


铁道科学研究院学位论文 原创性声明

本人郑重声明：所呈交的学位论文，是本人在导师的指导下，独立进行研究工作所取得的成果。除文中已经注明引用的内容外，本论文不含任何其他个人或集体已经发表或撰写过的作品或成果。对本文的研究做出重要贡献的个人和集体，均已在文中以明确方式标明。本声明的法律结果由本人承担。

论文作者签名：李曉宇 日期：2007年7月31日

关于学位论文使用授权说明

本人了解铁道科学研究院有关保留、使用学位论文的规定，即：学校有权保留学位论文，允许学位论文被查阅和借阅；学校可以公布学位论文的全部或部分内容，可以采用复印、缩印或其他手段保存学位论文；学校可根据有关规定，送交学位论文。对以上规定中的任何一项，本人表示同意，并愿意提供使用。

作者签名：李曉宇 导师签名： 日期：2007年7月31日

摘 要

随着铁路向高速、重载和高密度运行发展,钢轨滚动接触疲劳伤损大为增加,伤损类型及伤损发展特点也在发生变化。钢轨踏面斜裂纹属于钢轨疲劳伤损,是近年来反映突出的钢轨伤损类型之一,发展严重时将导致钢轨的横向断裂而危及行车安全,国外及国内已发生多起由踏面斜裂纹导致钢轨横向断裂的事故。

从广深线等现场的钢轨斜裂纹伤损情况来看,裂纹起源于钢轨踏面表层,并以与钢轨顶面成一定角度($15^{\circ}\sim 40^{\circ}$)斜向向轨头内部扩展,当斜裂纹扩展到一定深度时,可能转为横向扩展,也可能继续沿斜向扩展。裂纹扩展方式的不同,将产生不同的钢轨缺陷形式,并对行车安全、工务维护产生不同的影响。目前,一些研究人员主要从断口观察分析、冶金材质检验等方面进行了试验分析,对钢轨斜裂纹的发展模式、扩展机理进行了定性的探讨研究,但对裂纹在萌生之后的扩展行为,特别是裂纹转向的影响因素还缺乏深刻的研究。

本论文是铁道科学研究院研发中心项目“钢轨的滚动接触疲劳伤损与安全评价研究(2004YF04)”的部分研究内容。论文研究旨在定量分析不同工况下钢轨踏面斜裂纹的扩展行为和机理,探讨钢轨斜裂纹扩展、转向的主要影响因素,为钢轨斜裂纹缺陷的维修养护对策、安全评价提供理论和数据支持。

论文主要研究内容是:

按照现场观察到的钢轨踏面斜裂纹形态,利用 ANSYS 软件建立

不同尺寸的典型钢轨踏面斜裂纹的三维模型；

根据实际现场观察的轮轨接触光带位置，模拟轮轨接触状态，采用双线性随动强化材料，对钢轨踏面斜裂纹的应力场和应力强度因子进行仿真计算；

研究了接触力、接触位置、轴重、摩擦系数、钢种、运行速度这些工况参数对钢轨踏面斜裂纹的扩展影响，并计算了两种典型工况下的斜裂纹扩展行为，阐述了其扩展机理。

关于无裂纹轮轨接触条件下钢轨承载能力和工况参数对它的影响问题，国内外学者已经开展了大量研究，也取得了很好的成效，但针对钢轨踏面斜裂纹问题的带裂纹体轮轨接触仿真计算还是空白。

本论文综合考虑轮轨作用影响区范围及仿真计算量，按照60kg/m钢轨标准断面建立CAD模型，取4跨距长钢轨，每跨568.2mm。轨枕采用S-II型混凝土枕，上宽为169.5mm。取轴重23t，钢轨弹性模量 $E=2.06 \times 10^5 \text{MPa}$ ，泊松比 $\nu=0.3$ ，轮轨摩擦系数 $\mu=0.3$ 。模型采用双线性材料，屈服强度分别为 $\sigma_{0.2}=565 \text{MPa}$ （U75V热轧轨）和 $\sigma_{0.2}=870 \text{MPa}$ （U75V淬火轨），随动强化系数0.1。

根据 Hertz 接触理论，轮轨接触区取为赫兹椭圆接触面，并提出了相应的半轴 a 和 b 的计算公式，从而可计算出不同接触状态下的接触斑长短轴大小。

斜裂纹位于 4 跨钢轨中部，结合现场实际，取为半椭圆形，与钢轨横向成 30° ，倾斜角为 20° ，长短轴比为 2: 1，斜裂纹中心距轨距边 15mm。对所建模型采用 Solid95、Solid92、Solid45、Mesh200（线、

面)单元划分网格,取轨底网格尺寸为10mm,轨顶网格尺寸为6mm,裂纹尖端处最小网格尺寸为0.1mm,过渡区网格尺寸为4mm,轮轨接触区网格尺寸为1mm。将模型逐块划分,然后通过APDL编程对裂纹尖端单元进行奇异化处理,对自由划分部分单元进行退化转变处理以获得较高精度网格。

在模型两端面处施加对称约束,轨枕处施加除纵向外的全约束。仿真直线线路钢轨,对轮轨接触斑施加垂向和纵向载荷;仿真曲线段钢轨,则对轮轨接触斑施加垂向、纵向及横向三向载荷。

由于所研究问题涉及到形状、位置都较为复杂的三维斜裂纹,所以在实体模型处理上需要一些技巧性较强的方法来完成。

首先要对裂纹形状进行简化,参照现场实际情况而近似取为半椭圆形,在尽量接近实际的前提下方便模型的建立。

确定下裂纹中心所在的位置,在该处建立一个包含半裂纹面在内的椭圆柱体,通过一系列的几何布尔运算操作主要为Partition和带选项的用工作平面切割等,从而得到具有裂纹特性的模型,即在裂纹尖端处保持共线,而两个半椭圆裂纹面重合存在,这样的模型在划分网格时才能初步具有裂纹的性质,接下来在裂纹处生成奇异单元,并进行退化处理,便得到了最终的裂纹模型。

需要注意的是,由于ANSYS在求解应力强度因子时要求所选择路径点坐标与X轴平行,否则无法计算。因此在划分网格以前,有必要对做好的裂纹实体模型进行预处理。在所计算点处对裂纹面用工作平面切分,然后建立局部坐标系并保存,便可以得到满足求解应力强

度因子要求的路径及相应坐标系。

目前,关于三维裂纹问题的有限元分析在很多领域都有应用,但全部局限于正切裂纹。本论文对形状、位置都更加复杂的具有倾斜角度的裂纹建立三维模型并进行有限元分析计算,是在钢轨斜裂纹研究领域的一个创新应用。

在已经建立起钢轨斜裂纹有限元模型的基础上,设置相应计算参数,研究了接触力、接触位置、轴重、摩擦系数、钢种、运行速度等不同工况对钢轨踏面斜裂纹的扩展影响,并计算了两种典型工况下的斜裂纹扩展行为,阐述了其扩展机理。

计算得到一系列有用的结果,包括:

(1) 垂向力对三型 K 值均有较大影响,横向力主要影响 II、III 型 K 值,纵向力主要影响 II 型 K 值;在三向力中,只有垂向力对 K_I 贡献较大,横向力和纵向力对 K_I 几乎没有影响。

(2) 车轮沿钢轨纵向运动时,在距离钢轨踏面斜裂纹左右各 1/4 跨距范围内,对裂纹扩展影响突出,其余位置影响很小可以忽略。轮轨横向接触位置偏离轨顶中央 4.5mm 以内对斜裂纹扩展影响不明显;在 4.5~7.5mm 区间内裂纹扩展开始变快;超过 7.5mm 后裂纹扩展大大加快。

(3) 重车对裂纹影响明显大于空车;不同轴重对于裂纹影响差别并不明显。

(4) 较小的轮轨摩擦系数,较高的钢种屈服强度和货车速度,都将有利于裂纹扩展。

另外还计算了直线钢轨和半径 800m 曲线外股钢轨两种典型线路下的斜裂纹应力场和应力强度因子,从理论分析角度得到了钢轨踏面斜裂纹扩展行为的定量规律,并以轮轨踏面中心附近接触模式下的应力场分布解释了裂纹扩展机理。论文指出:

直线线路轮轨偏离轨顶面中央 5mm 接触下,钢轨踏面斜裂纹以 I-II 型扩展为主,在距踏面深度 3.5~6.1mm 时可能转向形成水平裂纹;在距踏面深度 8~14mm 时容易发生横向转向;而一旦深度超过 30mm 时很难再发生转向。半径 800m 曲线外股钢轨踏面斜裂纹以 I-II-III 型复合方式扩展,且比直线线路扩展迅速;裂纹距踏面深度 2.1~4.8mm 时可能发生水平转向;裂纹一旦扩展至更深位置时很可能会保持初始角度扩展下去。

弯曲剪应力是控制钢轨踏面斜裂纹扩展及转向的主要因素。随着线路工况及轮轨接触位置的变化,弯曲剪应力场的分布区域和方向都会不同。裂纹萌生点附近区域为向上弯曲剪应力,裂纹处于该区域受上弯曲剪应力影响可能转向形成水平裂纹;当斜裂纹发展到较深区域后,一种情况是存在较大向下弯曲剪应力,此时斜裂纹可能转向横向扩展,另一种情况是弯曲剪应力变小,此时斜裂纹会保持初始角度斜向扩展。

这些研究结果有助于定性掌握和定量评估钢轨斜裂纹扩展行为及其影响因素,对钢轨的维修养护策略和安全监测有理论指导意义。

关键词: 钢轨, 斜裂纹, 裂纹扩展

Abstract

Because railway is developing with high speed, heavy load and high density, the rolling contact fatigue damages of rail increase rapidly. Meanwhile, the damage types and characteristics are also changing. As a type of rail defects, rail tread oblique crack has been paid extensively attentions in recent years. It will cause rail transversal failure and endanger the traveling safety if it severely develops. Several accidents resulted from rail transversal fractures caused by tread oblique cracks have already taken place at home and abroad.

According to the rail oblique crack damage observed in field of Guangzhou-Shenzhen railway, etc, cracks come of the surface layer of rail tread and propagate to the interior of rail head at an angle($15^{\circ}\sim 40^{\circ}$) with rail crown face. When oblique cracks propagate to certain depth, they may turn to transversal direction or continue to propagate in the same direction. Different modes of crack growth will bring different rail defects and affect the traveling safety and line maintenance differently. At present, researchers mainly test and analyze from observing fractures, examining metallurgy materials, etc, and qualitatively study the growth mode and mechanism of rail oblique cracks. But the research on the growth behavior after crack initializes, especially on the influencing factors of crack turning is not enough yet.

This paper is part of “study on rolling contact fatigue damage and safety evaluation of rail (2004YF04)”, which is an item of Research & Development Center of China Academy of Railway Sciences. The growth behavior and mechanism of rail tread oblique cracks under various load cases are quantitatively analyzed here, and the main influencing factors of rail oblique crack growth and turning are also discussed. It will give the maintenance and safety evaluation of rail oblique crack defects theoretical and numerical support.

The main study contents of this paper are:

According to the characteristic of rail tread oblique crack observed in field, the three dimensional models of typical rail tread oblique crack with different lengths are built with software ANSYS.

According to the positions of wheel / rail contact light strip observed in field, the state of wheel / rail contact is simulated. With double line kinematic hardening material, the stress field and stress intensity factor of rail tread oblique crack are also simulated and calculated.

The influences on growth behavior of rail tread oblique crack under various load cases, including three-dimensional contact force, contact position, axle load, wheel / rail frictional coefficient, steel strength, travel velocity, etc, have been simulated and analyzed. The growth behavior and mechanism of rail oblique cracks under two typical load cases are also simulated and calculated.

Researchers at home and abroad have carried on much study on the problem of the bearing capacity of rail and the influence from various load cases with no cracks, and good effects are got. But nothing has been done on the same problem with cracks.

Comprehensive considerations about the influencing range of wheel / rail action and amount of simulation and calculation are made, and 4 rail spans are chosen. The length of each span is 568.2mm. The model is built according to the standard section of 60kg/m rail. S-II type concrete tie is used, and the superior width is 169.5mm. Axle load is 23 ton, and the modulus of elasticity of rail E is 2.06×10^5 MPa. Poisson's ratio ν is 0.3, and the wheel / rail frictional coefficient μ is 0.3 too. Double line material is used, and the yield strength $\sigma_{0.2}$ are 565MPa (U75V hot rolling rail) and 870MPa (U75V quenched rail). The kinematic hardening coefficient is 0.1.

According to Hertz contact theory, the wheel / rail contact area is an ellipse. Half axis a and b can be calculated by corresponding formula.

The oblique crack is in the middle of the model, which is chosen to be a semiellipse according to field. It makes a 30° angle with rail transversal direction, and the angle of inclination is 20° . Its major axis is double of minor axis, and the centre of oblique crack is 15mm away from rail gauge. Solid95、Solid92、Solid45、Mesh200(line、area) elements are used. The mesh size of rail base is 10mm, and the mesh size of rail head is 6mm.

The minimum mesh size of crack tip is 0.1mm, and the mesh size of wheel / rail contact area is 1mm. The model is meshed by blocks, and made singularity of crack tip element with APDL programming. At last, degenerate transit of free-meshed elements is made to get higher accuracy.

Symmetry constraints are applied at two terminal of model, and full constraints except longitudinal direction are applied at sleepers. Vertical and longitudinal loads are applied at wheel / rail contact spot on straight line, while vertical, longitudinal and transversal loads are applied on curves.

Because of the complicated shape and position, some skills are used during model building.

First the shape of crack is simply chosen to be semiellipse according to field, and this will be helpful of building model.

After the position of crack centre is fixed, an elliptical cylinder including half crack face is built. With a series of geometrical boolean calculation mostly including partition and divide by working plane with options, etc, the characteristic of crack, which means that collinear is kept at crack tip and two semiellipse crack faces overlap, can be made in the model. Then the model is meshed, and made singularity at crack tip. After degenerate transit is made, the final crack model is finished.

It is to be noted that, because the point coordinates of chosen path is

required to parallel with X axis to calculate the stress intensity factor in ANSYS, it is necessary to pretreat the crack solid model before meshing. At the position which wants to be calculated the crack face is divided by working plane, and a local coordinate system is built and saved. This can satisfy the requirement of ANSYS.

At present, finite element analysis of three dimensional crack problems is applied in many fields, but the shapes of crack are all restricted to tangent. Oblique crack models with more complicated shapes and positions are built and calculated in this paper, thus it is an innovation in the research of rail oblique crack.

Based on the FEA model of rail oblique crack, corresponding calculated parameters are set, and the influences on growth behavior of rail tread oblique crack under various load cases, including three-dimensional contact force, contact position, axle load, wheel / rail frictional coefficient, steel strength, travel velocity, etc, are simulated and analyzed. Two typical field cases are also calculated, and the mechanism of rail tread oblique crack is explained.

Useful results have been obtained, including:

(1) Vertical force mainly affects all three types of stress intensity factors K, lateral force strongly affects II, III types of K, and longitudinal force chiefly affects II type of K. During the three types of forces, only vertical force affects K_I strongly, and the other two forces affect K_I hardly

any.

(2) In the range of a quarter of sleeper span from the oblique crack along longitudinal direction of rail, the wheel load affects crack growth outstandingly, while the rest can be ignored. Deviated from the centre of rail head less than 4.5mm along transverse direction, the wheel load affects crack growth inconspicuously, while crack growth becomes rapid between 4.5 to 7.5mm and enormously expedites beyond 7.5mm.

(3) Loaded car affects crack growth much more obviously than empty car; different axle loads affect crack growth similarly.

(4) Lower wheel / rail frictional coefficient, higher steel yield strength and travel velocity accelerate crack growth.

In addition, two typical field cases including straight line and 800m radius curve of the outside rail have been calculated; the growth behavior and mechanism of rail tread oblique crack has been explained, and it is pointed out in the paper:

Under the condition of wheel / rail contact position deviated from the centre of rail head 5mm on straight line, rail tread oblique cracks mainly propagate as I-II type. The growth of rail oblique cracks may turn to horizontal direction at the depths of 3.5~6.1 mm beneath the rail tread, and may turn to transversal direction at the depths of 8~14 mm. Once beyond 30mm, cracks can hardly turn around. On radius 800m curve of the outside rail, rail tread oblique cracks propagate as I-II-III type and

grow faster than on straight line; the crack growth may turn to horizontal direction at the depths of 2.1~4.8mm beneath the rail tread. Whereas cracks grow in a deeper position, it is very likely that they may propagate as the same angle.

Bend shear stress is the main factor of controlling rail tread oblique crack to propagate and turn around. With the line conditions and wheel / rail contact positions changing, the zone of scatter and direction of bend shear stress also change. Upward bend shear stress exists near the area of crack initiation, and cracks in this area may turn to horizontal direction because of its influence. When oblique cracks grow to a deeper area, one case is that larger downward bend shear stress exists, and oblique cracks may turn to transversal direction; another case is that the bend shear stress will become smaller, and oblique cracks propagate as the same angle.

These study results are helpful for qualitatively mastering and quantitatively evaluating the growth behavior and influencing factors of rail oblique crack. They can also give maintenance and safety monitoring of rail theoretical instructions.

Key words: Rail, Oblique crack, Crack propagation

摘 要

钢轨踏面斜裂纹属于钢轨疲劳伤损,是近年来反映突出的钢轨伤损类型之一,发展严重时将导致钢轨的横向断裂而危及行车安全,国外及国内已发生多起由踏面斜裂纹导致钢轨横向断裂的事故。

本文采用大型有限元软件 ANSYS,并根据现场中观察到的钢轨踏面斜裂纹特征,建立典型钢轨踏面斜裂纹的三维模型,仿真模拟研究了不同工况参数包括三向接触力、接触位置、轴重、轮轨摩擦系数、钢种强度、行车速度等对钢轨踏面斜裂纹扩展行为的影响。

计算得到一系列有用的结果,包括:垂向力对三型 K 值均有较大影响,横向力主要影响 II、III 型 K 值,纵向力主要影响 II 型 K 值;沿钢轨纵向在斜裂纹左右各 1/4 跨距范围内轮载对裂纹扩展影响突出,其余位置可以忽略;横向偏离轨顶中央 4.5mm 以内对斜裂纹扩展影响不明显,在 4.5~7.5mm 区间内裂纹扩展开始变快,超过 7.5mm 后裂纹扩展大大加快;重车对裂纹影响明显大于空车;不同轴重对于裂纹影响差别并不明显;较小的轮轨摩擦系数、较高的钢种屈服强度和货车速度,都将有利于裂纹扩展。另外还计算了直线钢轨和半径 800m 曲线外股钢轨的斜裂纹应力场和应力强度因子,解释了钢轨踏面斜裂纹扩展行为和机理,指出弯曲剪应力是控制钢轨踏面斜裂纹转向的主要因素。

这些研究结果有助于定性掌握和定量评估钢轨斜裂纹扩展行为及其影响因素,对钢轨的维修养护策略和安全监测有理论指导意义。

关键词: 钢轨, 斜裂纹, 裂纹扩展

Abstract

As a type of rail defects, rail tread oblique crack has been paid extensively attentions in recent years. It will cause rail transversal failure and endanger the traveling safety if it severely develops. Several accidents resulted from rail transversal fractures caused by tread oblique cracks have already taken place at home and abroad.

With large finite element software ANSYS, the solid model of typical rail tread oblique crack has been built according to its characteristic observed in field, and the influences on growth behavior of rail tread oblique crack under various load cases, including three-dimensional contact force, contact position, axle load, wheel / rail frictional coefficient, steel strength, travel velocity, etc, have also been simulated and analyzed.

Useful results have been obtained: Vertical force mainly affects all three types of stress intensity factors K, lateral force strongly affects II, III types of K, and longitudinal force chiefly affects II type of K. In the range of a quarter of sleeper spacing from the oblique crack along longitudinal direction of rail, the wheel load affects crack growth outstandingly, while the rest can be ignored. Deviated from the centre of rail head less than 4.5mm along transverse direction, the wheel load affects crack growth inconspicuously, while crack growth becomes rapid between 4.5 to 7.5mm and enormously expedites beyond 7.5mm; loaded car affects crack growth much more obviously than empty car; different axle loads affect crack growth similarly; lower wheel / rail frictional coefficient, higher steel yield strength and travel velocity accelerate crack growth. In addition, two typical field cases including straight line and 800m radius curve of the outside rail have been calculated; the growth behavior and mechanism of rail tread oblique crack has been explained, and bend shear stress is pointed out as the main factor of controlling rail tread oblique crack to propagate and turn around.

These study results are helpful for qualitatively mastering and quantitatively evaluating the growth behavior and influencing factors of rail oblique crack. They can also give maintenance and safety monitoring of rail theoretical instructions.

Key words: Rail, Oblique crack, Crack propagation

第1章 绪论

1.1. 引言

1.1.1. 铁路发展现状

自 1825 年英国修建了世界第一条铁路以来,铁路运输对推动社会和经济的向前发展起到了极其重要的作用。由于中国的地域、人口特点等因素,铁路在我国交通运输体系中更是牢牢占据着骨干地位。但随着经济的高速发展以及交通工具的现代化、多样化,铁路面临激烈的市场竞争。在货运方面,为了降低运输成本,各国先后发展了适合本国具体条件的各种形式的重载运输;而在客运方面,面临航空与高速公路的竞争,提高行车速度将是唯一的出路。货运重载化、客运高速化成为了世界铁路发展的趋势。

我国铁路也在向客运高速、货运重载、客货分线、又好又快发展目标迈进。自 1997 年以来先后实施了六次大提速,并在大秦运煤专线开行了 2 万吨重载列车,货车轴重达到 25t^[1]。铁路大提速及重载运输为国家和社会带来了巨大的经济效益。

1.1.2. 存在的问题

在过去一段时期,我国铁路轴载不大、速度较慢、运输条件相对单一,我国 TB1778(钢轨伤损分类)中所规定的钢轨伤损分类^[2],可以给钢厂生产、铁路工务运营及修理等部门提供很好的科学参考。然而,随着运量、轴重、行车密度和速度不断提高,新型转向架的使用以及跨区间无缝线路的大量铺设,作用在钢轨上的应力越趋复杂化,特别是载荷的随机性难以精确测量和预测。在新运输条件下钢轨伤损出现了新的变化,主要表现在伤损类型的相对集中,如轨顶面滚动接触疲劳裂纹、轨头踏面擦伤、轨头波浪磨损,另一方面也出现一些新的伤损形式,如波浪弯曲、交替侧磨等。

其中,钢轨滚动接触疲劳伤损数量在提速和重载线路上日趋增多,例如在广深、浙赣、京广、大秦、朔黄等线路的钢轨上,均出现了大面积的钢轨滚动接触疲劳伤损,甚至造成钢轨的横向断裂,严重制约着钢轨使用寿命和威胁行车安全^{[3][4]}。人们对钢轨滚动接触疲劳进行了大量研究^{[6]-[18]}。钢轨滚动接触疲劳缺陷主要包括:轨头裂纹(head checks)、隐伤(squats)、剥离(shelling)。国内外铁路发展表明,由于轨钢冶炼技术的进步,轨钢纯净度的提高,现代钢轨中因非金属夹杂物和氢致裂纹而引起的疲劳缺陷已很

难见到。但是，在高速客运、客货混运和重载线路上，起源于钢轨踏面表面或近表面(该处无材质缺陷和冶金杂质)的滚动接触疲劳缺陷却越来越严重^[6]。这些缺陷，包括轨头裂纹和隐伤，会导致钢轨提前下道或者完全失效。

Jeroen^[7]分析了荷兰铁路钢轨滚动接触疲劳损伤的种类和形式，这些缺陷可以细分为轨头裂纹、隐伤、剥离。轨头裂纹被划分为4个等级：轻度(light)、中度(moderate)、重度(heavy)和严重(severe)，如图1.1所示；而隐伤则被划分为3个等级：轻度(light)、中度(moderate)和重度(heavy)。由此可见，国外已对钢轨滚动接触疲劳的失效模式作了很好的归纳和总结，并形成了分级量化的规范。虽然我们不能确切知道这些规范对钢轨缺陷特征的详尽描述，但从图1.1仍可有一个大致了解，即：钢轨的损伤程度与裂纹数量和凹陷面积有对应关系，而且轨头内部损伤程度与轨头表面损伤程度具有对应性。文章同时指出，轨头裂纹产生横向断裂的可能性要比以前普遍认为的要大得多。

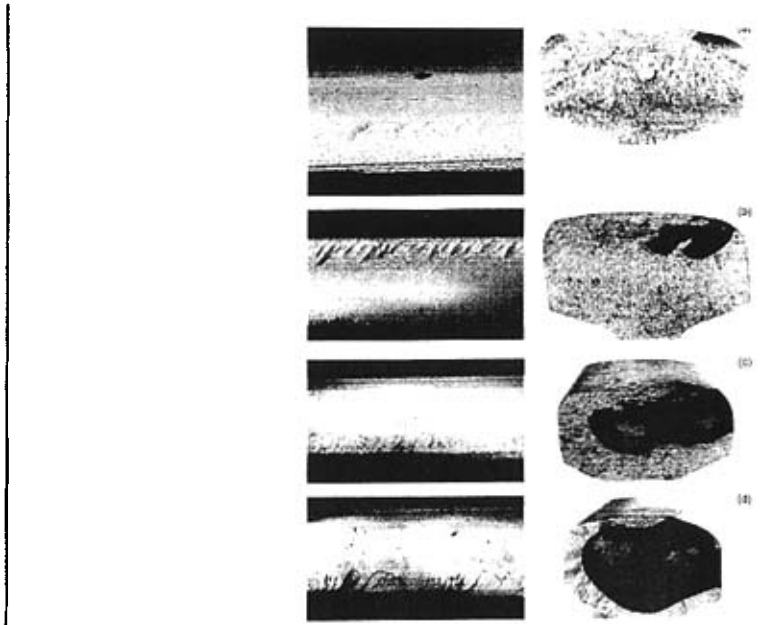


图1.1. ProRail 确定的轨头裂纹的4个级别：轻度(a)，中度(b)，重度(c)，严重(d)

1.2. 钢轨斜裂纹伤损综述

轨头裂纹已成为我国钢轨滚动接触疲劳缺陷的一大类型。我国铁路工作者^[5.21.51.52]对轨头裂纹缺陷进行了详细探伤和解剖分析,取得了很有益的数据和结果,并按其形态类型进行了划分。

(1) 轨头裂纹分布类型有 3 种: ①密集型,其裂纹间隔 $\leq 10\text{mm}$; ②松散型, $10\text{mm} <$ 裂纹间隔 $< 180\text{mm}$; ③单个型, 裂纹间隔 $\geq 180\text{mm}$ 。

(2) 轨头裂纹外观形貌有 3 种: ①斜线状; ②“L”形; ③“V”形。

遗憾的是,产生这些形态的原因和机理还很不清楚。

1.2.1. 斜裂纹危害

斜线状轨头裂纹简称斜裂纹,近年来多次出现在国外及国内钢轨中,严重威胁到行车安全。

荷兰路基管理(ProRail)公司 2003 年 4 月的数据表明,荷兰 6690km 的线路上,399.6km 的钢轨出现踏面斜裂纹,其中 25km 伤损非常严重^[19]。

2000 年 10 月 17 日,英国一高速列车在 Hatfield 以 $185\text{km}\cdot\text{h}^{-1}$ 速度通过半径为 1460m 曲线时出轨,造成 4 人死亡、70 人受伤的严重事故,就是由踏面斜裂纹引起钢轨横向断裂造成的^[20]。该事故发生后,引起了欧洲各国铁路部门对轮轨接触疲劳裂纹对策研究的重视。

浙赣线是我国繁忙线路之一,属客货混跑线路,目前年通过总重达 45~72Mt。在 1994~1996 年的复线建设中,铺设了大量进口热处理钢轨,主要有:①卢森堡轨(60 LPVT MR CHHR); ②奥地利轨(60 DO HSH); ③日本轨(60 LDVT U78 DHH); ④英国轨(British steel U78)。这些钢轨被用于直线和曲线,经历 6~7 年的使用,在累计通过总重约 300~400Mt 时,于 2001 年下半年起,在直线和曲线钢轨出现大量轨头裂纹、隐伤和掉块等疲劳伤损,并且一旦出现,很快进入快速发展。截止到 2003 年 10 月 29 日,金华工务段共发现重伤钢轨 409 根,其中轨头裂纹钢轨 181 根(斜裂纹 141 根、横向裂纹 8 根、核伤 32 根),占重伤钢轨的 44.25%。这些说明,轨头斜裂纹已在线路上占有很大比例,已成为钢轨重伤的主要类型。

广深线全长 139km,准高速区段最小曲线半径 $R=1400\text{m}$,铺设 U71Mn 钢轨,列车

运行最高时速 $200\text{km}\cdot\text{h}^{-1}$ ；非准高速区段(加速段)最小曲线半径 $R=800\text{m}$ ，铺设 U75V 钢轨。1994 年开通运营至 2003 年春运结束，准高速区段累计通过总重约 225Mt，非准高速区段约 150Mt。2002 年 4 月以来，在准高速区段部分半径 1600m 及 1400m 和非准高速区段半径 1000m 及 800m 的曲线上股钢轨踏面处陆续出现斜裂纹伤损。2002 年 12 月广深线曲线半径为 1000m 的上股钢轨，先后有 2 处由踏面斜裂纹导致钢轨横向断裂^[3]，其斜裂纹和横向疲劳断裂的形貌特征与英国铁路大量出现的滚动接触疲劳(RCF)裂纹基本相似^[20,21]。断轨发生后，工务部门立即对全线进行探伤检查，截止 2003 年 7 月共查出 44 个曲线，约 37km 长的钢轨上有斜裂纹。

这些踏面斜裂纹不同于以往鱼鳞状剥离裂纹，发展严重时将导致钢轨的横向断裂而危及行车安全，这一现象已引起我国铁路工务部门的高度重视。

1.2.2. 现场斜裂纹特点

对不同现场的钢轨踏面斜裂纹进行观察，总结其存在形态和发展模式。图 1.2~图 1.5 给出了我国铁路线路钢轨出现的钢轨踏面斜裂纹的一些代表性特征形态。

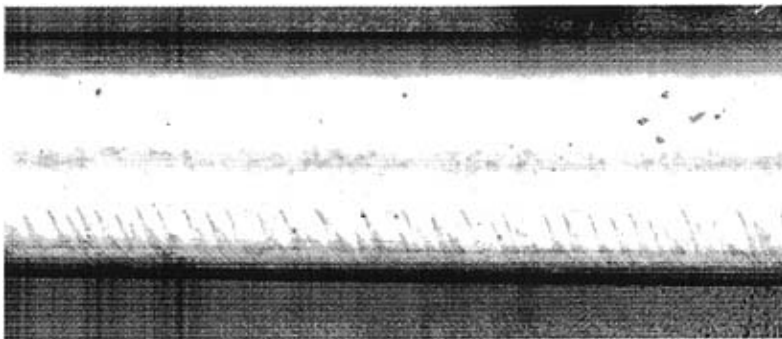


图1.2. U75V 钢轨上的密集型轨头斜裂纹



图1.3. 进口淬火轨上的密集型轨头斜裂纹



图1.4. U75V 钢轨上的单个型轨头斜裂纹，可见轻度隐伤(凹陷)



图1.5. 进口淬火轨上的轨头斜裂纹，伴随重度隐伤

1.2.2.1. 浙赣线

针对浙赣线钢轨，调查了鹰潭工务段和金华工务段。

浙赣线使用的钢轨种类较多，既有国产钢轨，又有很多进口钢轨。调查发现其中直线钢轨(主要是各国进口钢轨)轨头裂纹和隐伤多，并且一旦出现，很快发展成掉块，甚至横向断裂。对轨头裂纹伤损钢轨进行解剖分析后，发现三种钢轨的轨头裂纹伤损有一些异同点：伤损斜度都在 $13^{\circ}\sim 22^{\circ}$ ；同样通过总重下，奥地利轨(DO)的轨头裂纹伤损程度最大，其次为卢森堡轨(MR)，最小的为 U71Mn 轨。轨头裂纹起源于轨距角表面，源区未见明显材质冶金缺陷；钢轨金相组织未见异常，钢轨硬度较高。轨头裂纹向内向下扩展形成斜向和水平裂纹以及凹陷，然后以水平裂纹为起源形成横向疲劳裂纹，最后引起钢轨断裂。

表1.1. 浙赣线上行 P60 钢轨轨头裂纹解剖情况

地点 (km+轨号)	钢种	出厂 时间	通过总重 (Mt)	伤损程度 (宽 mm × 深 mm)	伤损斜度 (°)	备注
K125+20 右	DO、HSH	94.07	318	50×11	20	
K125+22 右	DO、HSH	95.05	318	48×25	15	下有核伤 20mm×20mm
K171+30 左	MR、CHHR、U78	93.10	390	47×6	13	
K171+30 右	MR、CHHR、U78	93.10	390	48×7	18	小核伤
K171+40 左	MR、CHHR、U78	93.09	390	42×9	15	小核伤
K155+01 左	PZH、U71Mn	93.09	500	25×7	22	
K155+01 左	PZH、U71Mn	93.09	500	27×9	18	
K125+23 右	MR、CHHR、U78	93.09	390	42×14	20	
K125+23 右	MR、CHHR、U78	93.09	390	40×13	17	
K125+23 右	MR、CHHR、U78	93.09	390	36×10	17	

1.2.2.2. 广深线

广深线列车运行速度高，轴重较轻(机车 18.25~23t；车辆 15.5~16.7t)。从 2002 年 4 月以来，发生了大量钢轨轨头斜裂纹和隐伤，文献^[3]给出了其典型形貌，并对钢轨伤损的相关特征进行了介绍和分析。可以归纳出广深线钢轨斜裂纹伤损有如下特点：

(1) 从轨头表面上观察，斜裂纹由轨距角起始，沿逆行车方向和朝轨头宽度方向而斜向发展(图 1.6)。

(2) 裂纹长约 6~30mm，深 10~20mm，间距 10mm 左右，在钢轨上呈非连续、跳跃式分布。

(3) 轨头斜裂纹发展到一定程度，常伴随隐伤，但未产生掉块。

(4) 轨头斜裂纹同时沿行车方向朝轨头内发展(图 1.8)，当裂纹发展至较大深度(8~10mm)时，由轨头裂纹萌生横向裂纹并最终导致钢轨横向断裂。

(5) 斜裂纹在曲线上股发展快，曲线半径范围为 R796m~2200m。统计了广深线 43 个曲线钢轨斜线状轨头裂纹的分布情况。其中，40 个曲线仅发生于上股，1 个曲线(下

行线 k37.597~38.393)同时发生于上下股, 2 个曲线(下行线 k107.043~108.011 有 5 根轨轻伤发展、k131.181~131.478 有 1 根轨轻伤发展)仅发生下股。

(6) 轨头斜裂纹在全线上都有不同程度的发生, 但在加速地段(下行线 k12.5~40.7、上行线 k123.12~144.5)和上坡地段更严重, 下行线比上行线更严重。

(7) 在钢轨侧磨量较大的地方, 裂纹发生的程度要小。因此, 适度的磨耗有利于减缓轨头斜裂纹的产生。

(8) U75V 钢轨与 U71Mn 钢轨相比, 轨头斜裂纹发生早且向深度发展快。

(9) 轨头斜裂纹产生后发展速度非常快, 见图 1.9。

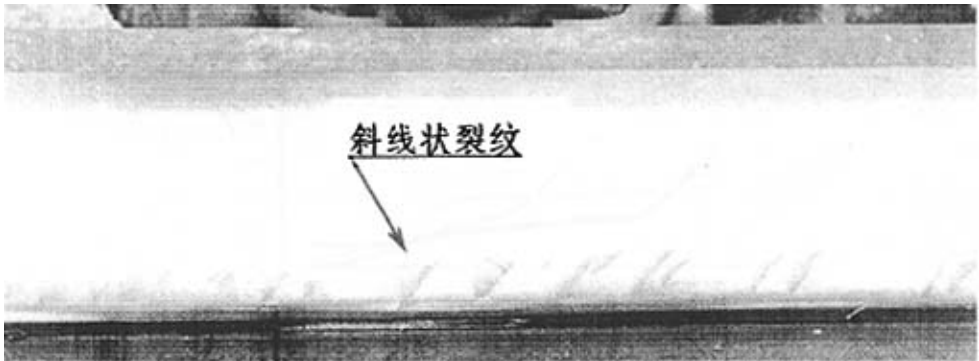


图1.6. 广深线下行 k14+600 曲线上股, 裂纹呈松散型



图1.7. 广深线上行 k130+690 曲线上股, 轨头斜裂纹+隐伤

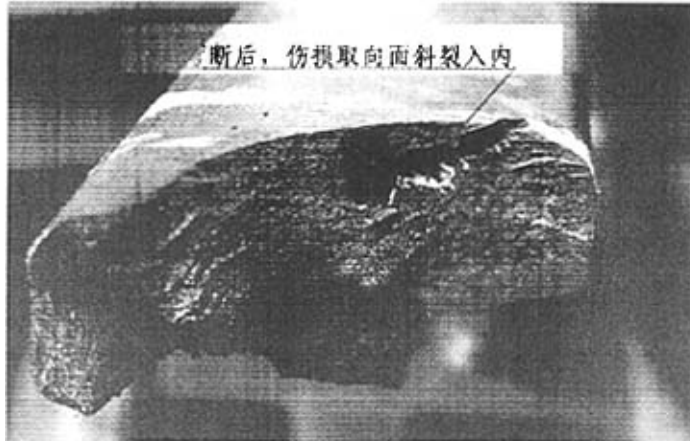


图1.8. 广深线上行 k130+500 曲线上股

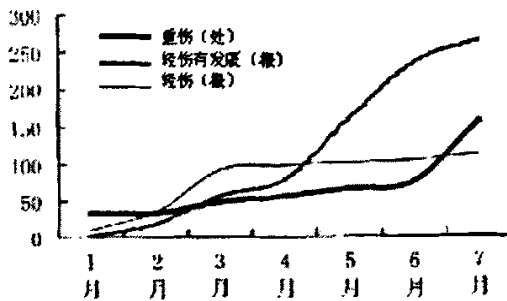


图1.9. 2003年钢轨轨头裂纹伤损累计(截止到2003年7月31日)

1.2.2.3. 斜裂纹特点总结

对于强度级别较低的钢轨，如 780MPa 和 880MPa 级钢轨，倾向于形成鱼鳞状轨头裂纹，而很少出现斜裂纹。

轨头裂纹(包括斜线状、V形、L形)是 980MPa 强度级别钢轨最主要的滚动接触疲劳形式，经常发生于大半径($R \geq 800$)曲线或直线钢轨。图 1.10 为 U75V 钢轨轨头裂纹折断打开后的典型形貌，显示轨头裂纹由轨头踏面以较大斜向角度($15 \sim 40^\circ$)向下发展至很深位置。



图1.10. U75V 钢轨轨头裂纹折断打开后的形貌

文献^[5]对这种轨头裂纹进行了详细解剖分析,表明轨头裂纹初始时在塑性变形层表面萌生并沿变形流线方向以较小角度扩展,继续向深处发展时,裂纹倾斜角度逐渐增大,扩展到 8~10mm 深度时开始转向发展横向裂纹。

强度级别为 1180MPa 级及以上的进口淬火轨的滚动接触疲劳缺陷包括了轨头裂纹和隐伤,而且在直线和曲线线路上都可能出现。

如图 1.11 所示,轨头裂纹由轨头踏面沿一定斜度(10~15°)向下扩展,在距轨顶面深约 5~6mm 时转为大致水平扩展,并由水平裂纹而萌生横向裂纹,而后导致钢轨横向断裂。可见,进口淬火轨与 U75V 钢轨的轨头裂纹发展是类似的,但在扩展方向和深度上体现出了差别。相比之下,进口淬火轨还容易出现隐伤类滚动接触疲劳缺陷。在线路上发现,隐伤既可能单独存在,也可能伴随轨头裂纹一块产生。



图1.11. 浙赣线进口淬火轨轨头裂纹折断打开后的形貌

斜线状轨头裂纹向轨头内发展时,对于进口淬火轨和 U75V 热轧轨,裂纹扩展体现出了不同,即淬火轨轨头裂纹斜向发展到一定宽度(约到钢轨中心线)和深度(约 5~6mm)而转向大致水平,但 U75V 钢轨则一直斜向发展到很深(8~10mm)和很宽(超过钢轨中心线)。U75V 钢轨轨头裂纹的这种发展模式,使得钢轨在横向疲劳裂纹较小时就导致横向断裂。

1.3. 有限元法

在实际工程中,有许多问题应用经典理论的解析法去求解,不是困难重重就是无法获解。例如复杂形状的杆件或零件应力变形问题,复杂结构物的静力及强度问题,物体及结构物非线性大变形问题等。按照过去的办法往往先设法去简化这些物体或结构物的外形等,使它能达到用解析法求解的地步,求得了线性近似解,然后引入一定的安全系数以确保结构物安全。这样的解决办法既离开了结构物真正变形情况又浪费了材料。近年来由于计算机技术的发展,已逐步趋向于采用更为有效的数值计算方法来解决工程问题,有限元法就是其中的一种。

1.3.1. 有限元法概述

有限元法是一种可以获得许多工程问题近似解的数值计算方法,最初用于研究航空结构物的强度问题,后来逐渐发展推广用于其它工程技术问题领域,特别用于有关于工程问题中的连续体的力学问题,成为能解决过去解析方法难于解决问题的重要方法。

有限元法的基本原理为,将拟分析连续物体假想地分割成为有限个分块,用所有的分块的集合体表示原来的物体,籍此方便地建立起单元内力学量与未知量的关系式,集成结构分析方程。把结构物化分成为若干单元的步骤称为将物体或结构物离散化。

物体或结构物离散化后,每个单元中的一些物理量,如位移、应变等存单元中的变化有可能采用一些逼近原函数的近似函数予以描述。在有限元位移法中,就以一定的函数去表示单元内的位移或位移场。这些函数称为位移模式或位移函数。所以有限元方法中分析的已不是原有的物体或结构物,而是一个有同样材料的多数单元以一定方式连接成的与原物体形状接近的离散物体。因此,有限元法分析中所获得的物体或结构物的应力变形等结果只是近似的。当物体或结构物被正确的划分成为非常多的单元时,则所

求得的解也就非常逼近真实的解。

1.3.2. 有限元法三维问题

在下面的有限元分析中，将使用三维有限元单元。首先对三维有限元问题作简要介绍。

有限元法解三维问题，其原理与方法实际上与平面问题的有限元方法相似，首先将实际连续的三维结构物离散成为有限个三维单元(一般是四面体或六面体)，各个单元仅在若干节点处与其它单元的节点联接，而所有作用于物体上的力也同样等效地移植到单元的节点上。一般地，每个节点的自由度取其三个位移。如图 1.12 所示，四面体单元 $ijkl$ 有四个节点，便有 12 个位移，即 $u_i, v_i, w_i, u_j, v_j, w_j, u_k, v_k, w_k, u_l, v_l, w_l$ 。使用位移法时，这些位移量便为结构的基本未知量。也有些三维单元节点的自由度除了取其位移外，还取位移导数。

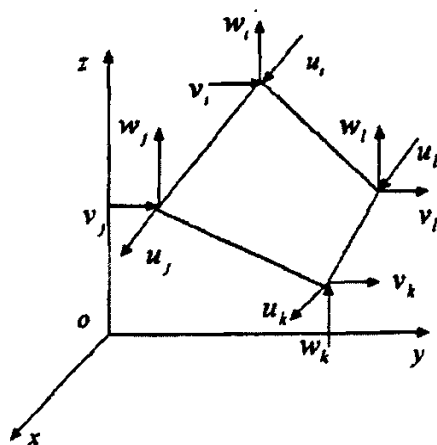


图1.12. 四面体单元

类似于平面问题，三维单元内部任意点的位移模式有两种表示方法。

一种是广义坐标法

$$\begin{aligned}
 u &= \sum_{i=1}^n \alpha_i x^{\eta_i} y^{m_i} z^{l_i} \\
 v &= \sum_{i=1}^n \beta_i x^{\eta_i} y^{m_i} z^{l_i} \\
 w &= \sum_{i=1}^n \gamma_i x^{\eta_i} y^{m_i} z^{l_i}
 \end{aligned} \tag{1.1}$$

式中 α_i 、 β_i 及 γ_i —单元的广义坐标, $i=1,2,\dots,n$

u 、 v 及 w —节点位移值

另外一种表达方式为插值函数法

$$\begin{aligned}
 u &= \sum_{i=1}^n N_i u_i \\
 v &= \sum_{i=1}^n N_i v_i \\
 w &= \sum_{i=1}^n N_i w_i
 \end{aligned} \tag{1.2}$$

首先建立起单元节点力 F 与节点位移 δ 的关系式

$$k_e \cdot \delta e = F e \tag{1.3}$$

式中 k_e —单元的刚度矩阵

δe —节点位移向量

$F e$ —节点力向量

根据三维问题中弹性体应变与位移的关系可以得到

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \end{pmatrix} \bullet \boldsymbol{\delta} = B_1 \bullet \boldsymbol{\delta} \quad (1.4)$$

式中 $\boldsymbol{\varepsilon}^T = \{\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}\}$

$\boldsymbol{\delta}^T = \{u, v, \omega\}$

$\boldsymbol{\delta}$ 与节点位移 δe 的关系为

$$\boldsymbol{\delta} = N \cdot \delta e \quad (1.5)$$

则有

$$\boldsymbol{\varepsilon} = B_1 \cdot N \cdot \delta e \quad (1.6)$$

即

$$\boldsymbol{\varepsilon} = B \cdot \delta e \quad (1.7)$$

式中 B —应变矩阵。

由三维问题的广义虎克定律可以得到应力 $\boldsymbol{\sigma}$ 与应变 $\boldsymbol{\varepsilon}$ 的关系为

$$\sigma = D \cdot \varepsilon \quad (1.8)$$

式中 $\sigma^T = \{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}\}$

D—弹性矩阵

由式(1.7)和(1.8),可以将单元的应力 σ 与单元的节点位移 δe 联系起来,也就是说,通过单元的节点位移变化可求得单元的应力。

在确定了节点位移向量各分量的次序后,即可对每个单元的刚度系数进行组合迭加,组成结构物的刚度矩阵 K_S 。并根据节点上外力 F_S 与内力平衡的条件列出代数方程组

$$F_S = K_S \cdot \delta e \quad (1.9)$$

将边界条件及载荷等已知量代入方程组即可解出 δe 。

1.4. Hertz 接触理论

1.4.1. 接触力学概述

接触力学是研究可变形固体相互接触时在接触区的相互作用状况,所产生的位移、应变和应力,以及由此引起的强度分析方面问题的力学。按照接触区相对大小划分,接触现象可分为两类:非共形接触和共形接触。非共形接触也称集中接触,是指两接触体表面最初在一个点或一条线首先接触,在加载过程中逐渐产生一个“接触区”,它的大小相对于两接触体的任何局部尺寸来说都一直保持为很小;而共形接触则是指没有明显接触区的情况。

针对几何形状规则弹性体的无摩擦非共形接触问题,最完美的解析解是 Hertz 解。Hertz 正确的假定了两弹性球体圆形接触面上的正压力分布,得到了满足所有定解条件的解,并推广到表面光滑的两弹性体接触的一般情况。这时,在一定简化条件下,接触面呈椭圆形。不过应该注意到接触现象发生在两物体接触表面,会存在摩擦力。考虑摩擦力的接触力学问题的研究要复杂得多,通常使用的摩擦定律是 Coulomb 定律,即 $f_{\max} = \mu P$, 这里 P 是正应力, f 是摩擦力, f_{\max} 是滑动时的摩擦力, μ 称为摩擦系数。在需

要精确确定接触区及其应力状态时,必须使用有限差分、有限元或者边界元等数值方法。这时,不必对几何形状作任何假设,可以完全按照真实工况做计算。

下面就来简单介绍一下经典接触力学理论—Hertz 理论。

1.4.2. Hertz 接触方程

为了解决接触问题, Hertz 理论的一些基本假设是

(1) 两接触体在初始接触点附近的表面至少二阶连续。故表面在初始接触点的二阶微分邻域内常可表示为椭圆抛物面、柱面或双曲抛物面,可以用微分几何方程进行分析。

(2) 接触是非共形的: 在加载过程中由初始接触点逐渐形成接触区。由于接触区很小,在初始接触点附近两弹性体可视为弹性半空间。

(3) 小变形: 在初始接触点附近,两接触表面与初始接触点处公切面法线相交的点相接触。

(4) 无面内摩擦: 因而切向面力为零。

在做了这些基本假设以后,给出了两弹性体相接触的一般情况。

以初始接触点 O 为原点、以两接触表面在点 O 处的公切面为 xy 平面, z 轴方向指向物体内部。这样,有直角坐标系 xyz_1 和 xyz_2 , 如图 1.13 所示。

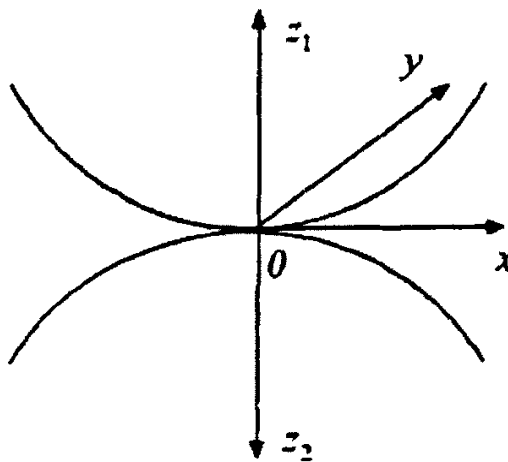


图1.13. 接触局部坐标系

假设加载是单向的，即在点 O 附近形成一逐渐增大的接触区，在发生变形后两接触表面与公法线相交的点发生接触。

根据微分几何知识^[22]及一系列计算证明，接触区的形状是椭圆。设这一椭圆的边界为

$$\frac{X^2}{a^2} + \frac{Y^2}{b^2} = 1 \quad (1.10)$$

式中 a, b—椭圆的两半轴长，且 $a \geq b$

记两弹性体的弹性模量和泊松比分别为 E_1 、 E_2 和 ν_1 、 ν_2 ，接触区 S_c 上的压应力分布为 $P(X, Y)$ 。Hertz 用弹性力学和静电势问题类比，得到了压力分布 $P(X, Y)$ 的形式为

$$P(X, Y) = C \sqrt{1 - \frac{X^2}{a^2} - \frac{Y^2}{b^2}} \quad (1.11)$$

式(1.11)中常数 C 由平衡条件

$$P = \iint_{S_c} P(X, Y) dXdY \quad (1.12)$$

决定，这里 P 是总接触压力。最后得到

$$P(X, Y) = \frac{3P}{2\pi ab} \sqrt{1 - \frac{X^2}{a^2} - \frac{Y^2}{b^2}} \quad (1.13)$$

以及椭圆接触区 S_c 半轴长 a 和 b 的方程(如式 1.14 所示), a 和 b 由求解方程式(1.14) 得出

$$\frac{3(d_1+d_2)P}{2\pi} \int_0^{\infty} \frac{d\xi}{(a^2+\xi)\sqrt{(a^2+\xi)(b^2+\xi)}\xi} = \frac{1}{R_1}$$

$$\frac{3(d_1+d_2)P}{2\pi} \int_0^{\infty} \frac{d\xi}{(b^2+\xi)\sqrt{(a^2+\xi)(b^2+\xi)}\xi} = \frac{1}{R_2}$$
(1.14a,b)

$$d_i = \frac{1-\nu_i^2}{E_i}, \quad i=1,2$$

式中

R_1, R_2 —主曲率半径

长期以来,人们主要沿用古典的 Hertz 理论来处理复杂的轮轨接触问题。国内外学者据此对轮轨滚动接触理论和轮轨接触应力进行了大量的研究^[23-43]。

1.5. 课题来源和研究内容

本论文是铁道科学研究院研发中心项目“钢轨的滚动接触疲劳伤损与安全评价研究(2004YF04)”的部分研究内容。论文研究旨在定量分析不同工况下钢轨踏面斜裂纹的扩展行为和机理,探讨钢轨斜裂纹扩展、转向的主要影响因素,为钢轨斜裂纹缺陷的维修养护对策、安全评价提供理论和数据支持。

论文主要研究内容是:

按照现场观察到的钢轨踏面斜裂纹形态,利用 ANSYS 软件建立不同尺寸的典型钢轨踏面斜裂纹的三维模型;

根据实际现场观察的轮轨接触光带位置,模拟轮轨接触状态,采用双线性随动强化材料,对钢轨踏面斜裂纹的应力场和应力强度因子进行仿真计算;

研究了接触力、接触位置、轴重、摩擦系数、钢种、运行速度这些工况参数对钢轨踏面斜裂纹的扩展影响,并计算了两种典型工况下的斜裂纹扩展行为,阐述了其扩展机理。

第2章 钢轨斜裂纹仿真计算的模型与方法

轮轨接触计算是个很综合的问题,要考虑复杂的边界条件,同时还涉及几何、物理的非线性。加上三维斜向裂纹的建立,这些问题的处理难度非常大。随着计算机运算速度的大幅提高,采用有限元法进行高精度计算成为了解决问题的首选。

2.1. ANSYS 软件中非线性问题处理

ANSYS 软件是由美国 ANSYS 公司研制、开发的大型通用有限元分析软件。该软件提供了丰富的结构单元、接触单元、热分析单元及其它特殊单元,能解决如下问题:结构静力、结构动力、结构非线性、结构屈曲、疲劳与断裂力学、复合材料分析、压电分析、热分析、流体动力学、声学分析、低频电磁场分析、高频电磁场分析、耦合场分析、子结构/子模型、优化设计、二次开发等。它广泛地应用于国防、航空航天、汽车、船舶、能源和机械电子工程等领域中。另外,ANSYS 具有友好的图形用户界面,使用方便^[44]。

2.1.1. 非线性问题的解决

轮轨接触过程是典型的非线性问题,既有轮轨踏面的几何非线性,材料本身的非线性,又有由于接触和摩擦引起的状态非线性。一般来说,通过试探和迭代求解一系列线性问题,最终获得非线性问题的近似解^[45]。

工程上常用的一种近似的非线性求解是将载荷分成一系列的载荷增量,即载荷增量法。在每一个增量的求解完成后,继续进行下一个载荷增量之前,调整刚度矩阵以反映结构刚度的非线性变化。为满足收敛性的要求,每次增加的载荷量要适当小。但非常遗憾的是,纯粹的增量近似不可避免地要随着每一个载荷增量积累误差,导致结果最终失去平衡。ANSYS 程序通过使用收敛性适用于高度非线性问题的牛顿-拉普森(N-R 法)平衡迭代克服了这种困难,它迫使在每一个载荷增量的末端解达到平衡收敛(在某个容限范围内)。并采用二分法来加强问题的收敛性,即无论何时平衡迭代失败,二分法将把时间步或子步分成两半,然后从最后收敛的子步开始重新算起,若再次失败,二分法将再次分割时间步重新开始,持续这一迭代过程直到获得收敛解,具体过程如下。

设有矩阵方程

$$k'(u_i)\Delta u = \Delta p \quad (2.1)$$

式中 $k'(u_i)$ —增量步开始时的切线刚度矩阵

Δu —位移增量

Δp —载荷增量

解得

$$\Delta u = \Delta u_1 \quad (2.2)$$

下一次迭代(再循环)有

$$k'(u_i + \Delta u_1)\Delta u = R_i = P - I \quad (2.3)$$

式中 P —外部节点载荷矢量

I —内部节点载荷矢量

解得 $\Delta u = \Delta u_2$

依次进行下去,即在每次求解之前,N-R法估算出残差矢量,这个矢量是回复力(对应于单元应力的载荷)和所加载荷的差值,然后使用非平衡载荷进行线性求解,且核查收敛性。如果不满足收敛准则,重新估算非平衡载荷,修改刚度矩阵,获得新解。持续这种迭代直到问题收敛。

经反复迭代,得

$$\begin{aligned} \Delta u &= \Delta u_n \\ u_{i+1} &= u_i + \Delta u_{n+1} \end{aligned} \quad (2.4)$$

2.1.2. 非线性迭代的收敛判据

在以迭代法为基础的增量法求解过程中，每次迭代结束后，应检查得到的解是否收敛到预定的误差范围之内。如果收敛判据太严，就会花费太多的计算时间甚至于不收敛；反之，则会得不到精确解。

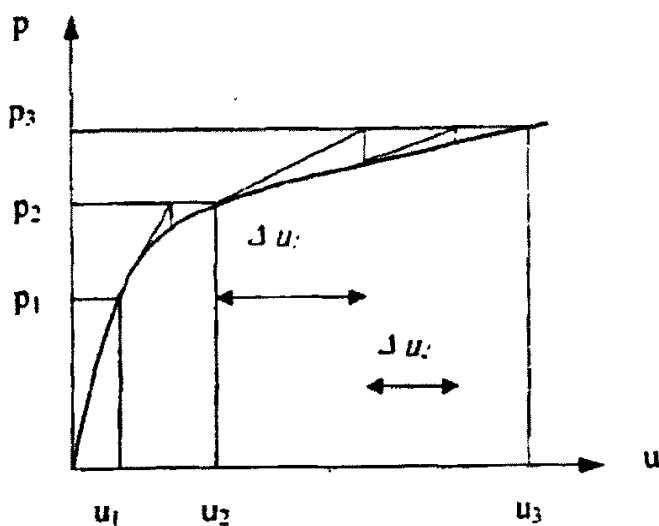


图 2.1 牛顿-拉普森迭代方法

一般而言，收敛的主要判据有检查残差、检查位移和检查应变能三种。在利用 ANSYS 进行分析时采用了残差检查。在以迭代法为基础的增量法求解过程中，每次迭代结束后，应检查得到的解是否收敛到预定的误差范围之内。如果收敛判据太严，就会花费太多的计算时间甚至于不收敛；反之，则会得不到精确的解。每次求解后，N-R 法估算出残差矢量，这个矢量对应于单元应力的载荷和所加载荷的差值，然后使用非平衡载荷进行线性求解，且核查收敛性。当此差值足够小时，表明迭代已收敛到了一个可以接受的结果，如果不满足收敛准则，重新估算非平衡载荷，修改刚度矩阵，获得新解。ANSYS 提供了一系列命令来增强问题的收敛性，如自适应下降、线性搜索、自动载荷步及二分法等，可被激活来加强问题的收敛性。

2.2. 基于 ANSYS 的三维应力强度因子计算

目前,对于裂纹的扩展有两种不同的观点:一种是应力强度的观点,认为裂纹尖端应力场强度因子超过表征材料特性的临界应力强度因子时,裂纹发生失稳扩展。另一种是能量观点,认为当裂纹的扩展使得释放的弹性能多于产生新裂纹表面所需要的能量,则发生裂纹的失稳扩展。这两种观点之间有着一定的联系,在此只研究应力强度因子 K 。由相关基础知识可以看出,应力强度因子与裂纹尖端邻域内点的坐标无关,只是表征裂纹体弹性应力场强度的量,而不表征各种裂纹变形状态下的应力分布, K 由问题的远场边界条件确定,所以一般来说,与受载方式,载荷大小,裂纹长度及裂纹体的形状有关,当然有时候与材料的弹性性能也有关。求解应力强度因子的方法大概有三种:解析法、数值解法和实验方法,基本思路均为由弹性或者是弹塑性方程出发,把裂纹作为一种边界条件,考察裂纹尖端的应力场、应变场、位移场,设法建立这些场与控制断裂的物理参量之间的关系和裂纹尖端附近的局部断裂条件,从而获得应力强度因子的值^[46]。

在 ANSYS 中,分析三维断裂力学问题时,由于在裂纹问题中,应力与半径的平方根成反比,因此在距离裂纹前沿无限接近处会产生应力和应变场的奇异。为获得应变中的单值性,绕裂纹前沿的单元应该为二次单元,中节点应该位于 1/4 边处,在此称这种单元为奇异单元,也叫做三棱柱形 1/4 节点元 (Quarter-Point Element, 简称 QPE)。根据收敛性的原理,只有当增加单元数能使近似的位移场及其一阶导数处处任意地接近真实场时才能保证收敛,但裂纹尖端附近的位移场精确解的一阶导数在裂纹尖端无界,常规单元的位移模式不能反映尖端位移处的奇异性,不满足收敛性条件,即使用了很密的网格,也难以达到足够的精度,而且过密的网格也会使工作量大增,所以也要求使用 QPE 单元。除裂纹前沿的单元外,其余部分的单元以及分析均与普通的三维力学问题类似。

基本单元选择为一般结构分析中都有的三维 20 节点单元,当适当布置单元节点位置时,可使其具有奇异性。如图 2.2 所示,其退化后的奇异单元如图 2.3 所示。

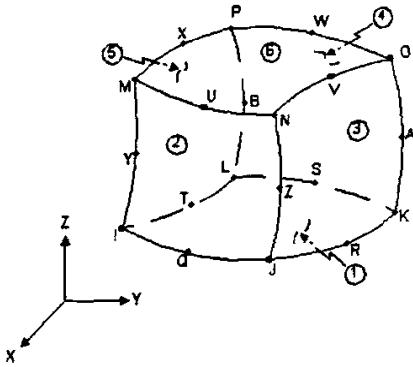


图 2.2 20 节点的三维母体单元

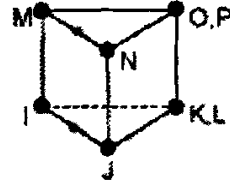


图 2.3 退化后的奇异单元形状

由于裂纹尖端应力与应变场的奇异性，故在用 ANSYS 进行分析时，在裂纹尖端的单元需要重新进行布置，即将中节点安排在 1/4 节点位置，这里采用编程手工生成 1/4 节点，并组装成单元，并进行进一步的分析。在远离裂纹前沿的单元则与普通的 SOLID45 单元一样。在由裂纹前沿向远场单元过渡时，需要设置一定范围的过渡元。过渡元的属性与远场单元类似，其范围的控制，一般在 0.02~0.04 倍的裂纹半径为佳。远场最大网格与过渡元网格的比例也不可以太大，否则对精度有一定影响。图 2.4 为裂纹区域。

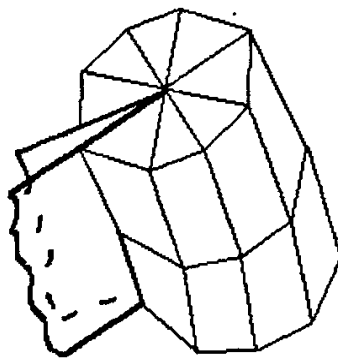


图 2.4 裂纹前沿模拟图

在划分单元时，粗略地讲，在沿裂纹前沿每 15° ~ 30° 可以安排一个 QPE 单元，在这

里应该注意使三棱柱形 1/4 节点单元的 KQ 边沿着裂纹前沿, 如图 2.5 所示。

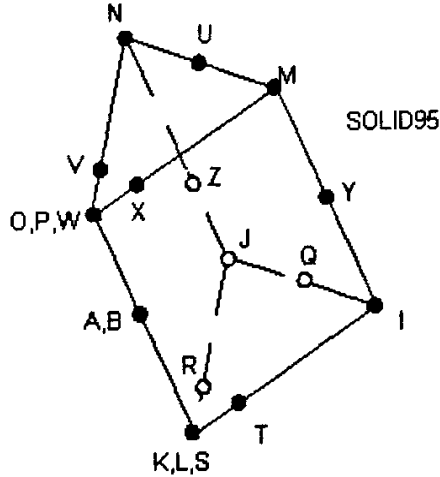


图 2.5 裂尖奇异单元

2.3. 模型参数设定及建立

钢轨是由轨枕以有限间隔支承的, 根据连续弹性支承模型可以计算轨道受力、变形, 如图 2.6 所示^[47]。

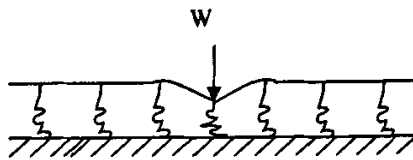


图 2.6 轮重作用下钢轨变形

钢轨在轮重作用下会以作用点为中心产生弯曲变形, 所以进行仿真计算的钢轨长度最好能够超出变形区范围, 同时钢轨长度过长会增加不必要的仿真计算量, 综合考虑选取 4 个跨距长度钢轨, 从图 2.6 中可以看出这样已经能够保证落在变形范围以外。

根据 Hertz 接触理论, 2 个圆柱形弹性体间的接触面积(接触斑)的形状为一椭圆, 如图 2.7 所示, 并提出了相应的半轴 a 和 b 的计算公式。针对铁路机车车辆的车轮和钢

轨相接触时的具体情况, 假设钢轨和车轮的弹性模量 E 和泊松比 μ 相同, 则对于锥形踏面车轮, 有计算公式^[48]:

$$\cos\beta = \frac{\frac{1}{R} - \frac{1}{R_r} - \frac{1}{R_w}}{\frac{1}{R} + \frac{1}{R_r} + \frac{1}{R_w}} \quad (2.5)$$

$$\left(\frac{a}{m}\right)^3 = \left(\frac{b}{n}\right)^3 = \frac{3N(1-\mu^2)}{E} \frac{1}{\left(\frac{1}{R} + \frac{1}{R_r} + \frac{1}{R_w}\right)} \quad (2.6)$$

对于凹形(磨耗形)踏面车轮, 有计算公式:

$$\cos\beta = \frac{\frac{1}{R} - \frac{1}{R_r} + \frac{1}{R_w}}{\frac{1}{R} + \frac{1}{R_r} + \frac{1}{R_w}} \quad (2.7)$$

$$\left(\frac{a}{m}\right)^3 = \left(\frac{b}{n}\right)^3 = \frac{3N(1-\mu^2)}{E} \frac{1}{\left(\frac{1}{R} + \frac{1}{R_r} - \frac{1}{R_w}\right)} \quad (2.8)$$

式中: R 为接触点处车轮滚动圆半径; R_r 为钢轨轨头横断面外形的半径; R_w 为车轮踏面横断面外形的半径; N 为接触斑上的法向载荷(车轮对钢轨的载荷); β , m , n 分别是计算轮轨接触斑所用的系数。

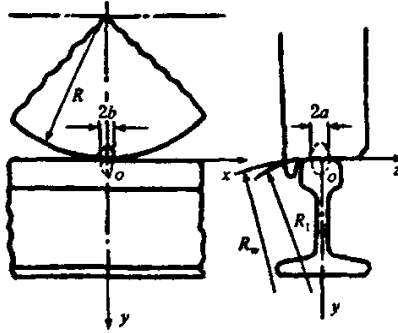


图 2.7 轮轨接触斑示意图

按式(2.5)或式(2.7)右边的绝对值可以求得 β 的大小, 其符号表示长短轴的不同方向; 根据相关图或表^[49]查出式(2.6)或式(2.8)中的 m 和 n 的值, 从而可计算出接触斑长短轴的大小。

按照 60kg/m 钢轨标准断面建立 CAD 模型, 钢轨跨距取 568.2mm, 如前所述共 4 跨。轨枕采用 S-II 型混凝土枕, 上宽为 169.5mm。取轴重 23t, 钢轨弹性模量 $E=2.06 \times 10^5 \text{MPa}$, 泊松比 $\nu=0.3$, 轮轨摩擦系数 $\mu=0.3$ 。模型采用双线性材料, 屈服强度分别为 $\sigma_{0.2}=565 \text{MPa}$ (U75V 热轧轨) 和 $\sigma_{0.2}=870 \text{MPa}$ (U75V 淬火轨), 随动强化系数 0.1。

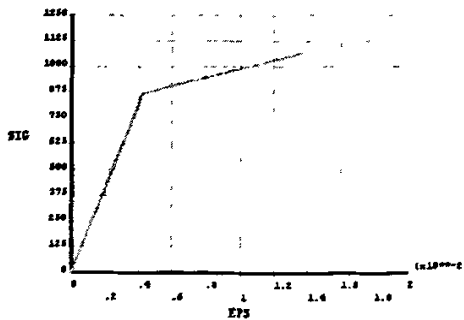


图 2.8 双线性随动强化材料

斜裂纹位于 4 跨钢轨中部, 结合现场实际, 取为半椭圆形, 与钢轨横向成 30° , 倾斜角为 20° , 长短轴比为 2: 1, 斜裂纹中心距轨距边 15mm。对所建模型采用 Solid95、

Solid92、Solid45、Mesh200（线、面）单元划分网格，取轨底网格尺寸为 10mm，轨顶网格尺寸为 6mm，裂纹尖端处最小网格尺寸为 0.1mm，过渡区网格尺寸为 4mm，轮轨接触区网格尺寸为 1mm。将模型逐块划分，然后通过 APDL 编程对裂纹尖端单元进行奇异化处理，对自由划分部分单元进行退化转变处理以获得较高精度网格。有限元模型如图 2.9 所示。

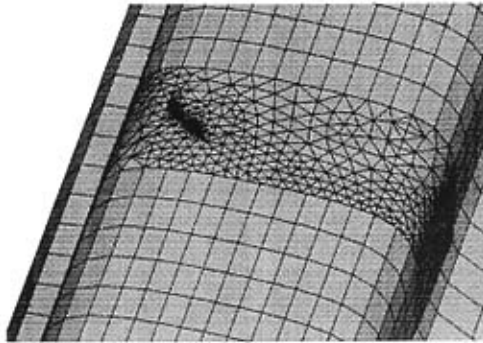


图 2.9 钢轨踏面斜裂纹有限元模型

在模型两端面处施加对称约束，轨枕处施加除纵向外的全约束。仿真直线线路钢轨，对轮轨接触斑施加垂向和纵向载荷；仿真曲线段钢轨，则对轮轨接触斑施加垂向、纵向及横向三向载荷。

2.4. 三维斜裂纹建模技巧

由于所研究问题涉及到形状、位置都较为复杂的三维斜裂纹，所以在实体模型处理上需要一些技巧性较强的方法来完成。

首先要对裂纹形状进行简化，参照现场实际情况而近似取为半椭圆形，在尽量接近实际的前提下方便模型的建立。

确定下裂纹中心所在的位置，在该处建立一个包含半裂纹面在内的椭圆柱体，通过一系列的几何布尔运算操作主要为 Partition 和带选项的用工作平面切割等，从而得到具有裂纹特性的模型，即在裂纹尖端处保持共线，而两个半椭圆裂纹面重合存在，这样的模型在划分网格时才能初步具有裂纹的性质，接下来按照 2.2 节介绍的方法在裂纹处生

成奇异单元，并进行退化处理，便得到了最终的裂纹模型，如图 2.10。

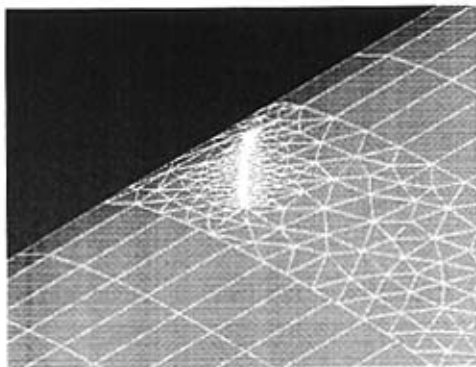


图 2.10 三维斜裂纹模型

经过加载验证，所建模型正确、合理，满足计算要求（图 2.11）。

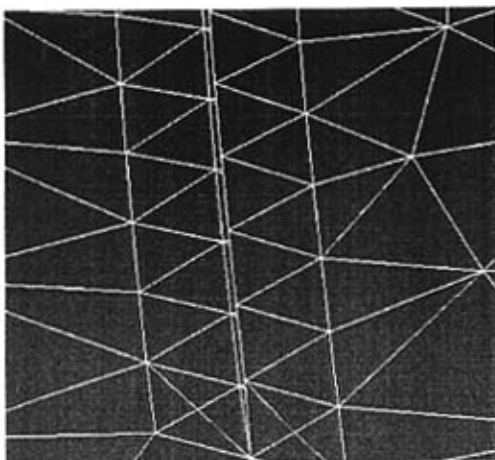


图 2.11 受载后张开的裂纹

需要注意的是，由于 ANSYS 在求解应力强度因子时要求所选择路径点坐标与 X 轴平行，否则无法计算。因此在划分网格以前，有必要对做好的裂纹实体模型进行预处理。

在所计算点处对裂纹面用工作平面切分，然后建立局部坐标系并保存，便可以得到满足求解应力强度因子要求的路径及相应坐标系，该坐标系如图 2.12 所示。

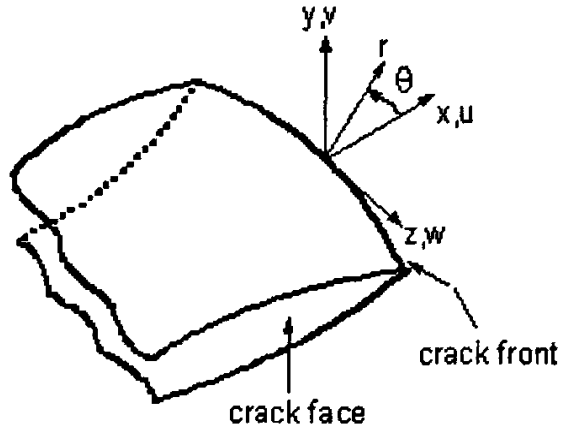


图 2.12 裂尖局部坐标系

目前,关于三维裂纹问题的有限元分析在很多领域都有应用,但全部局限于正切裂纹。本论文对形状、位置都更加复杂的具有倾斜角度的裂纹建立三维模型并进行有限元分析计算,是在钢轨斜裂纹研究领域的一个创新应用。

2.5. 本章小结

本章对应用大型有限元软件 ANSYS 解决非线性问题进行了分析,介绍了基于 ANSYS 的三维应力强度因子计算方法,最后确定了研究问题的模型参数并建立起含斜向裂纹的钢轨三维模型,另外还总结了三维斜裂纹的建模技巧。

第3章 轮轨接触力或位置变化对钢轨斜裂纹扩展行为影响

关于无裂纹轮轨接触条件下钢轨承载能力和工况参数对它的影响问题,国内外学者已经开展了大量研究,也取得了很好的成效。但对于钢轨踏面斜裂纹现象,目前为止,研究人员主要从断口观察分析、冶金材质检验等方面进行了试验分析,对钢轨斜裂纹的发展模式、扩展机理进行了定性的探讨研究,但对裂纹在萌生之后的扩展行为,特别是裂纹转向的影响因素还缺乏深刻的研究,至于针对该问题的带裂纹体轮轨接触仿真计算更是空白。

本章采用大型有限元软件 ANSYS,根据现场中观察到的钢轨踏面斜裂纹特点,建立钢轨斜裂纹有限元模型,分析研究轮轨接触三向力及位置这两个主要工况参数对斜裂纹扩展行为的影响趋势。

3.1. 三向力对斜裂纹影响

钢轨在不同线路条件下承受不同的作用力,这些作用力不仅大小可能不同,而且方向也可能发生改变,对钢轨作用效果也会不同。总体来说,钢轨接触区可能受到垂向、纵向及横向这三种类型的载荷作用。如果能够了解三向力对钢轨踏面斜裂纹扩展的影响趋势和强弱,那么将会对深入了解斜裂纹扩展行为作出全局性的指导。

3.1.1. 轮轨接触垂向力对斜裂纹影响

选取直线段钢轨踏面斜裂纹进行研究,轴重 23t,轮轨摩擦系数 $\mu=0.3$ 。钢种为 U75V 热轧轨,屈服强度 $\sigma_{0.2}=565\text{MPa}$,参照现场实际光带位置而取轮轨接触斑中心偏离轨顶面中央 5mm,接触椭圆长轴 16.50mm,短轴 13.48mm,裂纹长度 15mm,建立模型并单独施加从小到大变化的一系列垂向载荷,计算裂纹尖端应力强度因子 K,结果如表 3.1、图 3.1 所示。

表 3.1 单独垂向力作用计算结果

F 垂 (KN)	裂纹尖端中部应力强度因子 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)		
	K_I	K_{II}	K_{III}
10	0.47	0.35	0.61
50	2.35	1.74	3.03
90	3.87	3.12	5.41
100	3.93	3.29	5.63
120	3.59	3.43	5.41
150	2.15	2.42	4.32

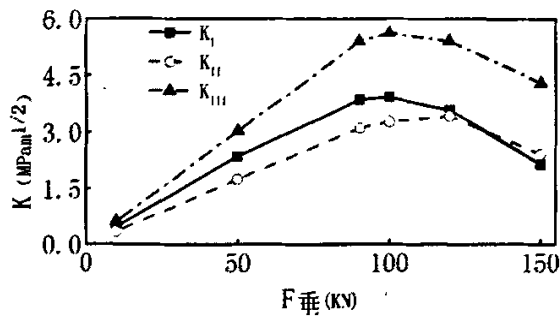


图 3.1 垂向力-裂尖 K 值的关系

图 3.1 显示,垂向力对裂纹尖端的三型 K 值都有明显影响,三者随垂向力增大而剧烈变化,基本是先增大后减小;分析认为:由于这里为了考察垂向力对斜裂纹扩展的影响趋势,而在模型上只单独施加了变化的平均分布于节点的垂向力作用,并未改变轮轨接触位置和面积等其它参数。因此,当垂向力较小(不超过 100KN)时,钢轨接触区未发生屈服或屈服极小,因而随着垂向力的增大,裂尖 K 值增大;当垂向力较大(超过 100KN)时,轮轨接触区域发生部分屈服,实际接触面积明显变大,垂向力越大轮轨接触面积也将越大,这就使裂纹尖端应力分布更趋均匀,因而此时裂尖 K 值反而下降。

在正常轮轨作用情况下,垂向力不会超过 150KN,图中曲线表明此时垂向力对 K_{III} 的影响最大,而对 K_I 和 K_{II} 的影响十分接近但相对较小;在 90~120KN 范围内裂尖应力强度因子最大,该范围垂向力与实际中 21~25t 的轴重相对应,在该范围内裂尖应力强度因子相差不大,这表明 21~25t 轴重对斜裂纹影响差别不是十分明显;垂向力超过

120KN 后由于轮轨接触区域开始发生较大范围屈服, 接触面积增加明显, 这已经超出了本小节认为轮轨接触面积不变的初始假定, 因而得到的数据并无现实意义。

3.1.2. 轮轨接触横向力对斜裂纹影响

将单独施加的系列变化载荷由垂向更改为横向, 保持其余参数不变, 建立模型并计算裂纹尖端应力强度因子 K , 结果如表 3.2、图 3.2 所示。

表 3.2 单独横向力作用计算结果

F 横(KN)	裂纹尖端中部应力强度因子 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)		
	K_I	K_{II}	K_{III}
10	0.01	0.85	0.79
30	0.02	2.57	2.38
50	0.05	4.44	4.20
70	0.05	6.62	6.06
90	0.23	9.35	8.20
110	0.59	13.02	11.06

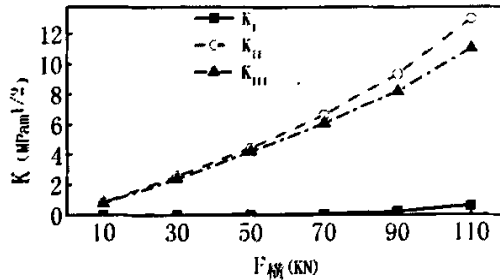


图 3.2 横向力-裂尖 K 值的关系

图 3.2 显示, 横向力对裂纹尖端的 II 型和 III 型 K 值有明显影响且十分相近, 二者随横向力增大而近似呈线性增大; 横向力对 I 型 K 值几乎没有影响。

3.1.3. 轮轨接触纵向力对斜裂纹影响

将单独施加的系列变化载荷由横向更改为纵向, 保持其余参数不变, 建立模型并计算裂纹尖端应力强度因子 K , 结果如表 3.3、图 3.3 所示。

表 3.3 单独纵向力作用计算结果

F 纵(KN)	裂纹尖端中部应力强度因子 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)		
	K_I	K_{II}	K_{III}
10	0.04	0.44	0.15
30	0.12	1.35	0.46
50	0.05	2.71	0.78
70	0.25	4.20	0.78
90	0.51	5.66	0.68
110	0.59	7.16	0.74

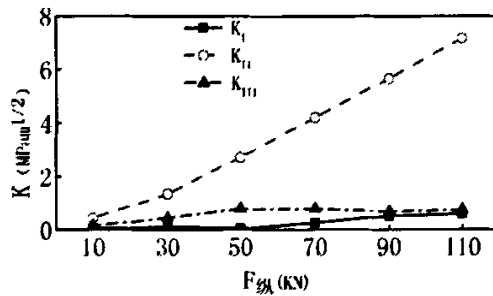


图 3.3 纵向力-裂尖 K 值的关系

图 3.3 显示，纵向力对裂纹尖端的 II 型 K 值有明显影响，其随纵向力增大而近似呈线性增大；纵向力对 I 型和 III 型 K 值影响很小，III 型略大过 I 型但仍接近为零。

从三向力整体计算结果来看，三向力中，只有垂向力对 K_I 贡献较大，横向力和纵向力对 K_I 几乎没有影响；垂向力对三型 K 值均有较大影响，横向力主要影响 II、III 型 K 值，纵向力主要影响 II 型 K 值。

3.2. 接触位置对斜裂纹影响

这里将接触位置细分为沿钢轨纵向接触位置变化和横向接触位置变化两种情况来计算。

3.2.1. 纵向接触位置对斜裂纹影响

车轮沿钢轨纵向运动时，接触位置与斜裂纹纵向距离时刻发生变化，同时引起斜裂纹处应力场及裂纹尖端应力强度因子 K 的变化。

车轮在钢轨上的行走轨迹，这里简化为钢轨轨面上的一系列离散点。如图 3.4 所示，初始每隔半个轨枕间距作为轮载施加位置，随着逐渐靠近斜裂纹而减小为 1/4 轨枕间距，一共得到 12 个载荷步。

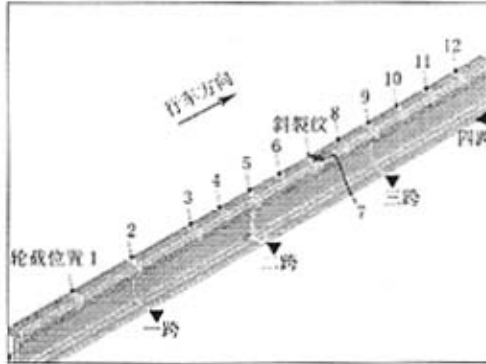


图 3.4 轮载沿钢轨纵向施加位置

对于直线线路，当标准型面轮轨在钢轨轨顶面中央接触时，经过赫兹接触公式计算得到接触椭圆长轴为 16.50mm，短轴为 13.48mm。取轴重 23t，轮轨摩擦系数 $\mu=0.3$ ，钢种为 U75V 热轧轨，屈服强度 $\sigma_{0.2}=565\text{MPa}$ ，裂纹长度为 40mm，建模、分网后总单元数为 123024，节点数为 166808，施加垂向载荷 $1.15\times 10^5\text{N}$ ，纵向载荷 $3.45\times 10^4\text{N}$ ，计算结果如表 3.4、图 3.5。

表 3.4 纵向接触位置计算结果

载荷步	裂纹尖端中部应力强度因子 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)		
	K_I	K_{II}	K_{III}
1	0.1691	0.002341	0.1496
2	0.2362	0.004533	0.2091
3	0.1045	0.010322	0.0935
4	0.2526	0.009276	0.2242
5	0.6065	0.001708	0.5351
6	1.6028	0.037783	1.4056
7	11.5938	0.326951	8.8735
8	2.08224	0.619973	1.1048
9	1.44231	0.619973	0.5489
10	1.35811	0.622282	0.4748
11	1.44440	0.619151	0.5516
12	1.71206	0.605333	0.7909

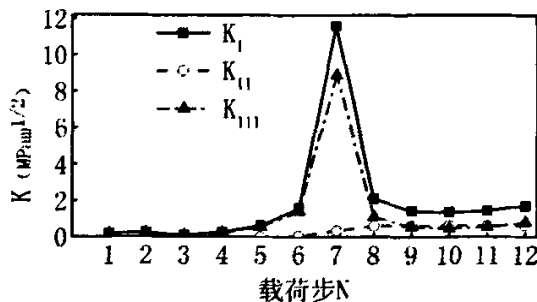


图 3.5 轨顶中央接触状态下 40mm 裂纹尖端 K 值随轮载纵向位置变化

从图中可以看出，计算得出的整体裂纹尖端 K 值都很小，只有在位置 7 时产生了一个较大值，而这正是轮载移动到与斜裂纹相同的纵向位置。可以认为，在裂纹附近 1/4 跨距内，轮载对钢轨踏面斜裂纹扩展起着决定作用，其余位置影响过弱而可以忽略。

另外可以看到，在车轮沿钢轨轨面中央移动过程中， K_{II} 一直很小， K_I 、 K_{III} 在驶近裂纹前缓慢增加，至裂纹附近急剧增大，而驶过裂纹后先是急剧减小，然后趋于稳定。在这种工况下裂纹以 I-III 型扩展为主。

计算结果显示，即使斜裂纹长度已经达到了 40mm，但裂纹尖端 K 值仍然较小（不

超过 $12 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$), 说明裂纹在此种工况下扩展缓慢。

3.2.2. 横向接触位置对斜裂纹影响

裂纹长度取为 15mm , 保持前述参数不变, 取轮轨接触位置偏离轨顶中央一系列距离, 施加垂向载荷 $1.15 \times 10^5 \text{N}$, 纵向载荷 $3.45 \times 10^4 \text{N}$, 建立模型并计算, 结果如表 3.5、图 3.6。

表 3.5 横向接触位置计算结果

偏离轨顶中央距离 (mm)	裂纹尖端中部应力强度因子 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)		
	K_I	K_{II}	K_{III}
0	1.98	1.15	3.13
3	1.51	0.52	2.77
4.5	1.36	2.27	1.87
6	1.33	3.17	1.46
7.5	0.86	5.62	0.14
9	5.94	24.56	7.40

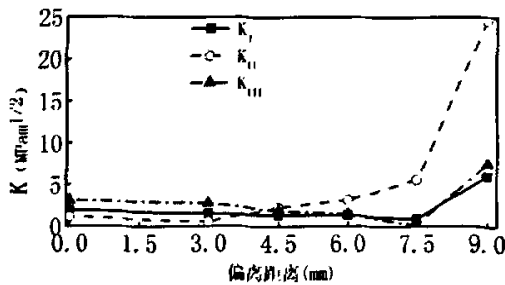


图 3.6 不同横向接触位置下裂尖 K 值

图 3.6 显示, 轮轨横向接触位置在未偏离出轨顶中央 4.5mm 时对裂尖 K 值影响不大, 裂尖三型 K 值整体较小且变化不明显; 轮轨横向接触位置偏离轨顶中央 4.5mm 以外时对裂纹有明显影响; 在 $4.5\sim 7.5\text{mm}$ 区间内, 裂纹 I、III 型 K 值迅速减小, II 型 K 值迅速增加占据主导地位, 裂纹扩展模式发生了改变; 在超过 7.5mm 后, 裂纹三型 K 值全部开始增加, 且增加速度都很大, 这表明此时轮轨接触条件严重恶劣, 裂尖 K 值迅速升高, 裂纹扩展将大大加快。

3.3. 本章小结

本章根据现场中观察到的钢轨踏面斜裂纹特点建立了钢轨踏面斜裂纹有限元模型，重点计算了三向力和接触位置这两大工况参数对钢轨踏面斜裂纹扩展行为的影响趋势。

通过计算和分析，可以得到如下结论：

三向力中，只有垂向力对 K_I 贡献较大，横向力和纵向力对 K_I 几乎没有影响；

垂向力对三型 K 值均有较大影响，横向力主要影响 II、III 型 K 值，纵向力主要影响 II 型 K 值；

车轮沿钢轨纵向运动时，在距离钢轨踏面斜裂纹左右各 1/4 跨距范围内，对裂纹扩展影响突出，其余位置影响很小可以忽略；

轮轨横向接触位置偏离轨顶中央 4.5mm 以内对斜裂纹扩展影响不明显；在 4.5~7.5mm 区间内裂纹扩展开始变快；超过 7.5mm 后裂纹扩展大大加快。

第4章 轴重等工况参数对钢轨斜裂纹扩展行为影响

在前面一章从接触力和接触位置对钢轨踏面斜裂纹扩展的影响趋势角度作了相关研究，所获得的结果有助于从全局上把握和了解斜裂纹扩展行为。接下来将从轴重、轮轨摩擦系数、不同强度等级钢种、行车速度等不同工况参数上对钢轨踏面斜裂纹扩展行为进行更为深入的仿真研究。

4.1. 轴重对斜裂纹影响

选取直线线路钢轨，轮轨在钢轨轨顶面中央接触，轮轨摩擦系数 $\mu=0.3$ ，钢种为U75V热轧轨，屈服强度 $\sigma_{0.2}=565\text{MPa}$ ，15mm长度斜裂纹，进行不同轴重及空、重车的工况组合，轴重取重载货车常见的21t、23t和25t，认为 $P_{\text{空车}}=1/4P_{\text{重车}}$ ，建立系列模型并计算裂纹尖端应力强度因子 K ，结果如表4.1、图4.1。

表 4.1 不同轴重及空重车组合工况下裂尖 K 值

组合工况编号	轴重及空重车	裂纹尖端中部应力强度因子 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)		
		K_I	K_{II}	K_{III}
1	21t 的空车	1.72	0.33	2.03
2	23t 的空车	1.75	0.30	2.26
3	25t 的空车	1.99	0.36	2.53
4	21t 的重车	3.71	1.44	4.99
5	23t 的重车	2.90	1.21	4.72
6	25t 的重车	3.05	0.69	4.32

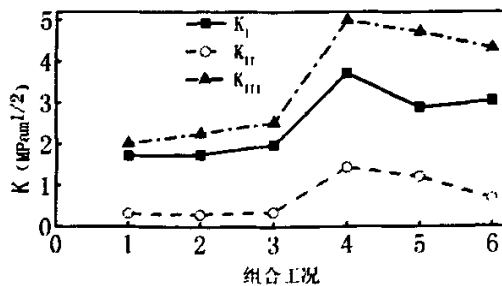


图 4.1 不同轴重及空重车组合工况下裂尖 K 值

图 4.1 显示, 重车工况下裂尖 K 值都明显高于空车工况, 而且都是 I、III 型 K 值较大, II 型 K 值很小; 单独空车或重车工况下, 裂尖 K 值随轴重变化不大。

总体上看, 不同轴重对于裂纹尖端 K 值影响差别并不明显。

4.2. 轮轨摩擦系数对斜裂纹影响

在实际铁路线路上, 钢轨由于受到天气等环境或人为因素的影响而具有不同的表面状态, 即有着不同的摩擦系数。

这里取轴重为 23t, 轮轨摩擦系数 μ 从 0.1 到 0.5 之间变化, 其余参数保持不变, 建立相应系列模型并计算裂纹尖端应力强度因子 K, 结果如表 4.2、图 4.2。

表 4.2 不同轮轨摩擦系数下裂尖应力强度因子

轮轨摩擦系数 μ	裂纹尖端中部应力强度因子 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)		
	K_I	K_{II}	K_{III}
0.1	3.54	2.72	5.41
0.2	3.26	1.98	5.13
0.3	2.90	1.21	4.72
0.4	2.51	0.44	4.17
0.5	2.24	0.13	3.56

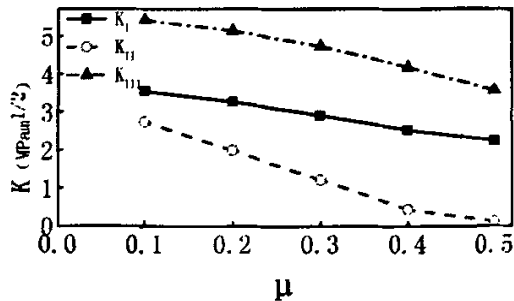


图 4.2 不同轮轨摩擦系数下裂尖应力强度因子

从图 4.2 中可以看出, 随着轮轨摩擦系数的增大, 裂尖三型 K 值全部减小; I、III 型 K 值减小趋势比较平缓, 而 II 型 K 值减小则较为迅速。

在铁路现场,当铺设全长热处理钢轨时,如果进行了工务涂油,那么一旦萌生了疲劳裂纹,由于钢轨涂油润滑后摩擦系数降低,从图中显示裂纹尖端应力强度因子将会变大,裂纹扩展速度加快。

4.3. 不同强度等级钢种对斜裂纹影响

不同线路铺设有不同强度等级钢轨,它们抵抗裂纹扩展的能力不尽相同。本节研究在相同线路一直线线路中铺设一系列强度级别钢轨时对踏面斜裂纹的影响情况。

取 $\sigma_{0.2}$ 在 500~900MPa 间变化,轮轨摩擦系数 $\mu=0.3$,保持其余参数不变,建立模型并计算裂纹尖端应力强度因子 K ,结果如表 4.3、图 4.3。

表 4.3 不同强度等级钢种下裂尖 K 值

$\sigma_{0.2}$ (MPa)	裂纹尖端中部应力强度因子 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)		
	K_I	K_{II}	K_{III}
500	1.86	0.69	3.50
600	3.35	1.36	5.27
700	4.29	1.60	6.48
800	4.84	1.81	7.14
900	5.14	1.95	7.45

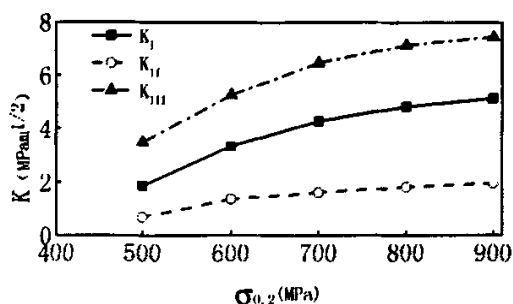


图 4.3 不同钢种下裂尖 K 值

图 4.3 显示,裂纹尖端三型 K 值全部随着钢轨 $\sigma_{0.2}$ 的提高而变大;在不超过 700MPa 以前,裂尖 K 值增加明显,当达到 700MPa 或者更高的 $\sigma_{0.2}$ 时裂尖 K 值增加缓慢。

进口热处理钢轨(包括卢森堡、奥钢联、英钢联、日本等),在京广线、浙赣线、

皖赣线等直线地段使用，未到一个大修周期就因出现严重的滚动接触疲劳伤损而下道^[1]。从上图可以看到，如果在直线线路选用 $\sigma_{0.2}$ 高的进口热处理轨，一旦萌生了裂纹，将会在裂纹尖端产生巨大的应力，裂纹三型 K 值都会大幅增加，因此裂纹扩展将加快，容易形成严重的滚动接触疲劳伤损。而在直线线路铺设 $\sigma_{0.2}$ 较低的热轧钢轨，裂纹尖端应力强度因子则能大幅降低，不利于裂纹扩展和形成钢轨伤损，比铺设进口热处理轨更为适合。该结果已经得到现场验证。

4.4. 行车速度对斜裂纹影响

随着列车速度的提高，轮轨间的动力作用明显增大。德国铁路在考虑设计动荷载与静荷载的关系时，计入了列车荷载的正态分布规律、轨道状态及列车类型的因素，在大量试验研究的基础上提出了一个比较全面的计算公式，即：

$$P_d = P_j (1 + t \cdot \bar{S}) \quad (4.1)$$

式中 P_d —轨道设计动荷载；

P_j —轨道设计静荷载；

t —与概率 p 有关的置信度，按下表取值：

$t=0$	1	1.28	1.65	1.96	2	2.33	3
$p=0$	68.3%	80%	90%	95%	95.5%	98%	99.7%

\bar{S} —与轨道状态、行车速度和列车类型有关的表示荷载离散程度的均方差，

轨道状态良好 $\bar{S} = 0.1\phi$

轨道状态一般 $\bar{S} = 0.2\phi$

轨道状态差 $\bar{S} = 0.3\phi$

ϕ —速度系数,

$$v \leq 60 \text{ km/h}$$

$$\phi = 1$$

$$\phi = 1 + \frac{v-60}{380} \text{ (客车)}$$

$$v > 60 \text{ km/h} \quad \phi = 1 + \frac{v-60}{180} \text{ (货车)}$$

德国公式对轨道状态受到车荷载的影响进行了充分的考虑,并顾及了荷载的分布规律,应用范围较广也较合理^[50]。

这里令置信度 $p=99.7\%$, 则 $t=3$, 取轨道状态一般, $\bar{S} = 0.2\phi$, 货车速度 v 从 60 到 140km/h 之间变化, 计算出速度系数 ϕ , 从而最终可以得到相应的动载荷 P_d 。

钢种为 U75V 热轧轨, 屈服强度 $\sigma_{0.2}=565\text{MPa}$, 用计算得到的一系列动载荷 P_d 作为轮轨垂向施加载荷, 其余参数保持不变, 建立模型并计算裂纹尖端应力强度因子 K , 结果如表 4.4、图 4.4。

表 4.4 不同速度下裂尖 K 值

v (km/h)	裂纹尖端中部应力强度因子 (MPa·m ^{1/2})		
	K _I	K _{II}	K _{III}
60	1.99	3.16	1.69
80	2.75	4.09	1.36
100	3.50	5.08	0.93
120	4.32	6.17	0.60
140	5.15	7.38	0.24

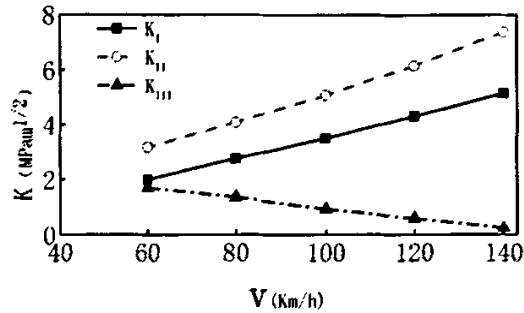


图 4.4 不同速度下裂尖 K 值

图 4.4 显示，随着货车速度的增大，裂尖 I、II 型 K 值不断增大，而 III 型 K 值不断减小，三者无论增大还是减小均呈现线性；其中 II 型 K 值增大最多。

因此，货车速度增大将造成动载荷增大，这会使裂纹尖端 K 值增大，裂纹扩展加快。

4.5. 本章小结

本章计算了轴重、轮轨摩擦系数、不同强度等级钢种、行车速度等不同工况参数对钢轨踏面斜裂纹扩展行为的影响情况。可以得出如下结论：

- (1) 重车工况对钢轨踏面斜裂纹影响明显大于空车工况；相同空重车工况下，不同轴重对于裂纹影响差别并不明显；
- (2) 轮轨摩擦系数越小越有利于裂纹扩展；
- (3) 强度等级高的钢轨裂纹萌生后更易扩展；
- (4) 货车速度增大后动载荷增大，裂纹尖端 K 值增大，裂纹扩展加快。

第5章 两种典型线路钢轨斜裂纹扩展仿真研究

前面两章研究了一系列工况参数对钢轨踏面斜裂纹扩展行为的影响。这些研究有的是着重在影响趋势上，如接触力和接触位置的影响；有的则更多考察在该因素单独作用时对钢轨踏面斜裂纹扩展行为的影响。本章则尝试将这些复杂的工况参数结合起来，尽量接近具体的线路现场情况，通过仿真计算两种典型工况，探讨钢轨踏面斜裂纹扩展行为和扩展机理。

5.1. 直线线路钢轨斜裂纹扩展行为

取直线路段钢轨踏面斜裂纹进行研究，轴重 23t，轮轨摩擦系数 $\mu=0.3$ ，钢种为 U75V 热轧轨，屈服强度 $\sigma_{0.2}=565\text{MPa}$ ，参照现场实际光带位置而取轮轨接触斑中心偏离轨顶面中央 5mm，接触椭圆长轴 16.50mm，短轴 13.48mm，施加垂向载荷 $1.15\times 10^5\text{N}$ ，纵向载荷 $3.45\times 10^4\text{N}$ ，其余参数不变，建立裂纹长度为 5，10，15，20，25，30，35，40mm 的一系列模型进行计算，计算结果如表 5.1、图 5.1 所示。

表 5.1 直线钢轨斜裂纹应力强度因子

裂纹长度 a(mm)	裂纹尖端距 踏面深度(mm)	裂尖应力强度因子 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)			K_{II}/K_I
		K_I	K_{II}	K_{III}	
5	1.71	1.40	2.20	0.27	1.57
10	3.42	2.50	3.30	0.35	1.32
15	5.13	4.80	3.00	0.84	0.63
20	6.84	3.60	8.70	3.20	2.42
25	8.55	9.50	46.9	17.8	4.94
30	10.26	79.5	111	35.4	1.40
35	11.97	192	203	77.8	1.06
40	13.68	408	354	146	0.87

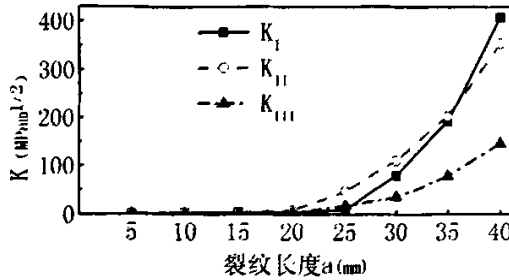


图 5.1 直线钢轨斜裂纹 K-a 关系图

从图 5.1 中可以明显看到，随着裂纹长度的增加， K_I 、 K_{II} 、 K_{III} 均逐渐增大；在 20mm 之前， K_I 、 K_{II} 、 K_{III} 增长缓慢，从 20mm 开始三者迅速增加，但 K_I 、 K_{II} 增加速度远大于 K_{III} ，其中 K_{II} 在 25mm 处高过 K_I 、 K_{III} 很多，这表明此时裂纹扩展模式发生了改变，之后 K_I 也增加明显，基本赶上 K_{II} 。因此，裂纹在 20mm 之前，以 I-II 型扩展为主；20~35mm 时 K_{II} 大幅增加，裂纹扩展以 II 型为主；之后逐渐恢复为 I-II 型扩展。

与前面的计算结果相比较，同样是 40mm 长的裂纹，轮轨接触偏离轨顶面中央 5mm 时的应力强度因子要比轨顶面中央接触的高得多，说明直线钢轨在轮轨接触偏离中心时更容易使裂纹扩展。

文献^[10]对不同轮载位置下近表面裂纹尖端 K_{II}/K_I 进行了有限元分析，指出在相同加载位置时，近表面裂纹首先沿纵向面扩展，然后因 K_{II}/K_I 变大而转向为横向扩展， K_{II}/K_I 可以作为考察裂纹转向可能性的指标。根据计算结果作出 $K_{II}/K_I \sim a$ 关系图如下。

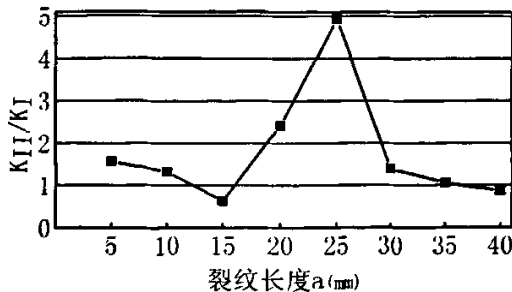


图 5.2 直线钢轨斜裂纹 K_{II}/K_I - a 关系图

从图 5.2 中可以看出, K_{II}/K_I 先逐渐减小, 在 15mm 时达到最小值; 然后逐渐增大, 在 25mm 时达到最大值, 随后又开始变小。当 $K_{II}/K_I \geq 1$ 时, 裂纹以 II 型扩展为主导, 裂纹可能转向。图中 $K_{II}/K_I \geq 1$ 有两个区域: $a \leq 12\text{mm}$ (即裂纹距踏面深度不超过 4mm), 以及 $17\text{mm} \leq a \leq 35\text{mm}$ (即裂纹距踏面深度 5.8~12mm), 在这两个区域范围内裂纹可能发生转向; 第二个区域中绝大部分 K_{II}/K_I 值都大于第一个区域, 裂纹发生转向的可能性更大; 其中在第二个转向区中 25mm 处 K_{II}/K_I 最大, 此时裂纹最易发生转向, 计算得出裂纹距踏面深度约为 8.6mm。这两个结果与现场观察结果^[51]非常吻合。

5.2. 半径 800m 曲线外股钢轨斜裂纹扩展行为

从线路现场统计数据来看, 曲线钢轨斜裂纹伤损中外股钢轨占据了绝对多数, 达到近 90%^[51], 因此这里仿真曲线外股钢轨典型轮轨接触情况。取曲线半径 800m, 轴重 23t, 轮轨摩擦系数 $\mu=0.3$, U75V 淬火轨 ($\sigma_{0.2}=870\text{MPa}$)。参照现场实际光带位置而取轮轨接触斑中心距轨面中央偏向工作边 16.5mm, 接触椭圆长轴 13.56mm, 短轴 13.56mm, 施加垂向载荷 $1.15 \times 10^5 \text{N}$, 纵向载荷 $3.45 \times 10^4 \text{N}$, 横向载荷 $2.875 \times 10^4 \text{N}$, 其余参数不变, 建立裂纹长度为 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40mm 的一系列模型进行计算, 结果如表 5.2。

分别作出 $K \sim a$ 及 $K_{II}/K_I \sim a$ 关系图, 结果如图 5.3~4。

表 5.2 半径 800m 曲线外股钢轨斜裂纹应力强度因子

裂纹长度 $a(\text{mm})$	裂纹尖端距 踏面深度(mm)	曲线外股裂尖应力强度因子 ($\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)			K_{II}/K_I
		K_I	K_{II}	K_{III}	
5	1.71	291	85.5	183	0.29
10	3.42	3.2	48.4	82.4	15.1
15	5.13	80.5	18.7	32.9	0.23
20	6.84	50.1	15.3	21.6	0.31
25	8.55	74.8	0.18	23.2	0.0024
30	10.26	75.4	0.35	19.1	0.0046
35	11.97	87.4	2.8	27.3	0.03
40	13.68	90.5	2.8	17.7	0.03

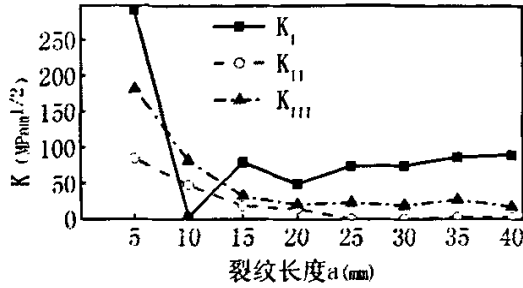


图 5.3 半径 800m 曲线外股钢轨斜裂纹 K~a 关系图

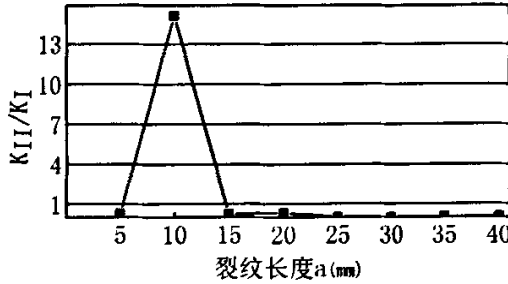


图 5.4 半径 800m 曲线外股钢轨斜裂纹 K_{II}/K_I -a 关系图

曲线外股与直线线路钢轨斜裂纹的扩展情况并不相同，这与二者所受横向力及轮轨接触位置、形状、面积不同有着直接的联系。可以看出，虽然采用了 U75V 淬火钢轨使得钢轨强度得到很大提高，但由于轮轨接触条件恶劣，计算得到的裂纹尖端应力强度因子值都很大，因此曲线外股钢轨踏面斜裂纹比直线线路更加容易发生扩展。

从图 5.3 来看，半径 800m 曲线外股钢轨斜裂纹在初始萌生后就受到巨大的应力作用，裂纹尖端三向应力强度因子 K 值都很大，计算数据表明该工况下钢轨斜裂纹以三型复合方式扩展。但随着裂纹长度的增加，三向 K 值都开始减小，其中 K_I 在裂纹长度 10mm 时骤减为最低，随后呈波折性的缓慢增长； K_{II} 和 K_{III} 则在减小到一定程度后趋于稳定。

图 5.4 显示，在 $6\text{mm} \leq a \leq 14\text{mm}$ 时，存在 $K_{II}/K_I \geq 1$ ，即裂纹在距踏面深度约 2.1~4.8mm 内可能发生转向；其中在裂纹长度为 10mm 处 K_I 最小， K_{II}/K_I 取得最大值，裂纹最易发

生转向，计算得出此时裂纹距踏面深度约为 3.4mm。

与前面直线钢轨踏面斜裂纹存在两处 $K_{II}/K_I \geq 1$ 区域不同，半径 800m 曲线外股钢轨斜裂纹只在 10mm 长度附近才有 $K_{II}/K_I \geq 1$ ，而其余区域的 K_{II}/K_I 都远远小于 1，这表明该种工况下裂纹在距踏面较浅位置时即有可能发生转向，而一旦扩展至更深位置时则有可能会保持初始角度向下扩展。

5.3. 斜裂纹扩展机理

按 5.1 节工况，以裂纹尖端中部为原点，裂纹尖端法线为 X 轴，裂纹尖端切线为 Y 轴，裂纹面法向方向为 Z 轴建立结果坐标系 11，从而可以得到钢轨横断面弯曲剪应力云图。

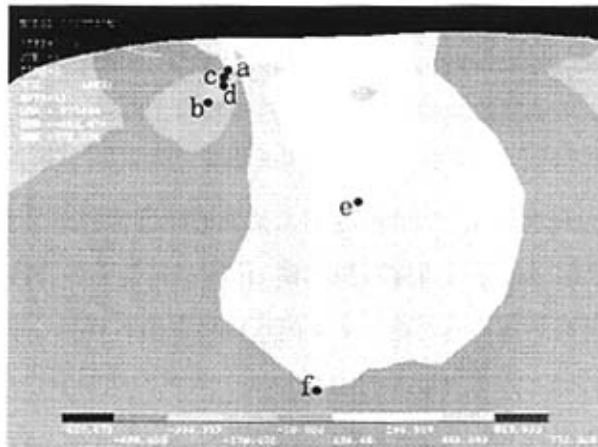


图 5.5 直线钢轨横断面弯曲剪应力

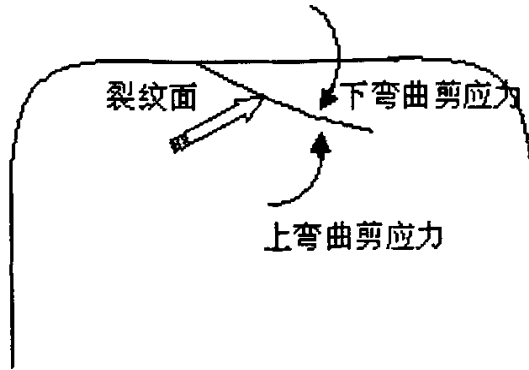


图 5.6 裂纹处弯曲剪应力示意图

通过对比观察不同裂纹长度下的钢轨横断面弯曲剪应力云图,发现这些云图形状和位置相似。图 5.5 是裂纹长度为 10mm 时的对应云图,图中标注各点距踏面深度如下: a 点 3.5mm, b 点 6.1mm, c 点 3.7mm, d 点 4.7mm, e 点 14mm, f 点 30mm。可以看出,裂纹萌生后在浅层受到很小的向上弯曲剪应力,沿一定斜向角度($15^{\circ}\sim 40^{\circ}$)^[51]扩展至 a-b 范围内即距踏面深度 3.5~6.1mm 时,上弯曲剪应力迅速增大,此时裂纹可能转向而形成水平裂纹,尤其在 c-d 范围内即距踏面深度 3.7~4.7mm 时,上弯曲剪应力高达近 500MPa,为斜裂纹沿水平方向扩展的易发生地带;裂纹继续斜向扩展至距踏面深度 7、8mm 时进入 e 点上方云图范围,此时弯曲剪应力方向发生了改变,由上弯曲剪应力转变为下弯曲剪应力,在未过 e 点即距踏面深度 8~14mm 范围内裂纹承受较大的向下弯曲剪应力而容易发生横向转向;在 e 点和 f 点之间即距踏面深度 14~30mm 范围内下弯曲剪应力迅速减小,超过 30mm 深度后下弯曲剪应力几乎为零或转变为很小的上弯曲剪应力,裂纹很难发生转向。

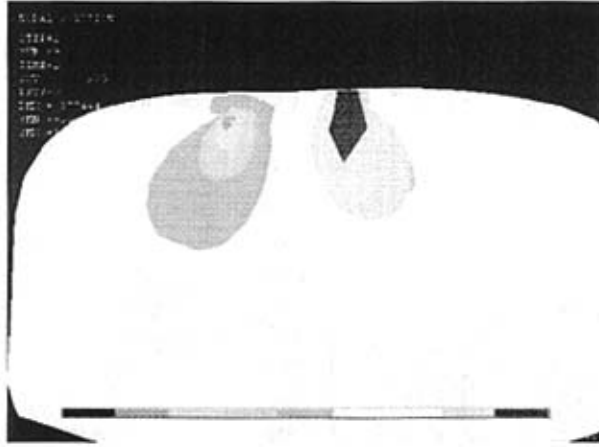


图 5.7 直线钢轨横断面横向剪应力

图 5.7 为对应的钢轨横断面横向剪应力云图。云图显示，在裂纹刚刚扩展至浅表层时受到指向工作边的侧弯力，随着距踏面深度的增加该侧弯力迅速增加，因此裂纹初始向工作边方向扩展迅速；在容易形成水平裂纹的 3.5~6.1mm 深度，指向工作边方向的侧弯力刚好也达到最大值（即云图 5.5 中 cd 区域处），如果此时已经出现了水平裂纹则会同时向工作边方向扩展而在靠近轨距角部位形成掉块；裂纹斜向扩展至 8mm 深度后进入云图中右半边区域，侧弯力方向发生改变而指向非工作边，裂纹更多的向非工作边方向扩展。

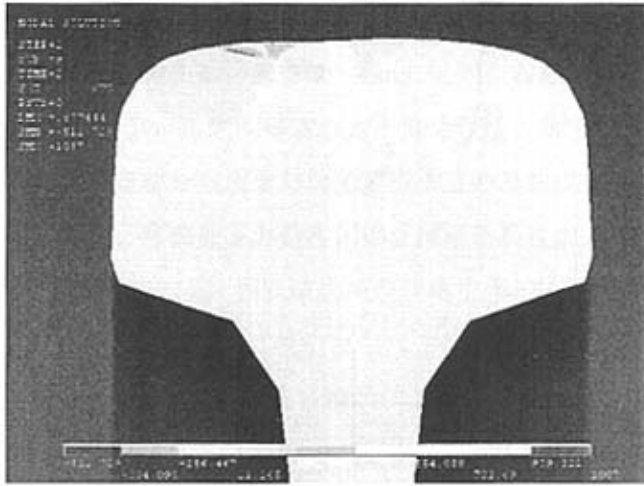


图 5.8 直线钢轨横断面纵向剪应力

图 5.8 为钢轨横断面纵向剪应力云图。云图显示纵向剪应力基本上全部为相同方向，即指向行车方向，因此裂纹主要沿行车方向向前扩展。

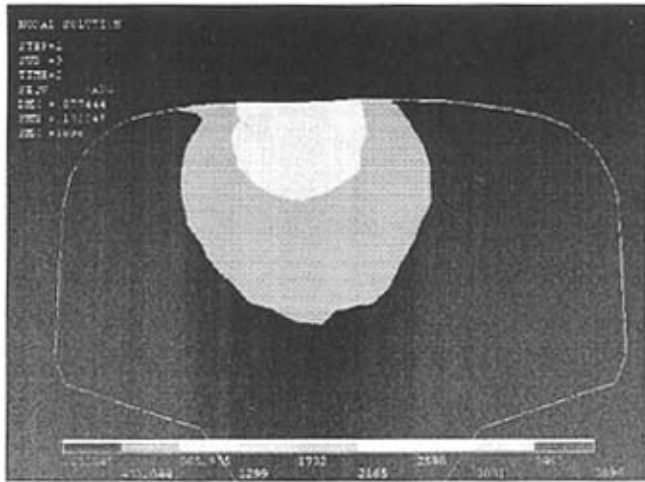


图 5.9 直线钢轨横断面等效应力

图 5.9 为钢轨横断面等效应力云图。云图中轨顶中央靠近裂纹一侧区域具有很高的等效应力，图中显示其范围为距踏面深度 2.3~6mm 之间；在距踏面深度 14mm 以内都具有较高的等效应力；14~30mm 之间等效应力下降为较低；超过 30mm 后等效应力很小几乎为零。等效应力的这种分布规律与前面剪应力分布及裂纹扩展规律恰好一致。

从分析结果可以看出，弯曲剪应力是控制钢轨踏面斜裂纹扩展及转向的主要因素。只要线路条件、轮轨接触状态一定，钢轨踏面斜裂纹萌生后，在距踏面一定深度范围内，受到以弯曲剪应力为主的应力作用，可能会发生水平或横向转向。这固然与钢轨踏面萌生斜裂纹后的应力场分布有关，也与钢轨自踏面以下不同深度区域的组织状态及分布有关^[52]。如果能够进一步改善钢轨生产工艺，提高钢轨轨头较深层组织的抵抗剪切应力能力，则会大大有利于阻止斜裂纹的扩展和转向。

5.4. 本章小结

本章计算了直线线路钢轨和半径 800m 曲线外股钢轨两种典型线路工况下钢轨踏面斜裂纹扩展行为，并以轮轨踏面中心附近接触模式下的应力场分布解释了裂纹扩展机理。可以得出如下结论：

(1) 直线线路轮轨偏离轨顶面中央 5mm 接触下，钢轨踏面斜裂纹以 I-II 型扩展为主，在距踏面深度 3.5~6.1mm 时可能转向形成水平裂纹；在距踏面深度 8~14mm 时容易发生横向转向；而一旦深度超过 30mm 时很难再发生转向。

(2) 半径 800m 曲线外股钢轨踏面斜裂纹以 I-II-III 型复合方式扩展，且比直线线路扩展迅速；裂纹距踏面深度 2.1~4.8mm 时可能发生水平转向；裂纹一旦扩展至更深位置时很可能会保持初始角度扩展下去。

(3) 弯曲剪应力是控制钢轨踏面斜裂纹扩展及转向的主要因素。随着线路工况及轮轨接触位置的变化，弯曲剪应力场的分布区域和方向都会不同。裂纹萌生点附近区域为向上弯曲剪应力，裂纹处于该区域受上弯曲剪应力影响可能转向形成水平裂纹；当斜裂纹发展到较深区域后，一种情况是存在较大向下弯曲剪应力，此时斜裂纹可能转向横向扩展，另一种情况是弯曲剪应力变小，此时斜裂纹会保持初始角度斜向扩展。

第6章 结论

本文针对近年来反映突出的钢轨踏面斜裂纹伤损问题，以大型有限元分析软件 ANSYS 为工具，考虑真实的轮轨几何形状和载荷条件，创新性的建立钢轨踏面斜裂纹三维模型，首次在国内仿真研究了不同工况参数包括三向接触力、接触位置、轴重、轮轨摩擦系数、钢种强度、行车速度等对钢轨踏面斜裂纹扩展行为的影响。另外还计算了直线和半径 800m 曲线外股钢轨两种典型线路工况，解释了钢轨踏面斜裂纹扩展行为和机理。得到如下几点结论：

(1) 垂向力对三型 K 值均有较大影响，横向力主要影响 II、III 型 K 值，纵向力主要影响 II 型 K 值；在三向力中，只有垂向力对 K_I 贡献较大，横向力和纵向力对 K_I 几乎没有影响。

(2) 车轮沿钢轨纵向运动时，在距离钢轨踏面斜裂纹左右各 1/4 跨距范围内，对裂纹扩展影响突出，其余位置影响很小可以忽略。轮轨横向接触位置偏离轨顶中央 4.5mm 以内对斜裂纹扩展影响不明显；在 4.5~7.5mm 区间内裂纹扩展开始变快；超过 7.5mm 后裂纹扩展大大加快。

(3) 重车工况对钢轨踏面斜裂纹扩展影响明显大于空车工况；相同空重车工况下，不同轴重对于裂纹扩展影响差别并不明显。

(4) 较小的轮轨摩擦系数，较高的钢种屈服强度和货车速度，都将有利于裂纹扩展。

(5) 直线线路轮轨偏离轨顶面中央 5mm 接触下，钢轨踏面斜裂纹以 I-II 型扩展为主，在距踏面深度 3.5~6.1mm 时可能转向形成水平裂纹；在距踏面深度 8~14mm 时容易发生横向转向；而一旦深度超过 30mm 时很难再发生转向。半径 800m 曲线外股钢轨踏面斜裂纹以 I-II-III 型复合方式扩展，且比直线线路扩展迅速；裂纹距踏面深度 2.1~4.8mm 时可能发生水平转向；裂纹一旦扩展至更深位置时很可能会保持初始角度扩展下去。

(6) 弯曲剪应力是控制钢轨踏面斜裂纹扩展及转向的主要因素。随着线路工况及轮轨接触位置的变化，弯曲剪应力场的分布区域和方向都会不同。裂纹萌生点附近区域为向上弯曲剪应力，裂纹处于该区域受上弯曲剪应力影响可能转向形成水平裂纹；当斜

裂纹发展到较深区域后，一种情况是存在较大向下弯曲剪应力，此时斜裂纹可能转向横向扩展，另一种情况是弯曲剪应力变小，此时斜裂纹会保持初始角度斜向扩展。

第7章 展望

本论文研究了一定裂纹长度和形态下工况参数对裂纹扩展行为的影响,或者仅考虑几种典型情况下裂纹长度变化的影响,这对于全面了解斜裂纹扩展行为是远远不够的,因而本文工作是初步的。

在仿真研究过程中,为了简化计算,轮轨接触采用了经典 Hertz 接触理论计算接触斑尺寸,所施加的轮轨接触力也是均布的。然而,当裂纹长度较小或者接触应力很大时,轮轨接触力的非均匀分布将对裂纹尖端应力场产生很大影响,此时,轮轨接触力的均布模型是不恰当的、不适用的。

真实的裂纹扩展是一个逐渐进行的过程。伴随着裂纹向下、向前斜向扩展,一定长度的裂纹实际上为一个曲面,本论文未能考虑这种情况。

总之,本论文研究工作是初步的,探索性的,在完善有限元模型、合理施加轮轨力等方面还有很多值得深入研究的地方。

参考文献

- [1] 周清跃,张银花等.钢轨的材质性能及相关工艺.中国铁道出版社,2005:1-6,100-108
- [2] TB1778-1986.钢轨伤损分类[S].
- [3] 广州铁路股份有限公司工电事业部.广深线钢轨斜线状裂纹伤损情况汇报[R].广州:广深线钢轨伤损问题研讨会,2003.
- [4] 崔建初.钢轨分级使用建议[R].上海:钢轨分级使用专题研讨会,2004.
- [5] 刘学文,邹定强,邢丽贤,田常海,卢观健.钢轨踏面斜裂纹伤损原因及对策的研究[J].中国铁道科学,2004,25(2):82-87.
- [6] Cannon DF, Pradier H. Rail rolling contact fatigue research by the European Rail Research Institute[J].Wear,191(1996):1-13.
- [7] Jeroen Smulders. Management and Research Tackle Rolling Contact Fatigue[J]. Railway Gazette International,2003,(6):433-436.
- [8] Daves W, Fischer F.D. Modelling of the plastification near the rough surface o a rail by the wheel-rail contact[J].Wear,253(2002):241-246.
- [9] Grohmann H.D. Hemplemann K. Groß-Thebing A. A new type of RCF, experimental investigations and theoretical modelling[J].Wear,253(2002):67-74.
- [10] Kim J.K., Kim C.S. Fatigue crack growth behavior of rail steel under mode I and mixed mode loadings[J].Material Science and Engineering,A338(2002):191-201.
- [11] Hans Muster, Herbert Schmedders, Klaus Wick, Henri Pradier. Rail rolling contact fatigue—the performance of naturally hard and head-hardened rails in track[J].Wear,191(1996):54-64.
- [12] 陈颜堂,刘东雨,方鸿生,白秉哲.钢轨钢的接触疲劳伤损及实验研究[J].中国铁道科学,2001,22(1):52-56.
- [13] 章武华.美国铁路对钢轨疲劳损伤的研究[R].北京:铁道部科学技术情报研究所,1988.
- [14] Rene Heyder.UIC 新版钢轨缺陷分类[J].铁路工程师,2002,8(1):21-27.
- [15] 颜秉善.钢轨损伤及换轨周期的预测.铁道学报.1988,10(2):86-95
- [16] 任静,颜秉善.减缓轨头接触疲劳损伤的对策研究.铁道学报,1992,14(2):75-86
- [17] 杨克,卢观健,袁龙英,李惠贞.钢轨伤损图谱[M].北京:中国铁道出版社,1992

- [18] 卢观健,杨克.钢轨伤损的形态特征及其失效机理[J].铁道学报,1996,18(3):120-124.
- [19] Jerone Smalders.应对滚动接触疲劳[J].国际铁道工程,2003,9:43-46.
- [20] 史密斯(英国).钢轨滚动接触疲劳的进一步研究[J].中国铁道科学,2002,23(3):6-10.
- [21] 邹定强,邢丽贤,高春平,等.广深准高速铁路 PD3 钢轨轨头踏面剥离裂纹和核伤断裂原因的检验分析[R].北京:铁道科学研究院金属及化学研究所,2003.
- [22] 陈维桓.微分几何初步.北京:北京大学出版社, 1990:82-85
- [23] Muskhelishvili.V. I. The fundamental general problem of the theory of elasticity. 3rd Edition,Moscow,1949,(60):36-42
- [24] Johnson, K. L. Contact mechanics. Cambridge University Press,1985:29-47
- [25] Kalker, J.J. Three-dimensional elastic bodies in rolling contact, Netherland: Kluwer Academic Publishers,1990:56-88
- [26] H. Hertz. Uber die Berührung Fester Elastischer Kdrper(on the Contact of Elastic Solids).Journal fur Reine and Angewandte Mathematik,1882,(92):156-171
- [27] F. W. Cater, On the Action of a Locomotive Driving Wheel. Proceedings of the Royal Society of London,1926,(A 112):151-157
- [28] H.Fromm. Beechnung des Schlupfes beim Rollen deformierbarer Scheiben. Zeitschrift fur angewandte. Mathematik and Mechanik,1927(12):27-58
- [29] Z. Y. Shen, J. K. Hdrick, J. A. Elkins. A Comparison of Alternative Creep-force Models for Rail Vehicle Dynamic Analysis, In: The Dynamics of Vehicle, Ed. J. K. Hedrick. Proceedings of the 8th IAVSD Symposium. MIT, Cambridge, MA. Swets and Zeitlinger, Lisse, the Netherlands,1984:591-605
- [30] J.J. Kalker. Simplified Theory of Rolling Contact. Delft Progress Report, 1973,21:1-10
- [31] J.J. Kalker. On the Rolling Contact of Two Elastic Bodies in the Presence of Dry Friction. Thesis Delft,1967(6):34-40
- [32] J.J. Kalker. On Elastic Line Contact. Journal Applied Mechanics.1972. (39):1125-1132
- [33] 张焱,孔祥安,金学松等.轮轨二维弹塑性接触应力的算法研究.力学与实践, 2000,(1):3-28
- [34] L. E. Goodman. Contact Stress Analysis of Normally Loaded Rough Spheres. Journal of Mechanics,1962,sept: 515-522
- [35] 冯登泰.磨损型轮轨弹塑性静力接触的解析解.铁道学报,1988,10(2):1-13

- [36] 俞展馥.车轮轮缘接触应力与影响因素的研究.中国铁道科学, 1998, 17(1):68
- [37] 张绍华, 杨绍构.钢轨三维应力有限元分析.铁道学报, 1999,10(2):58-64
- [38] A.K.Hellier, M.B.McGirr, D.J.H.Corderoy. A Finite Element and Fatigue Study of Shelling in Heavy Haul Rails. Wear,1999,(144):289-306
- [39] VBhargava, G.T.Hahn, C.A.Rubin. An Elastic-Plastic Finite Element Model of Rolling Contact, Part 1:Analysis of Single Contacts. Journal of Mechanics, 1985,(52): 67-82
- [40] VBhargava, G.T.Hahn, C.A.Rubin. An Elastic-Plastic Finite Element Model of Rolling Contact, Part 2: Analysis of Repeated Contacts. Journal of Mechanics, 1985,(52):75-82
- [41] 张焱.铁路轮轨接触应力研究.[西南交通大学博士论文], 1998:71-84
- [42] 齐效文.铁路轮轨接触应力数值分析.[燕山大学硕士学位论文], 2001:11-26
- [43] 程伟.非理想边界条件下铁路轮轨接触应力数值分析.[燕山大学硕士学位论文], 2003:8-18
- [44] 美国 ANSYS 公司北京办事处.ANSYS 非线性分析指南.2000
- [45] A.R.S.Ponter, A.D.Hearle, K.L.Johnson. Application of the Kinematical Shakedown Theorem to Rolling and Sliding Point Line Contact. J. Mech. Phys. Solids, 1985,33(4):339-362
- [46] 祝效华, 余志祥等.ANSYS 高级工程有限元分析范例精选.电子工业出版社, 2005: 411-421
- [47] 佐藤吉彦.新轨道力学.中国铁道出版社, 2001.11: 14-18
- [48] 卜继玲,李芾等.重载列车车辆轮轨作用研究.中国铁道科学, 2005.9: 52-53
- [49] 颜秉善, 王其昌.钢轨力学与钢轨伤损.西南交通大学出版社, 1989.11: 45-56
- [50] 卢祖文.客运专线铁路轨道.中国铁道出版社, 2005.1: 5-9
- [51] 习年生,周清跃,刘丰收,陈祖民.进口热处理钢轨轨头裂纹的观察与分析[A].中国科协 2004 年学术年会铁道分会论文集[C],2004.
- [52] 邹定强,田常海,邢丽贤,卢观健.全长淬火钢轨踏面伤损及横向疲劳断裂分析.中国铁道科学, 2004.4

致谢

本论文是在导师习年生研究员的热情关怀和精心指导下完成的。从课题的开始到本文的最后成文，处处都凝聚着导师的巨大心血。作者在学习、科研、工作中，得到了导师无尽的关怀、帮助和教诲。

习老师渊博的知识、丰富的经验和严谨踏实的科学态度将使学生终生受益。他追求真理、献身科学、严于律己、宽以待人的崇高品质将是作者一生的榜样。值此论文完成之际，衷心感谢导师给予作者的悉心指导和培养，并向导师致以崇高的敬意和衷心的感谢。

在此还要特别感谢北京交通大学的黄海明教授及高小勤硕士在模型建立过程中的大力指导和帮助；感谢金化所张银花副研究员关于钢轨强度数据的提供；感谢研发中心孙善超助理研究员关于 800m 曲线横向力数据的提供；感谢周清跃研究员、周镇国研究员、刘金朝副研究员、常崇义博士的关心和指导，大家的鼓励和支持是作者奋斗的动力！

最后感谢所有参加论文评审和答辩委员会的老师！感谢在学习和研究期间，给予我大力支持和帮助的同学和朋友们！