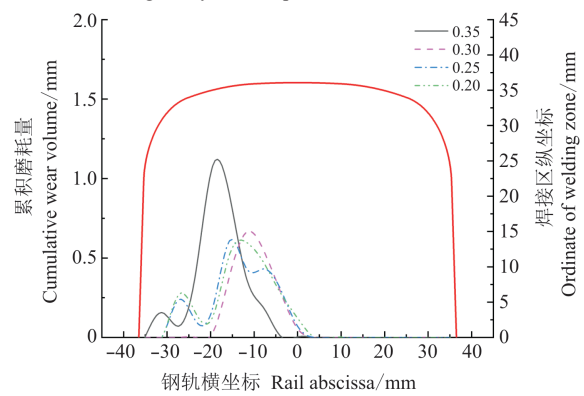
耗深度主要集中在 $-10$  mm;轴重大于16 t时,磨耗深度向 $-5$  mm处偏移。相较于上凸型焊接区,下凹型焊接区磨耗深度整体偏小,且在大轴重时有明显突变。

在摩擦因数对钢轨上凸型焊接区磨耗深度的影响分析中,车轮经过次数设置为 $2.7 \times 10^7$ ,轴重为16 t。由图10(a)可知,钢轨磨耗深度随摩擦因数的增加而增加,磨耗特征趋势变化不大。摩擦因数为0.2时磨耗深度为0.67 mm、摩擦因数为0.25时磨耗深度为0.74 mm、摩擦因数为0.3时磨耗深度为1.19 mm、摩擦因数为0.35时磨耗深度为1.93 mm。当摩擦因数从0.25增加至0.35时,磨耗深度变化率显著增加。不同摩擦因数下钢轨焊接区磨耗位置稳定在钢轨内侧 $[-25, -5]$  mm处。



(a) 不同摩擦因子上凸型不平顺磨耗深度

(a) Convex irregularity wear depth of different friction coefficients



(b) 不同摩擦因数下凹型不平顺磨耗深度

(b) Concave irregularity wear depth of different friction coefficients

图10 不同摩擦因数焊接区磨耗深度

Fig. 10 Welding zone wear depth of different friction coefficients

在摩擦因数对钢轨下凹型焊接区磨耗深度的影响分析中,车轮经过次数设置为 $2.7 \times 10^7$ ,轴重为16 t。由图10(b)可知,钢轨磨耗深度随摩擦因数的增加而增加,磨耗特征趋势变化不大。摩擦因数为0.2时磨耗深度为0.60 mm,摩擦因数为0.25时磨耗深度为0.61 mm,摩擦因数为0.3时磨耗深度为0.66 mm,摩擦因数为0.35时磨耗深度为1.08 mm。当磨耗深度变化率在摩擦因数从0.3增加至0.35时显著增大。摩擦因数小于0.3时,磨耗位置稳定在钢

轨内侧 $[-30, 0]$  mm处;当摩擦因数大于0.3时,磨损位置向钢轨内侧 $[-35, -5]$  mm处偏移,钢轨最大磨损位置从钢轨内侧 $-10$  mm处偏移至 $-17$  mm处。

### 3.2 不同工况下两种焊接区服役寿命预测

通过模型计算,得到不同轴重及摩擦因数的疲劳损伤因子后,即可获得上凸型焊接区与下凹型焊接区钢轨的裂纹萌生预测值。由于Jiang-Sehitoglu寿命预测模型[式(10)]涉及的相关材料参数需要大量的钢轨焊接区和热影响区屈服应力试验获得,获取难度较高。因此,本文参考JIANG等<sup>[21]38-49[28]</sup>研究结果,相关材料参数如表3所示。

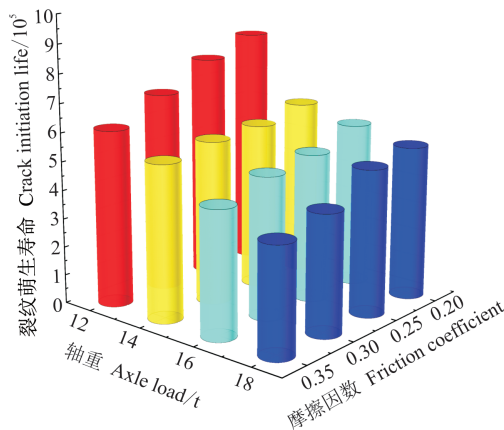
表3 钢轨疲劳材料参数

Tab. 3 Rail fatigue material parameters

参数Parameter	$b$	$c$	$\sigma'_f$	$\epsilon'_f$
值Value	-0.108 4	-0.550 1	1 015	0.509 4

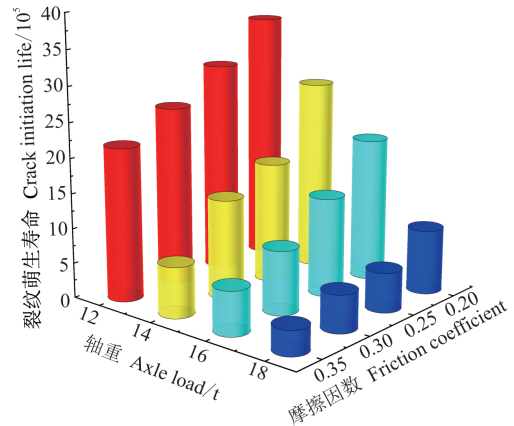
不同轴重及摩擦因数对钢轨上凸型不平顺焊接区裂纹萌生的影响如图11(a)所示。在摩擦因数为0.35时,轴重从小到大,上凸型焊接区的裂纹萌生寿命分别为 $6.16 \times 10^5$ 、 $5.44 \times 10^5$ 、 $4.41 \times 10^5$ 、 $3.78 \times 10^5$ ;在轴重为18 t时,摩擦因数从小到大,上凸型焊接区的裂纹萌生寿命分别为 $5.40 \times 10^5$ 、 $5.12 \times 10^5$ 、 $4.19 \times 10^5$ 、 $3.78 \times 10^5$ 。在轴重为16 t时,摩擦因数从0.20增大到0.35(每次增加0.05),钢轨的裂纹萌生寿命衰减幅度依次为10.2%、5.0%、11.0%;在摩擦因数为0.30时,轴重从12 t增大到18 t(每次增加2 t),钢轨的裂纹萌生寿命衰减幅度依次为18.2%、13.5%、15.5%。由此可以看出,摩擦因数对于上凸型焊接区的影响小于轴重对于裂纹萌生寿命的影响。

不同轴重及摩擦因数对钢轨下凹型不平顺焊接区裂纹萌生的影响如图11(b)所示。在摩擦因数为0.35时,轴重从小到大,下凹型焊接区的裂纹萌生寿命分别为 $21.84 \times 10^5$ 、 $7.22 \times 10^5$ 、 $6.26 \times 10^5$ 、 $3.51 \times 10^5$ ;在轴重为18 t时,摩擦因数从小到大,下凹型焊接区的裂纹萌生寿命分别为 $9.20 \times 10^5$ 、 $5.66 \times 10^5$ 、 $5.34 \times 10^5$ 、



(a) 上凸不平顺焊接区裂纹萌生寿命

(a) Crack initiation life of the convex irregularity welding zone



(b) 下凹不平顺焊接区裂纹萌生寿命

(b) Crack initiation life of the concave irregularity welding zone

图11 焊接区裂纹萌生寿命

Fig. 11 Crack initiation life of the welding zone

$3.51 \times 10^5$ 。在轴重为16 t时,摩擦因数从0.20增大到0.35(每次增加0.05),钢轨的裂纹萌生寿命衰减幅度依次为31.3%、35.6%、31.2%;在摩擦因数为0.30时,轴重从12 t增大到18 t(每次增加2 t),钢轨的裂纹萌生寿命衰减幅度依次为44.7%、36.0%、41.3%。由此可以看出,摩擦因数和轴重对于下凹型焊接区的裂纹萌生寿命均有影响。

对于小轴重小摩擦因数时下凹区裂纹出现次数远大于上凸区,而大轴重大摩擦因数时下凹区服役寿命小于上凸区的现象,其可能的原因是分析过程中没有考虑通过次数对焊接区磨损状况的影响。在小轴重小摩擦因数下,轮对每次都会冲击硬度有所欠缺的上凸型焊接区,所以缩短了上凸区服役寿命;在大轴重大摩擦因数下,轮对经过下凹区时会产生较大的压应力,导致下凹区服役寿命衰减幅度明显下降。

## 4 结论

基于有限元分析,利用Archard模型并结合摩擦功理论以及Jiang-Sehitoglu寿命预测模型,对钢轨的两种典型焊接区不平顺的磨损和服役寿命进行了预测,得出以下结论:

1) 轴重从12 t增加至18 t,上凸区磨损量最大增幅区间在 $[14, 16]$  t,磨损增长率为43.9%;下凹区磨损量最大增幅区间在 $[16, 18]$  t,磨损增长率为47.7%。

2) 随着摩擦因数的增大,当其达到0.30时,上凸区磨损速率显著增大,增幅为37.8%;达到0.35时,下凹区磨损速率显著增大,增幅为38.9%。

3) 随着轴重和摩擦因数的增大,上凸区裂纹萌生寿命衰减幅度较小,但也有明显衰减。为确保线路正常运行,应及时对较大轴重和较大摩擦因数的钢轨焊接区进行维护。

4) 随着轴重和摩擦因数的增大,下凹区裂纹萌

生寿命衰减幅度较大。相较于上凸型焊接区,在工务维护过程中应着重关注下凹型焊接区裂纹的出现,并及时标记和修复。

#### 参考文献(References)

- [1] 陈嵘,孙耀亮,安博洋,等. 钢轨焊接接头不平顺演变条件下的轮轨接触分析[J]. 铁道标准设计,2023,67(2):37-42.  
CHEN Rong, SUN Yaoliang, AN Boyang, et al. Wheel-rail contact analysis under the evolution of rail joint's geometry irregularity[J]. Railway Standard Design, 2023, 67(2):37-42. (In Chinese)
- [2] 魏子龙,刘丙强,杨飞,等. 轨枕空吊对钢轨焊接不平顺区轮轨接触的影响[J]. 同济大学学报(自然科学版),2021,49(4):517-525.  
WEI Zilong, LIU Bingqiang, YANG Fei, et al. Influence of unsupported sleeper on wheel-rail contact at rail weld irregularity [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2021, 49(4):517-525. (In Chinese)
- [3] KORO K, ABE K, ISHIDA M, et al. Timoshenko beam finite element for vehicle—track vibration analysis and its application to jointed railway track [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit, 2004, 218(2):159-172.
- [4] 马晓川,刘林芽,张鹏飞,等. 近场动力学框架下钢轨疲劳裂纹萌生预测的数值方法研究[J]. 摩擦学学报,2020,40(5):608-614.  
MA Xiaochuan, LIU Linya, ZHANG Pengfei, et al. Numerical method for predicting rail fatigue crack initiation with peridynamic theory[J]. Tribology, 2020, 40(5):608-614. (In Chinese)
- [5] MUTTON P J, ALVAREZ E F. Failure modes in aluminothermic rail welds under high axle load conditions[J]. Engineering Failure Analysis, 2004, 11(2):151-166.
- [6] 顾颖,冯倩,任松波,等. 焊接残余应力对对接接头疲劳裂纹扩展的影响[J]. 铁道科学与工程学报,2021,18(10):2752-2760.  
GU Ying, FENG Qian, REN Songbo, et al. Effects of welding residual stresses on fatigue crack growth behavior of butt joint[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2021, 18(10):2752-2760. (In Chinese)
- [7] 金学松,张继业,温泽峰,等. 轮轨滚动接触疲劳现象分析[J]. 机械强度,2002,24(2):250-257.  
JIN Xuesong, ZHANG Jiye, WEN Zefeng, et al. Overview of phenomena of rolling contact fatigue of wheel/rail [J]. Journal of Mechanical Strength, 2002, 24(2):250-257. (In Chinese)
- [8] 丁韦,李力,李金华,等. 重载铁路钢轨焊接接头磨耗特征研究[J]. 铁道建筑,2012,52(11):119-123.  
DING Wei, LI Li, LI Jinhua, et al. Wear characteristics and countermeasures of rail welded joint for heavy haul railway [J]. Railway Engineering, 2012, 52(11):119-123. (In Chinese)
- [9] 向鹏程,蒋文娟,丁昊昊,等. 两种热处理钢轨焊接接头冲击磨损与损伤性能研究[J]. 摩擦学学报,2021,41(3):382-392.  
XIANG Pengcheng, JIANG Wenjuan, DING Haohao, et al. Investigation on impact wear and damage properties of rail welded joints after two types of heat-treatments [J]. Tribology, 2021, 41(3):382-392. (In Chinese)
- [10] MA N S, CAI Z P, HUANG H, et al. Investigation of welding residual stress in flash-butt joint of U71Mn rail steel by numerical simulation and experiment [J]. Materials & Design, 2015, 88:1296-1309.
- [11] 李霞,吴磊,温泽峰,等. 钢弹簧浮置板轨道焊接接头处钢轨波磨研究I:初始演化[J]. 机械工程学报,2023,59(8):245-252.  
LI Xia, WU Lei, WEN Zefeng, et al. Study on the rail corrugation at weld joint of steel spring floating slab track I: initial evolution [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, 59(8):245-252. (In Chinese)
- [12] 黄彩虹,罗仁,曾京,等. 系统参数对高速列车车轮踏面凹陷磨耗的影响[J]. 交通运输工程学报,2016,16(3):55-62.  
HUANG Caihong, LUO Ren, ZENG Jing, et al. Effect of system parameters on tread-hollow wear of high-speed train wheels [J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2016, 16(3):55-62. (In Chinese)
- [13] LEWIS R, OLOFSSON U. Mapping rail wear regimes and transitions[J]. Wear, 2004, 257(7/8):721-729.
- [14] 肖乾. 轮轨滚动接触弹塑性分析及疲劳损伤研究[D]. 北京:中国铁道科学研究院,2012:9.  
XIAO Qian. The elasto-plastic analysis and fatigue damage research of wheel/rail rolling contact [D]. Beijing: China Academy of Railway Sciences, 2012:9. (In Chinese)
- [15] 王军平,周宇,沈钢. 钢轨硬度对疲劳裂纹萌生和钢轨磨耗的影响[J]. 西南交通大学学报,2021,56(3):611-618.  
WANG Junping, ZHOU Yu, SHEN Gang. Effect of rail hardness on fatigue cracks initiation and rail wear [J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2021, 56(3):611-618. (In Chinese)
- [16] DENG T S, ZHAO X, WU B, et al. Prediction of crack initiation of rail rolling contact fatigue [J]. Applied Mechanics and Materials, 2013, 344:75-82.
- [17] 李伟,周志军,温泽峰,等. 轮轨非稳态载荷下钢轨疲劳裂纹萌生分析[J]. 机械工程学报,2023,59(18):283-293.  
LI Wei, ZHOU Zhijun, WEN Zefeng, et al. Analysis of rail fatigue crack initiation under nonsteady state loading of wheel-rail [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, 59(18):283-293. (In Chinese)
- [18] RIBEAUCOURT R, BAIETTO-DUBOURG M C, GRAVOUIL A. A new fatigue frictional contact crack propagation model with the coupled X-FEM/LATIN method[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007, 196(33/34):3230-3247.
- [19] 张军,刘佳欢,王雪萍,等. 基于有限元摩擦功计算的钢轨磨耗预测方法[J]. 机械工程学报,2019,55(14):104-111.  
ZHANG Jun, LIU Jiahuan, WANG Xueping, et al. Wheel-rail friction work calculation method and rail wear prediction based on finite element method [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(14):104-111. (In Chinese)
- [20] 雷震宇,王志强. 地铁小半径曲线段钢轨磨耗分布发展特性分析[J]. 机械强度,2020,42(4):890-895.  
LEI Zhenyu, WANG Zhiqiang. Analysis of development characteristics of rail wear distribution of small radius curve section in metro [J]. Journal of Mechanical Strength, 2020, 42(4):890-895. (In Chinese)
- [21] JIANG Y Y, SEHITOGLU H. A model for rolling contact failure [J]. Wear, 1999, 224(1):38-49.
- [22] 刘云涛,段志东. 轨底坡对重载铁路钢轨疲劳裂纹萌生寿命的影响[J]. 铁道科学与工程学报,2022,19(5):1250-1259.  
LIU Yuntao, DUAN Zhidong. Influence of track cant on fatigue

- crack initiation life of heavy-haul rails [J]. *Journal of Railway Science and Engineering*, 2022, 19(5): 1250-1259. (In Chinese)
- [23] ZHAO X. Modeling of high-speed wheel-rail rolling contact on a corrugated rail and corrugation development [J]. *Journal of Zhejiang University Science A*, 2014, 15: 946-963.
- [24] GAO J M, ZHAI W M, GUO Y. Wheel-rail dynamic interaction due to rail weld irregularity in high-speed railways [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, 2018, 232(1): 249-261.
- [25] 陈美, 翟婉明, 閻鑫, 等. 高速铁路多边形车轮通过钢轨焊接区的轮轨动力特性分析[J]. *科学通报*, 2019, 64(25): 2573-2582. CHEN Mei, ZHAI Wanming, GE Xin, et al. Analysis of wheel-rail dynamic characteristics due to polygonal wheel passing through rail weld zone in high-speed railways [J]. *Chinese Science Bulletin*, 2019, 64(25): 2573-2582. (In Chinese)
- [26] 牛留斌, 赵隽, 刘金朝. 钢轨焊接接头激励下的轮轨垂向力特性[J]. *铁道建筑*, 2020, 60(9): 131-135. NIU Liubin, ZHAO Jun, LIU Jinzhao. Wheel-rail vertical force characteristics under rail welded joint excitation [J]. *Railway Engineering*, 2020, 60(9): 131-135. (In Chinese)
- [27] 石建奎. 钢轨焊接接头应力的有限元分析[D]. 杭州: 浙江工业大学, 2010: 26-27. SHI Jiankui. Finite element analysis of stress in rail welding joint [D]. Hangzhou: Zhejiang University of Technology, 2010: 26-27. (In Chinese)
- [28] JIANG. A fatigue criterion for general multiaxial loading [J]. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2000, 23(1): 19-32.

## Wear and crack initiation prediction of rail irregularity welding zone

LIN Fengtao<sup>1,2,3</sup> WANG Zixu<sup>2,3,4</sup> TAN Rongkai<sup>1,2,3</sup> ZHANG Zihao<sup>5</sup> DU Ruiting<sup>2,3</sup> SHI Zhiqin<sup>2,3</sup>

(1. State Key Laboratory of Performance Monitoring and Protecting of Rail Transit Infrastructure, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, China)

(2. Key Laboratory of Conveyance and Equipment of Ministry of Education, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, China)

(3. Key Laboratory of Railway Industry of Intelligent Operation and Maintenance for Locomotive Vehicle, Nanchang 330013, China)

(4. Xi'an Locomotive Depot, China Railway Xi'an Group Co., Ltd., Xi'an 710000, China)

(5. China Railway Taiyuan Group Co., Ltd., Taiyuan 030013, China)

**Abstract:** In order to investigate the relation between abrasion and crack initiation in the welded zone of rails and axle weight and friction coefficient, through the field measurement of a large number of uneven weld zones, two kinds of typical weld zone uneven data were fitted, and two kinds of typical uneven wheel-rail contact finite element models of upper convex and lower concave weld zones were established. Combined with the friction work model and Archard wear theory, the maximum wear cross section of the welded zone was predicted, and the crack initiation life of the welded zone was predicted based on the Jiang-Sehitoglu model. It is found that with the increase of axle load, the abrasion rate of both the upper convex and lower concave weld zone increases, and the abrasion rate of the upper convex weld zone increases significantly when the axle load reaches 16 t, while the abrasion rate of the lower concave weld zone increases significantly when the axle load reaches 18 t. When the friction coefficient increases from 0.2 to 0.35, the maximal abrasion amount of the two types of weld zones of the upper convex and the lower concave is 1.93 mm and 1.08 mm, respectively. The abrasion rate of the upper convex type increases significantly at a friction coefficient of 0.3, while the abrasion rate of the lower concave type increases significantly at a coefficient of 0.35. When the axle load increases from 12 t to 18 t, the service life of the upper convex weld zone decreases less, while the service life of the lower concave weld zone decreases more. In addition, when the friction coefficient is increased from 0.2 to 0.35, its effect on the service life of the upper convex weld zone is significantly smaller than that of the axle load (12-18 t). However, when the friction coefficient is increased from 0.2 to 0.35, the effect on the service life of the lower concave weld zone is comparable to that of the axle load (12-18 t). The results show that with the increase of axle load and friction coefficient, the influence of concave irregularity on the life of rail welding zone is more significant. In the process of engineering maintenance, we should pay attention to the appearance of concave welding zone and mark and repair it in time.

**Key words:** Railway engineering; Wheel-rail relation; Wear prediction; Crack initiation prediction

Corresponding author: LIN Fengtao, E-mail: ecjtu411@163.com

Fund: National Natural Science Foundation of China (52065021); Jiangxi "Double Thousand Plan" Science and Technology Innovation Leading Talent Project (S2021GDKX1442); Jiangxi Province Major Disciplines and Technology Leading Personnel Training Program (20213BCJL22040); Jiangxi Provincial Department of Education Science and Technology Research Project (GJJ210641); Independent Project of Key Laboratory of Conveyance and Equipment of Ministry of Education (KLCEZ2022-10); Jiangxi Graduate Student Innovation Special Fund Project (YC2022-s479)

Received: 2023-11-13 Revised: 2024-02-22