

# 分布位错法研究钢轨表面边缘直裂纹的力学行为

王强胜, 李孝滔, 咎晓东, 生月, 江晓禹

(西南交通大学 力学与工程学院, 成都 610031)

**摘要:** **目的** 钢轨表面损伤机理较为复杂, 因此进行相应的理论研究来探究其力学原理, 为实际的工程应用提供理论依据。**方法** 利用叠加原理将主问题分解成两个子问题, 通过函数拟合得到轮轨接触力, 基于弹性力学集中力的 Flamant 解求解子问题 1, 基于分布位错技术求解子问题 2。进一步建立了两类关于位错密度的积分方程, 利用 Gauss-Chebyshev 数值求积法解决位错密度的奇异积分方程, 得到了相关的力学参量。**结果** 得到了列车在含边缘直裂纹钢轨上运行时的最危险位置, 以及张开部分裂纹长度和不同类型裂纹的尖端应力强度因子等。分析了不同轮重大小、列车运行状态(稳态滚动和全滑动)等因素对裂尖应力强度因子及张开裂纹长度的影响, 还分析了列车运行中裂纹面的滑移等。**结论** 列车稳态滚动于含初始边缘长裂纹的钢轨表面时, 以剪切破坏为主, 列车所处最危险位置是裂纹位于接触斑边缘附近; 全滑动运行时, 裂纹面上的应力大小和方向均会发生改变, 导致裂纹面状态(张开或闭合)随之改变, 裂纹较短时, 钢轨表面容易发生沿深度方向的张开型扩展。

**关键词:** 轮轨接触; 边缘直裂纹; 分布位错; 位错密度; 应力强度因子

**中图分类号:** U211.5 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2020)02-0200-12

**DOI:** 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2020.02.025

## Mechanical Behavior of Straight Crack on the Edge of Rail Surface by Distributed Dislocation Method

WANG Qiang-sheng, LI Xiao-tao, ZAN Xiao-dong, SHENG Yue, JIANG Xiao-yu

(School of Mechanics and Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

**ABSTRACT:** The work aims to explore the mechanical principle of rail surface through corresponding theoretical research in view of the complex damage mechanisms of rail surface, so as to provide theoretical basis for practical applications. The problem was divided into two sub-problems based on the superposition principle. The wheel-rail contact force was obtained by function fitting. The first sub-problem was solved by Flamant's solution of the concentrated force in the elastic mechanics and the second sub-problem was solved by the distributed dislocation technique. Further, two types of the singular integral equations

收稿日期: 2019-06-03; 修订日期: 2019-08-10

Received: 2019-06-03; Revised: 2019-08-10

基金项目: 国家自然科学基金(11472230)

Fund: Supported by the National Natural Science Foundation of China (11472230)

作者简介: 王强胜(1992—), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为轮轨接触的疲劳与断裂。

Biography: WANG Qiang-sheng (1992—), Male, Master, Research focus: fatigue and fracture of wheel/rail contact.

通讯作者: 江晓禹(1965—), 男, 博士, 教授, 主要研究方向为复合材料力学和接触疲劳。邮箱: xiaoyujiang8@sina.com

Corresponding author: JIANG Xiao-yu (1965—), Male, Doctor, Professor, Research focus: mechanics of composite materials and contact fatigue. E-mail: xiaoyujiang8@sina.com

引文格式: 王强胜, 李孝滔, 咎晓东, 等. 分布位错法研究钢轨表面边缘直裂纹的力学行为[J]. 表面技术, 2020, 49(2): 200-211.

WANG Qiang-sheng, LI Xiao-tao, ZAN Xiao-dong, et al. Mechanical behavior of straight crack on the edge of rail surface by distributed dislocation method[J]. Surface technology, 2020, 49(2): 200-211.

about dislocation density were established. The numerical solution of the equations was presented by means of Gauss-Chebyshev quadrature method and the relevant mechanical parameters were obtained. The most dangerous position of the train running on the rail with edge crack, and the crack length of the open part and the stress intensity factor at crack tips (SIF) were obtained. The effects of different wheel weight, and the running state of the train (steady-state rolling or full sliding) on SIF were analyzed. The problem of the crack surface slip during the operation of the train was also analyzed. When the train is rolling steadily on the rail surface with long initial edge crack, the shear failure is the dominant, and the most dangerous position of the load is that the crack is located near the edge of the contact spot. When the train is running in the extreme state of full sliding, the magnitude and direction of stress on the crack surface will change, which will cause the crack surface state (opening or closed) to change as well. When the crack is shorter, the surface of rail is prone to open failure along the direction of depth.

**KEY WORDS:** wheel-rail contact; straight edge crack; distribution dislocation; dislocation density; stress intensity factor

随着铁路客、货运量的增加及车速的提高, 轮轨滚动接触疲劳导致的材料破坏越来越严重, 然而材料表面的失效机理却比较复杂, 吸引大量的国内外专家学者对其展开一系列研究工作<sup>[1-4]</sup>。轮轨滚动接触时, 轮轨接触力将导致钢轨表面或次表面萌生微裂纹, 法向挤压和水平方向摩擦力的作用将引起裂纹面的张开或挤压, 在循环载荷作用下, 裂纹面长期处于局部张开、闭合的混合交变状态, 同时还伴有错动位移, 于是裂纹面形成以后将处于长期的“研磨”状态。若微裂纹进一步发展, 会形成复杂的裂纹网络, 导致轨头核伤、材料剥落等, 严重时可能发生钢轨断裂, 造成脱轨事故等<sup>[5-6]</sup>。

轮轨接触力是一种与时间相关的多轴非比例荷载, 其在钢轨内部会产生渐进的应力状态, 导致裂纹产生不同的力学响应, 而且局部裂纹面还会受到较大的压应力, 从而引起裂纹面的闭合和摩擦接触<sup>[6]</sup>。以往关于轮轨滚动接触问题的相关研究可在文献中查阅。Bernasconi<sup>[7]</sup>和 Eadie 等人<sup>[8]</sup>通过实验研究发现, 循环滚动接触作用下, 钢轨表面发生严重的塑性变形, 摩擦力是造成轮轨表面材料塑性流动的根本原因, 最终导致材料表面产生微裂纹。但其仅从实验的角度去观察, 并没有进行一定的数值模拟或理论推理, 作进一步的解释说明。Jun H K 等人<sup>[9]</sup>认为轮轨滚动接触导致钢轨承受较大的循环牵引力, 由此轨道切向引起单向的塑性流动, 最终可观察到钢轨表面萌生的边缘破坏裂纹。他们还研究了轮轨接触间牵引力系数等参数对萌生的最小裂纹尺寸的影响以及钢轨表面磨损与裂纹扩展的关系, 但对裂纹面的张开、不同轮轨接触形式下钢轨的破坏类型没有进行分析研究。江晓禹等<sup>[10]</sup>基于最大周向应力判据, 对车轮滚过钢轨表面时, 裂纹可能的扩展角度进行了统计与分析, 确定了钢轨表面疲劳裂纹的扩展方向, 验证了用可能扩展角度均值作为裂纹扩展方向的合理性, 仅通过有限元模拟手段展开钢轨表面斜裂纹扩展方向的研究。Olzak M 等<sup>[11]</sup>采用有限元法对二维和三维接触疲劳的裂纹问题进行了计算与分析, 重点研究了钢轨

踏面单个裂纹对应力分布状态及裂尖应力强度因子的影响, 并没有将裂纹本身对钢轨破坏的影响作过多的研究。Taraf M 等<sup>[12]</sup>将移动赫兹载荷施加在二维轮轨滚动接触弹塑性有限元模型上, 分析了车轮踏面表面的裂纹萌生规律, 发现材料缺陷、轴重和摩擦系数等因素将直接影响轮轨滚动接触疲劳损伤。该研究仅基于有限元将真实轮轨载荷简化为赫兹压力来模拟实际轮轨接触模型, 并重点研究了裂纹的萌生规律, 但对已存在的裂纹对钢轨的破坏影响没有过多研究。胡军等<sup>[13]</sup>建立直径为 860 mm 的 LMA 型踏面轮, 针对 60 kg/m 钢轨的轮轨接触模型, 基于有限元法分析了不同轴重及摩擦系数等对最大接触法向应力、接触剪切应力以及最大 Von Mises 等效应力的影响, 该工作主要是通过有限元来计算分析轮轨接触力, 并没有过多地研究裂纹本身的相关力学问题。此外, 弹性地基<sup>[14-15]</sup>、初始裂纹几何尺寸和裂纹面摩擦系数<sup>[14,16]</sup>等因素都会对裂尖应力强度因子和裂纹扩展路径产生一定的影响。

综合以上讨论, 对轮轨滚动接触作用下钢轨表面疲劳裂纹的研究, 研究手段更多的是: 一方面使用简化技术, 将真实轮轨接触压力用赫兹压力替换, 作用在所研究模型的边界; 另一方面, 基于有限元模拟或实验的手段来研究轮轨接触下裂纹的萌生、扩展等。而研究内容更多的是在钢轨表面预设不同初始角度的斜裂纹展开工作, 对边缘直裂纹几乎没有研究。因此本文用理论的方法对钢轨初始边缘直裂纹问题进行了较为详细的研究, 考虑了稳态滚动和极端条件下全滑动这两类运行方式, 重点研究了列车在含边缘直裂纹钢轨上运行时, 载荷处于不同位置下裂纹面的应力状态, 裂纹面摩擦系数、轮轨间摩擦因数和轮重大小等因素对张开裂纹长度、不同类型裂纹的裂尖应力强度因子的影响, 以及当前工况下钢轨最有可能发生的破坏类型等力学问题。对该类问题的研究, 可以深入了解钢轨表面边缘直裂纹在轮轨接触力作用下的力学机理, 对该工况下钢轨材料的防失效有一定的指导价值。

# 1 问题描述

## 1.1 简化模型

二维轮轨接触模型如图1所示, 车轮以速度  $v$  在钢轨上向右滚动。轮重  $G$ , 驱动力偶矩  $Me$ , 风阻力  $Fw$ , 转动角速度  $w$ , 钢轨表面含有垂直于自由面的边缘直裂纹, 初始裂纹长度为  $c$ , 轮轨接触力分为接触压力  $p$  和摩擦力  $\tau$ 。本文欲用理论方法研究该工程背景下的裂纹问题, 并分析裂纹尖端的力学行为。通过模型简化, 将具体问题转化为轮轨接触力作用下, 研究半无限大平面内垂直于自由面的边缘直裂纹问题。图2为轮轨接触的简化计算模型, 其中接触斑半长为  $L$ , 车轮从左向右滚动时, 关于原点  $O$  对称, 为减少计算, 只考虑滚动过程中载荷位于对钢轨破坏最危险位置下的结果。方程的建立按照图2所示载荷于位置3时进行推导。

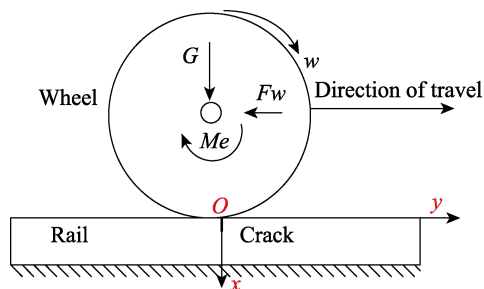


图1 二维轮轨接触模型  
Fig.1 Two dimensional wheel-rail contact model

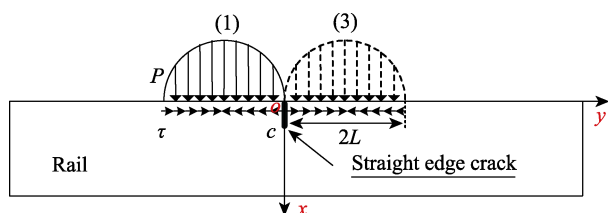


图2 轮轨接触简化模型  
Fig.2 Wheel-rail contact simplified model

## 1.2 轮轨接触力分布函数

轮轨滚动接触采用稳态滚动, 即列车的加速度为0, 而且车轮与钢轨的接触区没有整体滑动, 但可能发生局部滑动和粘着<sup>[10]</sup>。在考虑轮轨材料因变形引起的应变率效应、风阻力影响以及真实轮轨外形等情况下, 从文献[10]中获得10 T和15 T轮轨接触力分布, 如图3所示, 其中横坐标表示以接触斑中心为原点的轮轨接触区尺寸, 纵坐标分别为接触压力  $p$  和摩擦力  $\tau$ 。为方便计算外载荷作用下裂纹线上的应力分布, 需将实际轮轨接触力作函数拟合:

$$\begin{cases} P = P(y) \\ \tau = \tau(y) \end{cases} \quad (1)$$

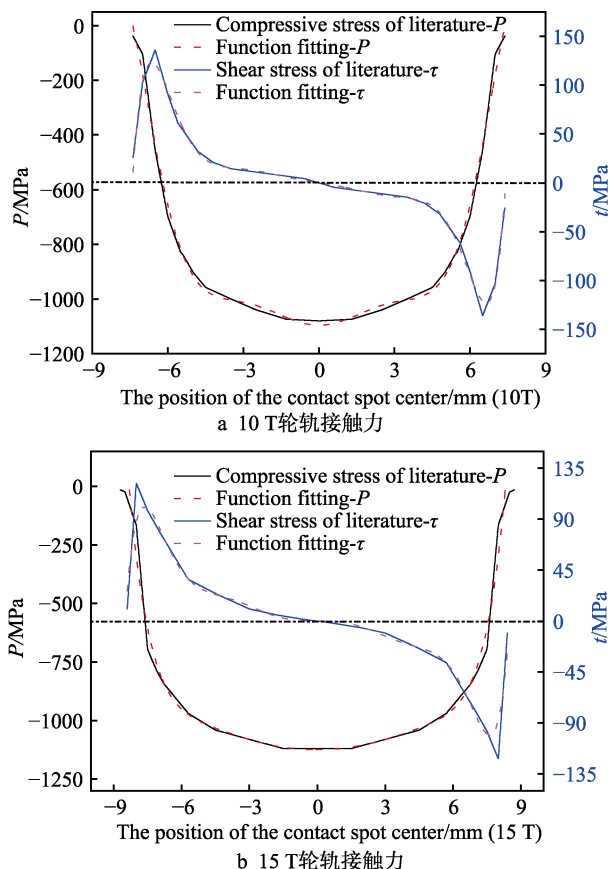


图3 轮轨接触力

Fig.3 Wheel-rail contact force: a) 10 T wheel-rail contact force; b) 15 T wheel-rail contact force

# 2 理论求解

## 2.1 叠加原理

图1展示的是轮轨接触力作用下钢轨表面的边缘直裂纹问题。从Bueckner定理出发, 将主问题分解成两个子问题。子问题1: 无裂纹时轮轨接触力在钢轨内产生的应力问题; 子问题2: 无轮轨接触力作用时钢轨内沿裂纹线上施加大小相等且方向相反的应力问题<sup>[17]</sup>。基于弹性力学集中力的Flamant解<sup>[18]</sup>及文献[19-20]求解子问题1; 基于分布位错技术求解子问题2。最后将这两个子问题通过叠加原理得到图2所示问题的完整解。

通过对两个子问题的简单叠加, 得到应力的合成:

$$\sigma_{ij}(x, y) = \tilde{\sigma}_{ij}(x, y) + \bar{\sigma}_{ij}(x, y) \quad (2)$$

式中,  $\tilde{\sigma}_{ij}(x, y)$  为无裂纹时平面内任一点由外载荷产生的应力状态 (子问题1);  $\bar{\sigma}_{ij}(x, y)$  为外载荷卸除后在裂纹面任一点处施加的应力 (子问题2)。裂纹面考虑库伦摩擦力, 得到图2所示问题的边界条件:

$$\begin{cases} N(x) = \tilde{\sigma}_{yy}(x, 0) + \bar{\sigma}_{yy}(x, 0) & S(x) = \tilde{\tau}_{xy}(x, 0) + \bar{\tau}_{xy}(x, 0) \\ S(x) = -fN(x) & 0 < x < c \end{cases} \quad (3)$$

其中  $N(x)$  和  $S(x)$  分别表示沿裂纹线上作用的总

的法向力和切向力,  $f$  为裂纹面摩擦系数,  $c$  为裂纹长度。

## 2.2 无裂纹条件下应力求解

借助弹性力学中集中力的 Flamant 解<sup>[18]</sup>, 将拟合函数(1)式中的变量  $y$  改为  $\xi$  后代入公式(4)、(5)中, 然后积分得到外载荷作用下平面内一点的应力分布:

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_{yy} = & -\frac{2}{\pi p_0} \times \int_0^{2L} P(\xi) \times \frac{x(y-\xi)^2}{[x^2 + (y-\xi)^2]^2} d\xi - \\ & \frac{2}{\pi p_0} \times \int_0^{2L} \tau(\xi) \times \frac{(y-\xi)^3}{[x^2 + (y-\xi)^2]^2} d\xi \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \tilde{\tau}_{xy} = & -\frac{2}{\pi p_0} \times \int_0^{2L} P(\xi) \times \frac{x^2(y-\xi)}{[x^2 + (y-\xi)^2]^2} d\xi - \\ & \frac{2}{\pi p_0} \times \int_0^{2L} \tau(\xi) \times \frac{x(y-\xi)^2}{[x^2 + (y-\xi)^2]^2} d\xi \end{aligned} \quad (5)$$

其中  $p_0$  为峰值压力,  $L$  为接触斑半长。

## 2.3 关于位错密度积分方程的建立

由  $y=0$ ,  $\tilde{\sigma}_{yy}(x)$  在裂纹线上沿  $x$  方向的变化曲线可知,  $x$  从 0 到某一值 (记该值为  $a$ ) 变化时,  $\tilde{\sigma}_{yy}(x) > 0$ ; 在  $x > a$  时,  $\tilde{\sigma}_{yy}(x) < 0$ 。所以在  $(0, a)$  区域内, 裂纹面总是受到拉伸载荷而张开, 在  $(0, c)$  区域内, 裂纹面总会受到同方向的剪切力而导致整条裂纹面滑移, 仅是轮轨载荷在移动过程中剪切力的方向会发生改变。裂纹面上的法向力  $N(x)$  和切向力  $S(x)$  由方程(6)、(7)给出:

$$\begin{aligned} N(x) = & \tilde{\sigma}_{yy}(x) + \bar{\sigma}_{yy}(x) = \\ & \tilde{\sigma}_{yy}(x) + \frac{2\mu}{\pi(\kappa+1)} \int_0^a B_y(\xi) G_{yyy}(x; \xi) d\xi \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} S(x) = & \tilde{\tau}_{xy}(x) + \bar{\tau}_{xy}(x) = \\ & \tilde{\tau}_{xy}(x) + \frac{2\mu}{\pi(\kappa+1)} \int_0^c B_x(\xi) G_{xxy}(x; \xi) d\xi \end{aligned} \quad (7)$$

式中,  $\tilde{\sigma}_{yy}(x)$  是关于  $x$  的函数;  $G_{yyy}(x; \xi)$  为爬升位错对  $(0, a)$  区间上法向力的影响函数;  $G'_{yyy}(x; \xi)$  为爬升位错对  $(a, c)$  区间上法向力的影响函数;  $\mu$  是剪切模量,  $\mu=12$  GPa;  $\kappa$  是 Kolosov 常数, 平面应变时  $\kappa=3-4\nu$ , 平面应力时  $\kappa=(3-\nu)/(1+\nu)$ ;  $\nu$  是泊松比,  $\nu=0.3$ 。

将公式(4)代入公式(6)中可建立关于张开裂纹的位错密度积分方程:

$$\tilde{\sigma}_{yy}(x) + \frac{2\mu}{\pi(\kappa+1)} \int_0^a B_y(\xi) G_{yyy}(x; \xi) d\xi = 0 \quad 0 < x < a \quad (8)$$

载荷处于位置 3 时, 在裂纹面上产生的切应力  $\tilde{\tau}_{xy}(x) > 0$ , 故裂纹面将沿  $x$  轴正向发生滑移。考虑闭合裂纹面摩擦力的影响, 得到裂纹面上的切向力:

$$S(x) = -fN(x) \quad a < x < c \quad (9)$$

$$N(x) = \begin{cases} \tilde{\sigma}_{yy}(x) + \frac{2\mu}{\pi(\kappa+1)} \int_0^a B_y(\xi) G_{yyy}(x; \xi) d\xi = 0 & 0 < x < a \\ \tilde{\sigma}_{yy}(x) + \frac{2\mu}{\pi(\kappa+1)} \int_a^c B_y(\xi) G'_{yyy}(x; \xi) d\xi & a < x < c \end{cases} \quad (10)$$

将方程(5)、(7)、(10)代入方程(9)中, 建立关于裂纹面滑移的位错密度积分方程:

$$\begin{cases} \tilde{\tau}_{xy}(x) + \frac{2\mu}{\pi(\kappa+1)} \int_0^c B_x(\xi) G_{xxy}(x; \xi) d\xi = 0 & 0 < x < a \\ \tilde{\tau}_{xy}(x) + \frac{2\mu}{\pi(\kappa+1)} \int_0^c B_x(\xi) G_{xxy}(x; \xi) d\xi + \\ f \left( \frac{2\mu}{\pi(\kappa+1)} \int_0^a B_y(\xi) G'_{yyy}(x; \xi) d\xi + \tilde{\sigma}_{yy} \right) = 0 & a < x < c \end{cases} \quad (11)$$

可以通过阶跃函数  $H(\cdot)$  将方程(11)进行合并, 得到方程(12)。

$$\begin{aligned} \tilde{\tau}_{xy}(x) + \frac{2\mu}{\pi(\kappa+1)} \int_0^c B_x(\xi) G_{xxy}(x; \xi) d\xi + \\ fH(x-a)N(x) = 0 \end{aligned} \quad (12)$$

其中  $H(x-a) = \begin{cases} 1 & a < x \leq c \\ 0 & x < a \end{cases}$  为阶跃函数。

## 2.4 积分方程数值求解

关于位错密度函数的积分方程(8)和(12)是奇异的, 因而其解析解很难得到, 故采用数值求解的方法可以很好地解决这一难题。下面分别就关于爬升位错和滑移位错的奇异积分方程(8)和(12)进行数值求解。

### 2.4.1 爬升位错积分方程数值求解

在众多积分方程的数值求解方法中, Gauss-Chebyshev 求积是一种有效的数值求解方法<sup>[21-22]</sup>。对于方程(6)进行数值求解时, 首先将积分区间  $(0, a)$  通过式(13)代换, 得到归一化区间  $(-1, 1)$ 。

$$s = \frac{2\xi - a}{a} \quad t = \frac{2x - a}{a} \quad \delta = \frac{a}{4L} \quad \frac{\xi}{2L} = \delta s + \frac{a}{4L} \quad (13)$$

积分区间归一化后, 关于位错密度的积分方程(8)变为:

$$\frac{1}{2L\delta} \tilde{\sigma}_{yy}(t) + \frac{2\mu}{\pi(\kappa+1)} \int_{-1}^{+1} G_{yyy}(t; s) B_y(s) ds = 0 \quad |t| < 1 \quad (14)$$

其中影响函数  $G_{yyy}(t; s)$  为:

$$\begin{aligned} G_{yyy}(t; s) = & \frac{2}{(t-s)} - \frac{2}{(t+s+2)} - \\ & \frac{4(1+s)}{a(t+s+2)^2} + \frac{8(1+s)^2}{a(t+s+2)^3} \end{aligned} \quad (15)$$

由于张开裂纹尖端  $a$  处应平稳向闭合状态过渡, 即在  $a$  处是有界的, 位错密度也是如此, 因此要求  $B_y(s)$  在两端均为有界, 从文献[17]中得到位错密度函数为基本函数  $w(s)$  和未知函数  $\phi_y(s)$  的乘积。

$$B_y(s) = \phi_y(s)\sqrt{1-s^2} \quad (16)$$

采用 Gauss-Chebyshev 数值积分方法, 方程(14)离散后可以近似地用  $N+1$  个代数方程替换。

$$\frac{\kappa+1}{2\mu} \frac{1}{2L\delta} \tilde{\sigma}_{yy}(t_k) + \sum_{i=1}^N W_{i1} \phi_y(s_i) G_{yyy}(t_k, s_i) \quad (17)$$

$$k=1, \dots, N+1$$

方程(17)设置的  $N$  个离散积分点  $s_i$  和  $N+1$  个配置点  $t_k$  以及正交公式的加权函数  $W_{i1}$ , 可从文献[17]表 2.2 中得到:

$$\begin{cases} s_i = \cos \left[ \pi \frac{i}{N+1} \right] & W_{i1} = \frac{1-s_i^2}{N+1} & i=1, \dots, N \\ t_k = \cos \left[ \pi \frac{2k-1}{2(N+1)} \right] & & k=1, \dots, N+1 \end{cases} \quad (18)$$

方程(17)中共有  $N+1$  个代数方程组, 其中含有  $N$  个未知数  $\phi_y(s_i)$  和需要求解的未知张开裂纹长度  $a$ 。通过 Mathematic 编写程序, 计算出未知函数  $\phi_y(s_i)$  的  $N$  个数值解及张开裂纹长度  $a$ 。为保证计算精度,  $N$  取 30。

由方程(17)求解得到  $\phi_y(s_i)$  之后, 通过方程(19)得到位错密度函数。

$$B_x(s) = \frac{1}{\sqrt{1-s^2}} M_1 \sum_{i=1}^N \left[ \sum_{j=0}^{N-1} \Phi_1(s) \right] \phi(s_i) \quad (19)$$

其中 case IV 型的  $M_1$  和  $\Phi_1$  可从文献[17]表 2.4 中得到:

$$\begin{cases} M_1 = \frac{2}{N+1} \\ \Phi_1(s) = \sin \left[ \frac{i\pi}{N+1} \right] \cdot \sin \left[ \frac{i\pi}{N+1} (j+1) \right] \cdot \\ \frac{\sin[(j+1)\arccos(s)]}{\sin[\arccos(s)]} \end{cases} \quad (20)$$

利用文献[17]中公式 (2.40) 和 (2.81), 取裂纹长度  $c < a$  时, 求出张开裂纹尖端的应力强度因子  $K_I$ 。

$$\frac{K_I(c)}{p_0 \sqrt{\pi c/2}} = \sqrt{2} \sum_{i=1}^N \cot \left[ \frac{i}{N+1} \frac{\pi}{2} \right] \sin \left[ \frac{i}{N+1} N\pi \right] \phi_y(s_i) \quad (21)$$

#### 2.4.2 滑移位错积分方程数值求解

参照 2.4.1 小节的推导过程, 方程(12)数值求解中, 积分区间  $(0, c)$  通过式(22)代换归一化到  $(-1, 1)$  区间。

$$\hat{s} = \frac{2\xi - c}{c} \quad \hat{t} = \frac{2x - c}{c} \quad (22)$$

$$\begin{aligned} & \frac{1}{\pi} \int_0^c B_x(\xi) G_{xyy}(x; \xi) d\xi + \\ & \frac{1}{\pi} \int_0^a B_y(\xi) fH(x-a) G'_{yyy}(x; \xi) d\xi = \\ & - \frac{(\kappa+1)}{2\mu} \left[ \tilde{\tau}_{xy}(x) + fH(x-a) \tilde{\sigma}_{yy}(x) \right] \end{aligned} \quad (23)$$

积分区间归一化后, 关于位错密度的积分方程(23)变为:

$$\begin{aligned} & \frac{c}{2\pi} \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 B_x(\hat{s}) G_{xyy}(\hat{t}; \hat{s}) d\hat{s} + \\ & \frac{a}{2\pi} \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 B_y(\hat{s}) fH\left(\frac{c\hat{t}+c}{2} - a\right) G'_{yyy}(\hat{t}; \hat{s}) d\hat{s} = \\ & - \frac{(\kappa+1)}{2\mu} \left[ \tilde{\tau}_{xy}(\hat{t}) + fH\left(\frac{c\hat{t}+c}{2} - a\right) \tilde{\sigma}_{yy}(\hat{t}) \right] \quad |\hat{t}| < 1 \end{aligned} \quad (24)$$

位错密度函数  $B_x(s)$  在  $\hat{t} = -1$  处有界, 在  $\hat{t} = +1$  处奇异。采用 Gauss-Chebyshev 数值积分求解中, 方程(24)离散后可以近似地用  $N$  个代数方程替换。

$$\begin{aligned} & \frac{c}{2} \sum_{i=1}^N W_{i2} \phi_x(\hat{s}_i) G_{xyy}(\hat{t}_k; \hat{s}_i) + \\ & \frac{a}{2} \sum_{i=1}^N W_{i1} \phi_y(s_i) fH\left(\frac{c\hat{t}_k+c}{2} - a\right) G'_{yyy}(\hat{t}_k; s_i) = \\ & - \frac{(\kappa+1)}{2\mu} \left[ \tilde{\tau}_{xy}(\hat{t}_k) + fH\left(\frac{c\hat{t}_k+c}{2} - a\right) \tilde{\sigma}_{yy}(\hat{t}_k) \right] \end{aligned} \quad (25)$$

从文献[17]的表 2.2 中得到:

$$\begin{aligned} \hat{s}_i &= \cos \left[ \pi \frac{2i-1}{2N+1} \right] & \hat{t}_k &= \cos \left[ \pi \frac{2k}{2N+1} \right] \\ W_{i2} &= \frac{2(1+\hat{s}_i)}{2N+1} & i=k=1, \dots, N \end{aligned} \quad (26)$$

求解方程(25)得到  $\phi_x(\hat{s}_i)$  的数值解后, 通过方程(27)得到位错密度函数。

$$B_x(\hat{s}) = \sqrt{\frac{1+\hat{s}}{1-\hat{s}}} M_1 \sum_{i=1}^N \left[ \sum_{j=0}^{N-1} \Phi_1(\hat{s}) \right] \phi_x(\hat{s}_i) \quad (27)$$

其中 case III 型的  $M_1$  和  $\Phi_1$  从文献[17]表 2.4 中得到:

$$\begin{cases} M_1 = \frac{1}{2N+1} \\ \Phi_1(\hat{s}) = \cos \left[ \frac{2i-1}{2N+1} \frac{\pi}{2} \right] \cos \left[ \frac{2i-1}{2N+1} \frac{\pi}{2} (2j+1) \right] \sqrt{\frac{2}{1+\hat{s}}} \cdot \\ \cos \left[ (2j+1) \arccos \left( \sqrt{\frac{1+\hat{s}}{2}} \right) \right] \end{cases} \quad (28)$$

求出未知函数  $\phi_x(\hat{s}_i)$  后, 利用文献[17]中公式 (2.40) 和 (2.81), 取裂纹长度  $c > a$  时, 求出闭合裂纹尖端的应力强度因子  $K_{II}$ 。

$$\begin{aligned} & \frac{K_{II}(c)}{p_0 \sqrt{\pi c/2}} = \\ & \frac{2\sqrt{2}}{2N+1} \sum_{i=1}^N \cot \left[ \frac{2i-1}{2N+1} \frac{\pi}{2} \right] \sin \left[ \frac{2i-1}{2N+1} N\pi \right] \phi_x(\hat{s}_i) \end{aligned} \quad (29)$$

### 3 结果验证

为保证图 2 理论模型计算的正确性, 将模型中轮轨接触力简化成均布载荷, 如图 4 所示。文献[23]已经研究了图 4 所示的问题, 图 5 是本文与文献[23]的结果对比, 其中图 5a 给出的是张开裂纹长度随荷载参数  $\lambda$  (摩擦力取正压力  $p_0$  的  $\lambda$  倍) 的变化曲线。可以看到, 本文的计算结果与文献[23]的结果基本吻合, 仅在  $\lambda$  值较大时两种结果存在非常小的偏差, 可能是计算精度导致。图 5b 给出的是裂纹尖端  $c$  处应力强度因子  $K_{II}$  随裂纹长度的变化曲线, 本文的计算结果与文献[23]的结果基本吻合, 只是在裂纹较短时有一定的误差。可能的原因有两方面: 一方面, 裂纹非常短时, 裂尖  $c$  在载荷作用附近, 应力比较集中; 另一方面, 裂纹非常短时, 整条裂纹长度  $c$  与张开的裂纹

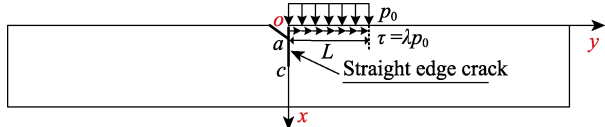
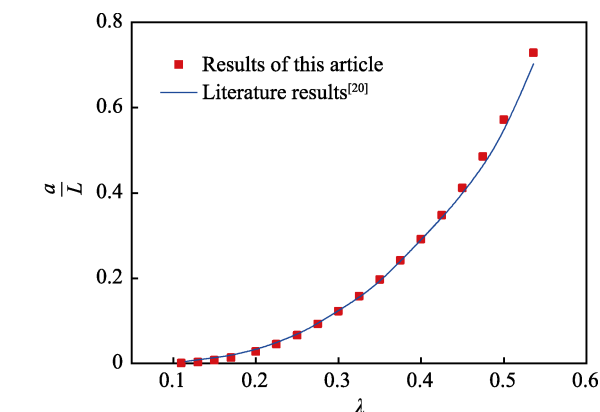
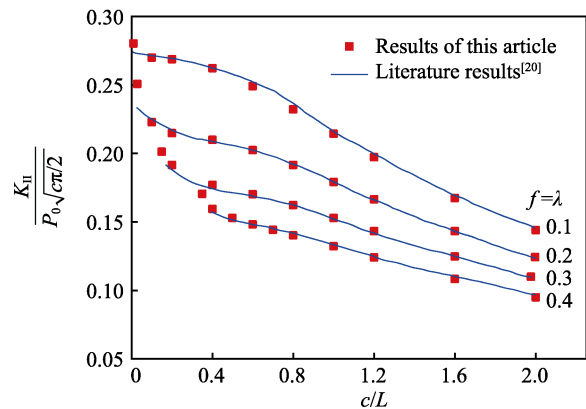


图 4 简化模型  
Fig.4 Simplified model



a 张开裂纹长度随荷载参数  $\lambda$  的变化



b 裂尖  $c$  处  $K_{II}$  随裂纹长度的变化

图 5 本文结果与文献结果的对比

Fig.5 Comparison of the results of this paper with the results of the literature: a) variation of opening crack Length with load parameters  $\lambda$ ; b) change of  $K_{II}$  at crack tip  $c$  with crack length

长度  $a$  较接近, 使得计算结果波动比较大。总的来说, 不管是变化趋势, 还是数值大小, 本文的计算结果与文献[23]中的结果都是比较吻合的, 因此本文采用的计算方法得到的结果是可靠的。

## 4 数值结果与分析

### 4.1 轮轨稳态滚动

车轮在钢轨上从左向右稳态滚动过程中, 计算图 2 所示载荷位于裂纹附近不同位置时的裂纹面应力分布。从图 6 裂纹面应力分布曲线图中看到, 载荷位于 1、3 位置时, 裂纹面上正应力的方向和大小完全一致, 而剪切力只在方向上发生改变, 大小保持不变, 说明车轮在滚动过程中, 裂纹面的滑移方向会发生改变。载荷处于位置 1 时,  $1_{-}\tilde{\tau}_{xy} < 0$ , 表示裂纹面向钢轨自由面方向滑移; 当载荷处于位置 2 时,  $2_{-}\tilde{\tau}_{xy} = 0$ , 裂纹面受到全部压应力, 外载荷产生的剪应力几乎为零, 裂纹面发生滑移的剪力仅由库伦摩擦力提供。实际中, 裂纹面摩擦系数较小, 当  $f$  从 0~0.4 任意取值时, 库伦摩擦力非常小, 不足以发生裂纹面的滑移; 而当载荷处于位置 3 时,  $3_{-}\tilde{\tau}_{xy} > 0$ , 表示裂纹面沿钢轨深度方向滑移。所以车轮稳态滚动经过钢轨表面, 载荷处于位置 1 或 3 时, 裂纹面受到的拉应力和剪应力最大, 即裂纹面最有可能发生张开型或剪切型破坏, 所以载荷的最危险位置基本是裂纹处于轮轨接触斑边缘附近。

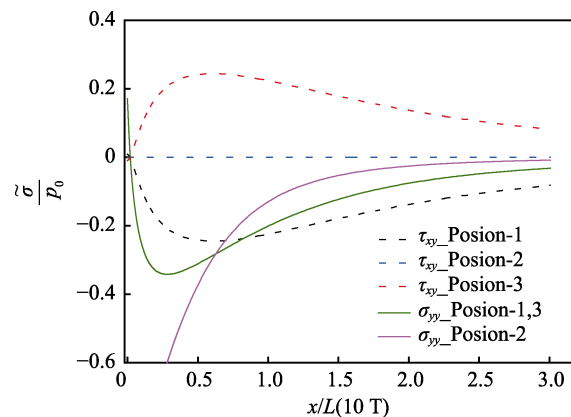


图 6 纯滚动过程中裂纹面应力分布

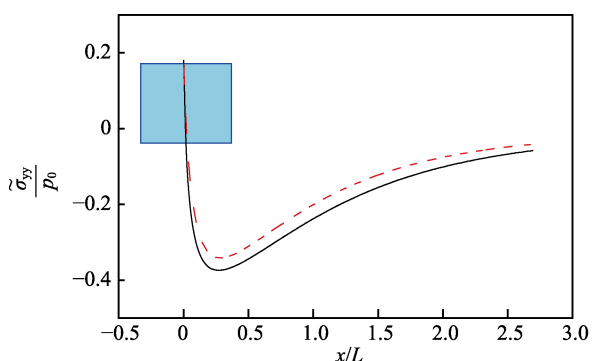
Fig.6 Stress distribution of crack surface during pure rolling

#### 4.1.1 轮重对张开裂纹长度的影响

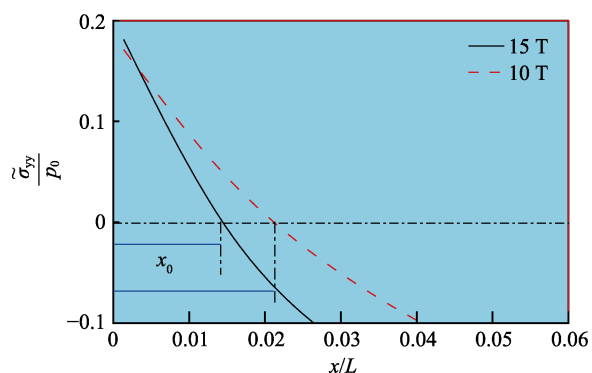
由上述讨论可知, 车轮在位置 1 或位置 3 与钢轨发生接触时, 裂纹面处于最危险状态, 极易发生张开型破坏或剪切破坏。在稳态滚动过程中, 本文计算了载荷处于危险位置 3 时的结果。

车轮在钢轨上做纯滚动时, 载荷处于位置 3 时裂纹面的正应力分布如图 7 所示。从图 7a 中看到, 裂纹面绝大部分受到压缩应力, 导致裂纹面的闭合; 图

7b 中, 钢轨上表面在裂纹长度为  $x_0$  的局部区域受到拉应力, 导致裂纹面张开。图 8 为不同轮重时的裂纹张开长度, 其中 10 T 轮重导致的无量纲化张开裂纹长度  $a/L = 0.036\ 596$ , 15 T 轮重导致的无量纲化张开裂纹长度  $a/L = 0.023\ 21$ 。由此发现, 10 T 载荷下裂纹张开长度较 15 T 时要大, 原因在于裂纹张开长度受剪切力的影响较大。轮轨载荷作用下, 接触压力  $p$  在裂纹面上产生压缩应力, 而摩擦力  $\tau$  在裂纹面上产生拉应力, 由压应力和拉应力两部分叠加得到裂纹面上的正应力, 其应力符号先正后负, 即裂纹面沿深度方向先拉伸, 导致张开一定长度后再压缩而闭合, 故张开长度的数值大小受到两者的共同作用。从图 3 轮



a 裂纹表面的正应力分布



b 裂纹表面拉应力的放大图

图 7 裂纹面正应力分布曲线

Fig.7 Normal stress distribution curve on crack surface: a) normal stress distribution on crack surface, b) magnified view of tensile stress on crack surface

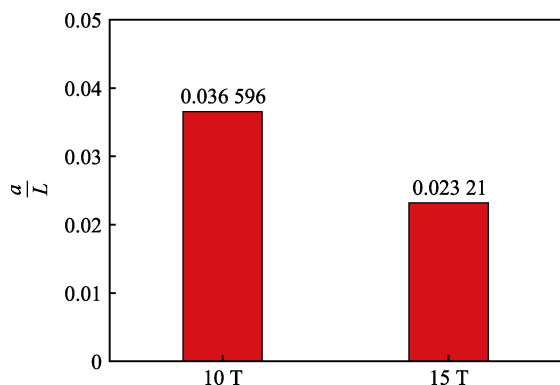


图 8 张开裂纹长度

Fig.8 Opening crack length

轨接触力分布图中可知, 15 T 时, 不管是接触斑长度, 还是峰值  $p_0$ , 都要比 10 T 载荷时大, 从而导致接触压力  $p$  在裂纹面上产生的压缩应力有 15 T 时的要比 10 T 时的大。而虽然 15 T 时的接触斑长度要比 10 T 载荷时的大, 但其峰值  $\tau_0$  却小于 10 T 载荷的, 使得摩擦力  $\tau$  在裂纹面上产生的拉应力在 15 T 和 10 T 两种工况下的结果比较接近。如图 7b 裂纹面应力局部放大图, 15 T 载荷下裂纹面受拉伸应力区域小于 10 T 载荷下的区域, 故 10 T 载荷下的张开裂纹长度较 15 T 时要大。

#### 4.1.2 轮重对裂尖 $K_{II}$ 的影响

载荷处于位置 3 时, 计算了不同轮重下裂纹面上的正应力和剪切力, 如图 9 所示, 图中实线表示 15 T 载荷下裂纹线上的应力, 虚线为 10 T 载荷产生的应力。发现沿钢轨一定深度内, 剪切力随深度逐渐增加, 超过一定深度后, 将会随深度逐渐减小, 而剪切力的方向始终保持与图 2 中  $x$  的正向一致。正应力变化趋势与剪切力变化趋势相近, 区别是正应力的方向会在很小深度内发生改变。由 4.1.1 小节中的讨论可知, 整条裂纹, 除上端极短的裂纹会张开外, 剩下的裂纹都处于被压缩闭合状态, 裂纹面主要以剪切破坏为主。因而本文研究了裂纹面摩擦系数、轮重大小等对

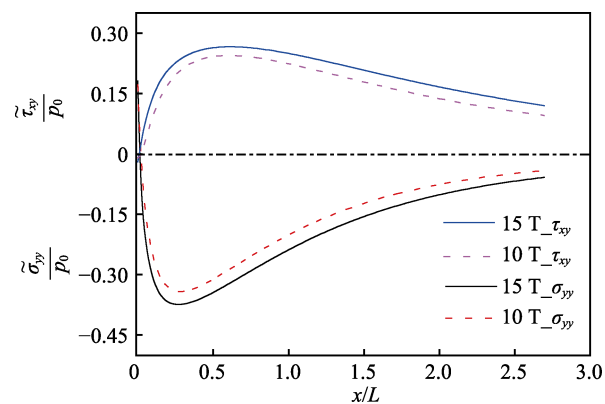
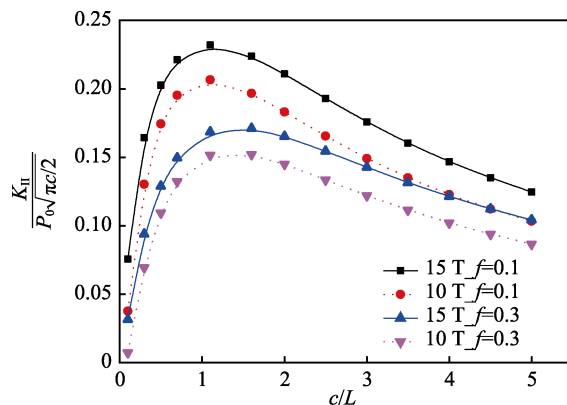


图 9 裂纹面应力分布对比

Fig.9 Comparison of stress distribution on crack surface

图 10 裂尖  $K_{II}$  随裂纹长度的变化Fig.10 Change of crack tip  $K_{II}$  with crack length

裂尖  $K_{II}$  的影响, 得到了 10 T 和 15 T 载荷工况下裂纹尖端二型应力强度因子  $K_{II}$  随裂纹长度  $c$  的变化情况, 如图 10 所示。可以看到, 同种工况、同种条件下, 裂纹较短时,  $K_{II}$  随着裂纹长度的增加而增加, 当裂纹长度达到一个临界值时,  $K_{II}$  最大, 超过该临界值后,  $K_{II}$  随着裂纹长度的增加而逐渐减小。裂纹面摩擦系数  $f$  对  $K_{II}$  也有着很大的影响, 保持其他条件不变, 裂纹面摩擦系数  $f$  越大,  $K_{II}$  越小, 主要是随着  $f$  的增大, 裂纹面会有粘着效应, 从而钝化裂纹尖端的应力集中。其他条件不变, 改变轮重大小, 由 10 T 增加到 15 T 时, 从图 9 可知, 15 T 要比 10 T 载荷在裂纹面上产生的应力大, 因而  $K_{II}$  也会相应地变大。从以上讨论得出结论: 裂纹面摩擦系数越小, 轮重越大时, 钢轨越容易发生剪切破坏。

## 4.2 轮轨全滑动

列车的牵引力是通过轮轨间的粘着和蠕滑产生的, 列车在短时间内加速牵引或紧急制动时, 若牵引力或制动力超过可用的粘着力, 轮轨之间就会发生全滑动现象<sup>[24]</sup>。在轮轨接触的这种极限情况 (全滑动) 下, 甚至会使轮轨材料产生相变, 导致轮轨表面萌生微裂纹, 造成钢轨的破坏和剥落<sup>[25]</sup>。因此, 分析极端条件下钢轨表面边缘裂纹的力学行为, 具有较大的实际意义。

### 4.2.1 轮重对张开裂纹长度的影响

图 11 为全滑动状态下的理想接触计算模型, 车轮对钢轨的接触摩擦力可由式 (30) 计算得到, 这是对轮轨间滑动状态下摩擦力分布较为常见的处理方式, 在文献中有类似的处理<sup>[26-30]</sup>。

$$\tau(y) = \lambda P(y) \quad (30)$$

式中,  $\lambda$  为轮轨间摩擦因数。

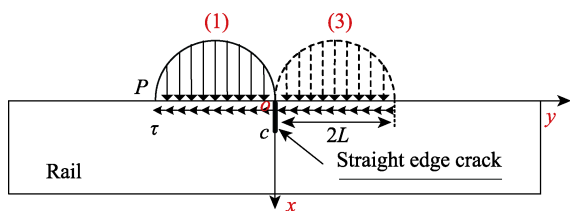


图 11 全滑动状态简化模型

Fig.11 Simplified model in full sliding state

全滑动状态下关于位错密度的积分方程和数值求解的公式推导参考第 2 节理论求解过程, 此处不再赘述。

列车全滑动经过含边缘直裂纹的钢轨表面时, 滑动摩擦力与运动方向相反。通过公式 (4) 和 (5) 积分得到外载荷处于不同位置时裂纹线上的应力变化曲线, 如图 13 所示。图 13a 中, 裂纹面受到的正应力从钢轨自由面开始, 很短的一小段区域受到拉伸应力, 导致裂纹面张开, 如图 12 为该载荷位置时裂纹

面张开计算模型, 而其余裂纹面受到压缩应力导致闭合, 剪切力的方向与  $x$  轴负向一致, 即裂纹面将会沿钢轨自由面方向滑移。为方便曲线观察, 画应力图时将剪切力乘以  $-1$  使两类应力曲线分开。从图 13b 中可以看到, 裂纹所在直线处受到的应力大小和方向与载荷处于位置 1 时的应力有很大的区别, 此时, 裂纹面受到的正应力全部为压应力, 因而整个裂纹面处于完全闭合状态, 剪切力方向为正, 表明裂纹面沿钢轨深度方向发生滑移。

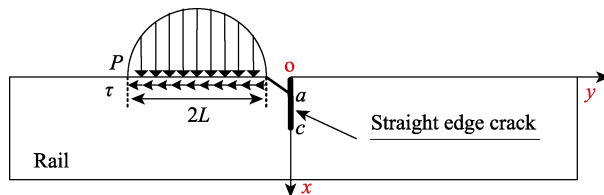
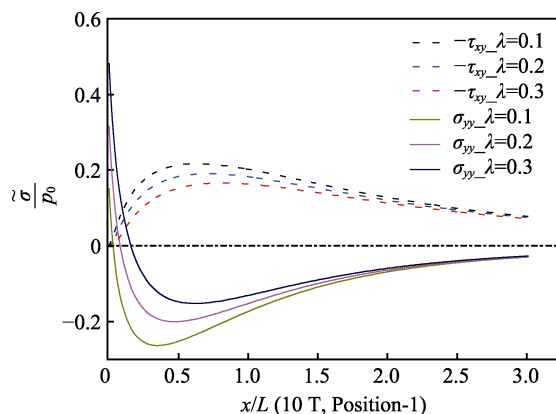
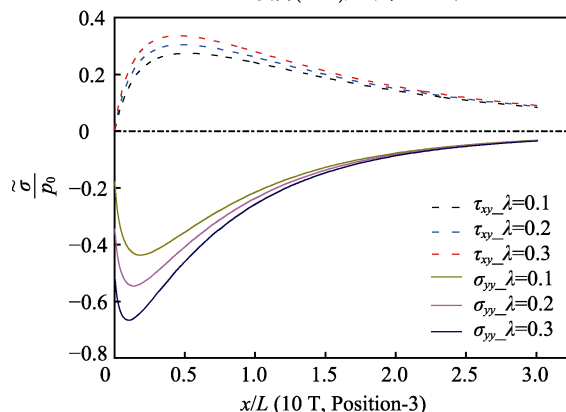


图 12 全滑动状态张开模型

Fig.12 Open model in full sliding state



a 载荷(10 T)处于位置1时



b 载荷(10 T)处于位置3时

图 13 不同位置处裂纹面应力曲线

Fig.13 Stress curve on crack surface at different positions:

a) load at position 1; b) load at position 3

图 14 为轮轨间不同摩擦因数  $\lambda$  下的裂纹面正应力曲线图。图 14a 中,  $\lambda = 0.1$  时, 10 T 载荷工况下裂纹面受拉应力的区域要比 15 T 工况时的大, 说明 10 T 载荷工况导致的张开裂纹长度  $a$  较 15 T 载荷时的稍长一点。从张开裂纹长度随  $\lambda$  的变化曲线 (图 15) 中

可以看出,  $\lambda$  较小时满足这样的变化规律; 而当  $\lambda = 0.4$  时, 从图 14b 中看到, 10 T 载荷工况下裂纹面受拉应力的区域以及应力值都要比 15 T 工况时的略小一些, 说明 10 T 载荷工况导致的张开裂纹长度较 15 T 载荷时的短一点, 这从图 15 中  $\lambda > 2.5$  以后的曲线中可以看出。

从上述讨论得出, 轮轨间摩擦因数  $\lambda$  不同, 导致的张开裂纹长度不同。当  $\lambda$  较小时, 10 T 载荷导致的

张开裂纹长度略长于 15 T 载荷的。而当  $\lambda$  超过一定值后, 15 T 载荷导致的张开裂纹长度要长于 10 T 载荷的。但不管轮重是 10 T 还是 15 T, 在轮轨全滑动过程中, 载荷处于位置 1 时导致的张开裂纹长度都将随着摩擦因数  $\lambda$  的增加而变长。进一步指出, 为防止钢轨由裂纹张开导致的断裂, 降低轮轨间的摩擦因数是最为有利的手段。

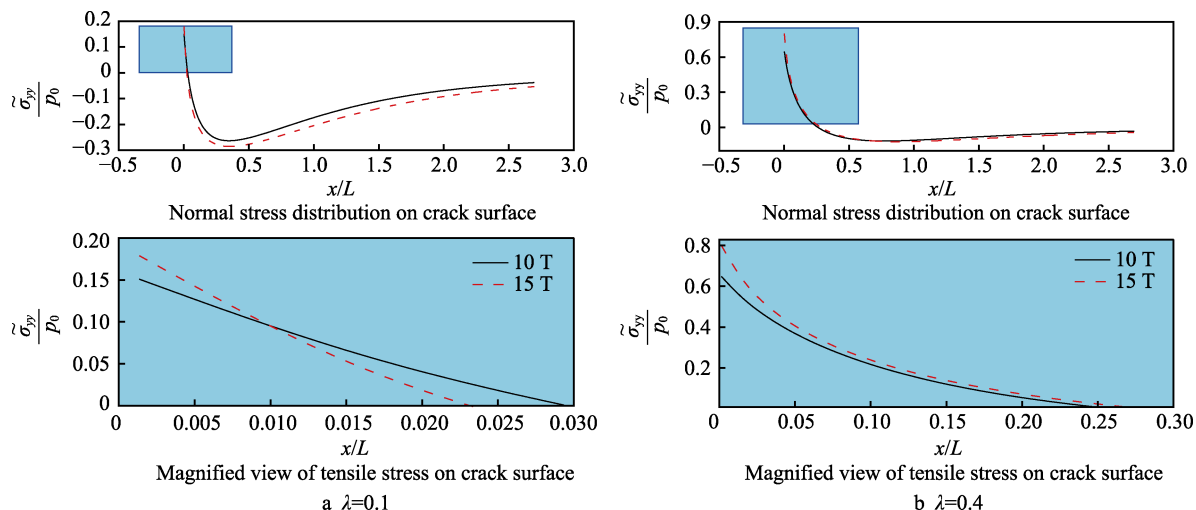


图 14 不同  $\lambda$  下裂纹面应力曲线  
Fig.14 Stress curve on crack surface under different  $\lambda$

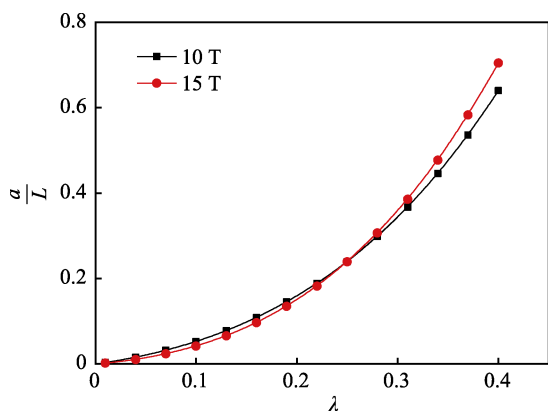


图 15 裂纹张开长度随  $\lambda$  的变化曲线  
Fig.15 Change curve of crack opening length with  $\lambda$

#### 4.2.2 轮重对裂尖 $K_{II}$ 的影响

由 4.2.1 小节讨论及图 13 不同位置处裂纹面应力曲线得知, 载荷处于位置 1 时, 裂纹上端极小一部分裂纹面受到拉应力而张开, 其余部分受到压缩应力而闭合, 整个裂纹面受到  $x$  轴负向的剪切应力, 若裂纹较短, 钢轨易发生一型裂纹导致的断裂破坏, 这部分讨论将在 4.2.3 小节中详细介绍。载荷处于位置 3 时, 整个裂纹面受到压缩应力而闭合, 剪切力方向与  $x$  轴正向一致, 这时极易造成钢轨的剪切破坏。接触斑中心处于坐标原点附近时, 整个裂纹面受到压缩应力闭合, 而裂纹面上沿深度方向的剪切应力极小, 故  $K_{II}$  主要受到库伦摩擦力的影响。当裂纹面摩擦系数  $f$  较小

时,  $K_{II}$  接近于 0, 所以该种工况本文不讨论, 只讨论载荷位于 1、3 位置时的危险情况。

图 16 为载荷处于 1、3 位置时的  $K_{II}$  随裂纹长度的变化曲线对比, 在图 11 所示的模型坐标系下, 载荷位于 1、3 位置时, 裂纹面的滑移方向不同, 为方便数据对比分析, 位置 1 处的  $K_{II}$  取绝对值。可以发现, 在其他条件相同的情况下, 载荷处于位置 3 导致的裂纹尖端应力强度因子  $K_{II}$  要大于位置 1 处的, 说明列车以全滑动这种极端情况在钢轨上运行时, 钢轨的破坏类型主要以剪切破坏为主, 极少数情况出现张开型破坏。

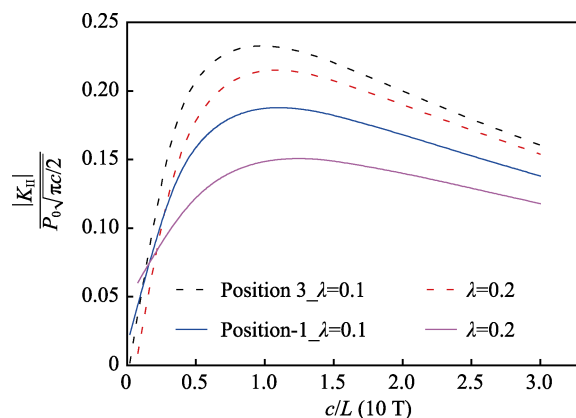


图 16 不同位置处  $K_{II}$  随裂纹长度的变化曲线  
Fig.16 Change curve of  $K_{II}$  with crack length at different positions

载荷处于最危险位置 3 时, 10 T 和 15 T 载荷工况下裂纹尖端应力强度因子  $K_{II}$  随裂纹长度的变化情况如图 17 所示。两类载荷工况下  $K_{II}$  随裂纹长度的变化规律同稳态滚动状态下  $K_{II}$  的变化规律基本一样, 只是在数值大小上有所不同, 具体情况如图 18 所示。可以看到, 在滑动状态下, 摩擦因数取  $\lambda = 0.1$ , 而其余条件与滚动状态一致, 裂纹较短时, 两种运行状态下的  $K_{II}$  比较接近, 但当裂纹长度逐渐变长, 滑动下的  $K_{II}$  相比稳态滚动下的  $K_{II}$ , 最大值增加约 25% 左右。在裂纹达到一定长度后, 随着裂纹长度的增加, 两种状态下  $K_{II}$  的差值会逐渐减小。因此在实际轮轨滚动接触中, 应尽量避免发生全滑动这种极端状态。

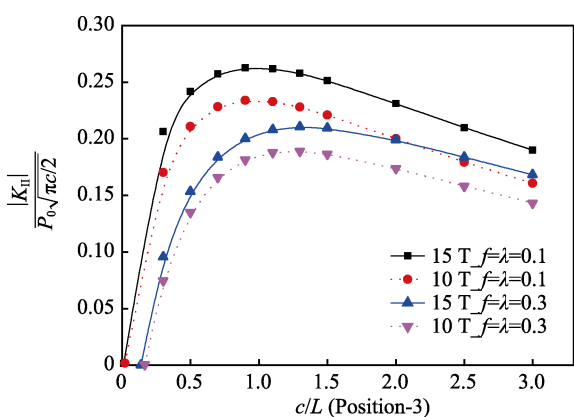


图 17 不同载荷下  $K_{II}$  随裂纹长度的变化曲线

Fig.17 Change curve of  $K_{II}$  with crack length under different loads

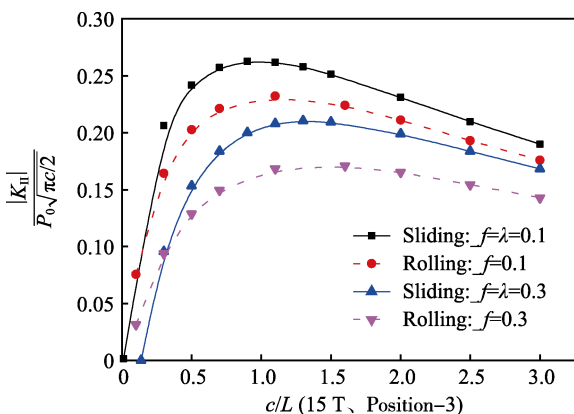


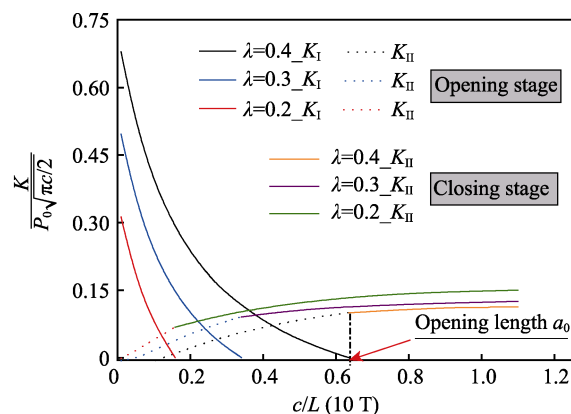
图 18 不同运行状态下  $K_{II}$  随裂纹长度的变化

Fig.18 Curve of  $K_{II}$  with crack length under different operating conditions

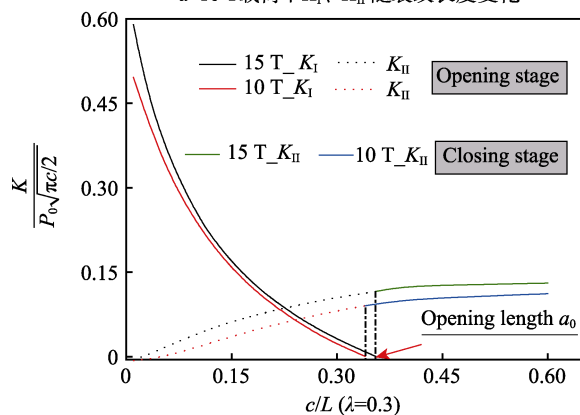
#### 4.2.3 轮重对裂尖 $K_I$ 的影响

前面讨论的都是关于裂纹较长的情况, 即张开裂纹长度  $a$  远远小于裂纹长度  $c$ , 这种情况下, 裂纹尖端只有 II 型应力强度因子  $K_{II}$ 。但当裂纹长度较短时, 如图 15 所示, 在特定  $\lambda$  值下, 取裂纹长度  $c < a$ , 即可保证整条裂纹受到拉应力作用而全部张开, 此时裂纹面将受到拉伸和剪切的混合型载荷, 因而裂纹尖端  $c$  处, 既有  $K_{II}$ , 又有一型应力强度因子  $K_I$ , 图 19 所

示为 10 T 载荷下  $K_I$ 、 $K_{II}$  随裂纹长度的变化曲线。从图 19a 中看到, 当  $c < a$ , 轮轨间摩擦因数  $\lambda$  一定的情况下, 裂纹尖端  $c$  处附近的  $K_I$  随着裂纹长度的增加而减小, 当裂纹长度增加到裂纹张开长度  $a$  时, 裂纹面处于张开与闭合的临界状态, 此时  $K_I \approx 0$ , 而  $K_{II}$  随着裂纹长度的增加而增加。当  $c > a$  时, 裂纹尖端附近的裂纹面闭合, 取裂纹面摩擦系数  $f = \lambda$ , 此类情况与 4.2.2 小节相近。当摩擦因数  $\lambda$  变化, 取裂纹长度一定时,  $K_I$  随  $\lambda$  的增加而增加, 而  $K_{II}$  随  $\lambda$  的增加却略有减小。由  $K_I$  与  $K_{II}$  随裂纹长度的变化曲线看出,  $K_I$  随裂纹长度的变化率大于  $K_{II}$  的变化率。



a 10 T 载荷下  $K_I$ 、 $K_{II}$  随裂纹长度变化



b 10 T 和 15 T 载荷下  $K_I$ 、 $K_{II}$  对比

图 19  $K_I$  和  $K_{II}$  随裂纹长度的变化曲线

Fig.19 Change curve of  $K_I$  and  $K_{II}$  with crack length:

a) change curve of  $K_I$  and  $K_{II}$  with crack length under load of 10 T; b) comparison of  $K_I$  and  $K_{II}$  under loads of 10 T and 15 T

由图 13a 中  $x$  较小区域的裂纹面应力可知, 在  $\lambda$  一定时, 外载荷在裂纹面上产生的拉应力随深度逐渐减小, 导致  $K_I$  随裂纹长度的增加而减小, 而裂纹面上的切应力随裂纹深度方向逐渐增加, 导致  $K_{II}$  随裂纹长度的增加而增加。对于一定裂纹长度、不同  $\lambda$  的情况, 随  $\lambda$  的增加, 张开裂纹长度以及裂纹面拉应力都在增加, 导致  $K_I$  增加, 而裂纹面切应力主要影响  $K_{II}$  的变化, 由于裂纹面切应力随  $\lambda$  的增加在减小, 导致  $K_{II}$  减小。15 T 载荷下  $K_I$ 、 $K_{II}$  随裂纹长度的变

化趋势同图 19 一样,只是数值大小不同而已,在  $\lambda = 0.3$  时,两种工况下的结果对比如图 19b 所示。通过以上讨论可得出结论,裂纹长度  $c$  与其张开裂纹长度  $a$  大小的不同,将导致裂纹类型发生很大的变化;同种工况、较短裂纹情况下的  $K_I$  远大于  $K_{II}$ ,说明列车在含有初始边缘短裂纹的钢轨上滑动时,钢轨表面容易发生沿深度方向的张开型扩展。

## 5 结论

1) 列车稳态滚动经过含有初始边缘长裂纹的钢轨表面时,主要以剪切破坏为主,其载荷所处的最危险位置是裂纹位于轮轨接触斑边缘附近,即图 2 所示的 1、3 位置。

2) 列车在钢轨表面以全滑动极端状态运行时,裂纹面上的应力大小和方向均会发生改变,导致裂纹类型也会随着改变。载荷在裂纹线左侧滑动时,裂纹受到拉压应力和向钢轨自由面方向的剪应力,此时裂纹有局部张开,裂纹面有向钢轨表面方向的滑移;而当载荷在裂纹线右侧滑动时,裂纹面全部受压应力及向钢轨深度方向的剪应力,此时裂纹面处于完全闭合状态,并发生沿钢轨深度方向的滑移。

3) 在其他条件一定的情况下,不管是稳态滚动,还是全滑动,裂纹面摩擦系数  $f$  与钢轨发生剪切破坏成负相关,即裂纹面摩擦系数越小,越容易发生剪切破坏,反之越不容易;而轮轨间摩擦因数  $\lambda$  的增加将会加剧载荷位于 1 位置时导致的张开裂纹长度,促进裂纹的张开扩展。而裂纹面形成以后会处于长期的“研磨”状态,摩擦系数会变得比较小,因此尽量减少全滑动极端状态的发生是防止钢轨发生破坏最为有利的手段。

4) 裂纹较短时,同种工况下的应力强度因子  $K_I$  远大于  $K_{II}$ ,说明列车在含有初始边缘短裂纹的钢轨上滑动时,钢轨表面容易发生沿深度方向的张开型扩展。

## 参考文献:

- [1] 付泽民,王佳炜,张而耕,等. 滚轮表面 TiAlSiN 涂层制备及失效机理研究[J]. 表面技术, 2017(8): 15-20.  
FU Ze-min, WANG Jia-wei, ZHANG Er-geng, et al. Preparation and failure mechanism of TiAlSiN coating on roller surface[J]. Surface technology, 2017(8): 15-20.
- [2] DAVES W, KUBIN W, SCHERIAU S, et al. A finite element model to simulate the physical mechanisms of wear and crack initiation in wheel/rail contact[J]. Wear, 2016, 366: 78-83.
- [3] JUN H K, LEE D H, KIM D S. Calculation of minimum crack size for growth under rolling contact between wheel and rail[J]. Wear, 2015, 344: 46-57.
- [4] DAVES W, KRÁČALÍK M, SCHERIAU S. Analysis of crack growth under rolling-sliding contact[J]. International journal of fatigue, 2019, 121: 63-72.
- [5] 金学松,沈志云. 轮轨滚动接触疲劳问题研究的最新进展[J]. 铁道学报, 2001(2): 93-109.  
JIN Xue-song, SHEN Zhi-yun. Rolling contact fatigue of wheel/rail and its advanced research progress[J]. Journal of the railway, 2001(2): 93-109.
- [6] 咎晓东,王强胜,江晓禹,等. 考虑塑性的钢轨表面疲劳微裂纹分析[J]. 表面技术, 2018, 47(11): 151-156.  
ZAN Xiao-dong, WANG Qiang-sheng, JIANG Xiao-yu, et al. Analysis of fatigue micro-crack on rail surface under plasticity[J]. Surface technology, 2018, 47(11): 151-156.
- [7] BERNASCONI A, FILIPPINI M, FOLETTI S, et al. Multiaxial fatigue of a railway wheel steel under non-proportional loading[J]. International journal of fatigue, 2006, 28(5-6): 663-672.
- [8] EADIE D T, ELVIDGE D, OLDKNOW K, et al. The effects of top of rail friction modifier on wear and rolling contact fatigue: full-scale rail-wheel test rig evaluation, analysis and modelling[J]. Wear, 2008, 265(9-10): 1222-1230.
- [9] JUN H K, FLETCHER D I, JUNG H S, et al. Calculation of minimum crack size for growth under RCF between wheel and rail[J]. Wear, 2011(344-345): 46-57.
- [10] 江晓禹,李孝滔,李煦,等. 轮轨高速滚动接触及钢轨疲劳裂纹扩展研究[J]. 西南交通大学学报, 2016, 51(2): 274-281.  
JIANG Xiao-yu, LI Xiao-tao, LI Xu, et al. Research on wheel/rail rolling contact at high speed and fatigue crack propagation in rail[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2016, 51(2): 274-281.
- [11] OLZAK M, STUPNICKI J, WOJCIK R. Investigation of crack propagation during contact by a finite element method[J]. Wear, 1991, 146(2): 229-240.
- [12] TARAF M, ZAHAF E H, OUSSOUADDI O, et al. Numerical analysis for predicting the rolling contact fatigue crack initiation in a railway wheel steel[J]. Tribology international, 2010, 43(3): 585-593.
- [13] 胡军,赵运磊,陈珏. 基于 ANSYS 的轮轨滚动接触疲劳裂纹萌生研究[J]. 机械设计与制造, 2013(4): 153-155.  
HU Jun, ZHAO Yun-lei, CHEN Jue. Study on fatigue crack initiation for wheel-rail rolling contact based on ANSYS[J]. Mechanical design and manufacturing, 2013(4): 153-155.
- [14] FARJOO M, PAL S, DANIEL W, et al. Stress intensity factors around a 3d squat form crack and prediction of crack growth direction considering water entrapment and elastic foundation[J]. Engineering fracture mechanics, 2012, 94: 37-55.
- [15] FARJOO M, DANIEL W, MEEHAN P A. Modelling a squat form crack on a rail laid on an elastic foundation[J]. Engineering fracture mechanics, 2012, 85: 47-58.
- [16] FLETCHER D I, SMITH L, KAPOOR A. Rail rolling contact fatigue dependence on friction, predicted using fracture mechanics with a three-dimensional boundary

- element model[J]. *Engineering fracture mechanics*, 2009, 76(17): 2612-2625.
- [17] HILLS D A, KELLY P A, DAI D N, et al. *Solution of crack problems: the distributed dislocation technique*[M]. Netherlands: Kluwer Academic Publishers, 1996.
- [18] 徐芝纶. 弹性力学简明教程第三版[M]. 北京: 高等教育出版社, 2002.
- XU Zhi-lun. *Elastic mechanics concise course third edition*[M]. Beijing: Higher Education Press, 2002.
- [19] SALEHIZADEH H, SAKA N. Crack propagation in rolling line contacts[J]. *Journal of tribology*, 1992, 114(4): 690-697.
- [20] DUNDURS J, SENDECKYJ G P. Behavior of an edge dislocation near a bimetallic interface[J]. *Journal of applied physics*, 1965, 36(10): 3353-3354.
- [21] ERDOGAN F, GUPTA G D, COOK T S. Numerical solution of singular integral equations: methods of analysis and solutions of crack problems[M]. Dordrecht: Springer, 1973: 368-425.
- [22] KAYA A C, ERDOGAN F. On the solution of integral equations with strongly singular kernels[J]. *Quarterly of applied mathematics*, 1987, 45(1): 105-122.
- [23] HILLS D A, COMNINOU M. An analysis of fretting fatigue cracks during loading phase[J]. *International journal of solids and structures*, 1985, 21(7): 721-730.
- [24] 赵鑫, 金学松, 温泽峰, 等. 全滑动状态下轮轨接触热弹性应力[J]. *西南交通大学学报*, 2008, 43(1): 51-56.
- ZHAO Xin, JIN Xue-song, WEN Ze-feng, et al. Thermo elastic stresses due to wheel-rail contact in pure sliding state[J]. *Journal of Southwest Jiaotong University*, 2008, 43(1): 51-56.
- [25] 裴有福, 金元生. 用拉普拉斯变换方法研究轮轨滑动引起的温升[J]. *中国铁道科学*, 1995, 16(4): 81-87.
- PEI You-fu, JIN Yuan-sheng. Study on temperature rise caused by wheel and rail sliding by Laplace transform method[J]. *China railway science*, 1995, 16(4): 81-87.
- [26] MAI S H, GRAVOUIL A, NGUYEN-TAJAN M L, et al. Numerical simulation of rolling contact fatigue crack growth in rails with the rail bending and the frictional contact[J]. *Engineering fracture mechanics*, 2017, 174: 196-206.
- [27] BEGHINI M, SANTUS C. An application of the weight function technique to inclined surface cracks under rolling contact fatigue, assessment and parametric analysis[J]. *Engineering fracture mechanics*, 2013, 98: 153-168.
- [28] BROUZOLIS J, EKH M. Crack propagation in rails under rolling contact fatigue loading conditions based on material forces[J]. *International journal of fatigue*, 2012, 45: 98-105.
- [29] 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.
- [30] FAJDIGA G, SRAML M. Fatigue crack initiation and propagation under cyclic contact loading[J]. *Engineering fracture mechanics*, 2009, 76(9): 1320-1335.

(上接第184页)

- [11] 华希俊, 刘明, 杜志华, 等. 织构化表面固体润滑性能试验[J]. *江苏大学学报(自然科学版)*, 2014, 35(1): 91-95.
- HUA Xi-jun, LIU Ming, DU Zhi-hua, et al. Property experiments of solid lubrication of laser texturing surface[J]. *Journal of Jiangsu University (natural science edition)*, 2014, 35(1): 91-95.
- [12] 华希俊, 解玄, 张培耘, 等. 微织构自润滑表面在油介质中的摩擦学性能[J]. *中国表面工程*, 2017(2): 35-40.
- HUA Xi-jun, XIE Xuan, ZHANG Pei-yun, et al. Tribological properties of micro-textured self-lubricating surface in oil medium[J]. *China surface engineering*, 2017(2): 35-40.
- [13] LIU Y Y, DENG J P, LIU L, et al. Effect of nano-scale texture pretreatment on wear resistance of WC/Co tools with/without TiAlN coated flank-face in dry turning of green  $Al_2O_3$  ceramics[J]. *Ceramics international*, 2018, 44(17): 21176-21187.
- [14] MENG R, DENG J X, LIU Y Y, et al. Improving tribological performance of cemented carbides by combining laser surface texturing and W-S-C solid lubricant coating[J]. *International journal of refractory metals and hard materials*, 2017, 72: 163-171.
- [15] 黄仲佳, 熊党生, 李建亮, 等. 金属表面织构化微孔填充干膜润滑剂的摩擦学性能[J]. *材料保护*, 2011(6): 28-30.
- HUANG Zhong-jia, XIONG Dang-sheng, LI Jian-liang, et al. Tribological behavior of solid lubricant filled in micro pores of metal with texture surface[J]. *Materials protection*, 2011(6): 28-30.
- [16] 付景国, 朱新河, 马圣林, 等. 气缸套表面微坑填充物的释放行为试验研究[J]. *上海海事大学学报*, 2019, 41(3): 116-119.
- FU Jing-guo, ZHU Xin-he, MA Sheng-lin, et al. Experimental study on releasing behavior of micro-dimple filling on surface of cylinder liner[J]. *Journal of Shanghai Maritime University*, 2019, 41(3): 116-119.
- [17] WANG H Y, LIU D J, YAN L, et al. Tribological simulation of porous self-lubricating PEEK composites with heat-stress coupled field[J]. *Tribology international*, 2014, 77: 43-49.
- [18] ZHANG D Y, GAO F, WEI X, et al. Fabrication of textured composite surface and its tribological properties under starved lubrication and dry sliding conditions[J]. *Surface and coatings technology*, 2018, 350: 313-322.