



同濟大學

TONGJI UNIVERSITY

硕士学位论文

(专业学位)

## 磁浮道岔梁关键节点疲劳裂纹扩展研究

(科技部国家重点实验室研究项目 SLDRCE14-B-03)

(国家科技支撑计划 2013BAG19B01)

姓名：梅加河

学号：1332777

所在院系：土木工程学院

学科门类：工程

学科专业：建筑与土木工程

指导教师：唐和生 副教授

二〇一六年七月





同濟大學  
TONGJI UNIVERSITY

A dissertation submitted to  
Tongji University in conformity with the requirements for  
the degree of Master of Engineering

**Study on The Fatigue Crack Growth of Key Joint  
of Maglev Switch Beam**

Supported by the Ministry of Science and Technology of China  
(Grant No.SLDRCE14-B-03) and Key Technologies Research and  
Development Program of China (2013BAG19B01))

Candidate: Jiahe Mei  
Student Number: 1332777  
School/Department: School of Civil Engineering  
Discipline: Engineering  
Major: Architectural and Civil Engineering  
Supervisor: Associate Prof. Hesheng Tang

July, 2016



## 学位论文版权使用授权书

本人完全了解同济大学关于收集、保存、使用学位论文的规定，同意如下各项内容：按照学校要求提交学位论文的印刷本和电子版本；学校有权保存学位论文的印刷本和电子版，并采用影印、缩印、扫描、数字化或其它手段保存论文；学校有权提供目录检索以及提供本学位论文全文或者部分的阅览服务；学校有权按有关规定向国家有关部门或者机构送交论文的复印件和电子版；在不以赢利为目的的前提下，学校可以适当复制论文的部分或全部内容用于学术活动。

学位论文作者签名：

年 月 日



# 同济大学学位论文原创性声明

本人郑重声明：所提交的学位论文，是本人在导师指导下，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，本学位论文的研究成果不包含任何他人创作的、已公开发表或者没有公开发表的作品的内容。对本论文所涉及的研究工作做出贡献的其他个人和集体，均已在文中以明确方式标明。本学位论文原创性声明的法律责任由本人承担。

学位论文作者签名：

年 月 日





## 摘要

在实际工程中,由疲劳引发的断裂是结构破坏的主要形式之一,造成了很多重大的安全事故。磁浮道岔梁实质上是一种结构复杂的多跨连续钢梁,在磁浮交通系统中具有非常重要的作用,是磁浮列车换线运行的渡线工具。在实际的运行过程中,磁浮道岔梁受到磁浮列车行车荷载和由道岔梁本身侧向转辙引起的位移荷载两种循环荷载的作用。在往复循环荷载的作用下,磁浮道岔梁,尤其是道岔梁的焊接节点的疲劳问题不可忽视。本文将以上海低速磁浮道岔梁为例,基于线弹性断裂力学的基本原理,运用专业的断裂力学软件 FRANC3D,采取数值模拟的方法对磁浮道岔梁关键节点处的初始焊接缺陷及裂纹的扩展问题进行研究分析。本文的主要内容如下:

(1) 根据磁浮道岔梁的结构特点和受力特点建立了道岔梁关键节点的有限元模型,通过静力分析获得了关键节点无初始缺陷时的疲劳热点以及热点附近的应力分布规律。

(2) 在疲劳热点处引入初始裂纹,运用三维断裂力学分析软件 FRANC3D 计算初始裂纹在两种荷载作用下的应力强度因子,并运用对比的方法分析了初始裂纹应力强度因子在各种不同因素影响下变化规律。

(3) 基于最大周向应力准则,结合 Paris 疲劳裂纹扩展模型,对热点处初始裂纹的裂纹扩展过程进行了精细的模拟分析,并用对比的方法研究不同初始条件对裂纹扩展轨迹、疲劳裂纹扩展过程中裂纹形状和裂纹扩展寿命的影响。

(4) 考虑焊接残余应力对疲劳裂纹扩展的影响,分析焊接残余应力对疲劳裂纹扩展过程中应力强度因子的变化规律及疲劳裂纹扩展寿命的影响。

**关键词:** 磁浮道岔梁, 应力强度因子, 疲劳裂纹扩展, 疲劳寿命, 残余应力



## ABSTRACT

Fatigue fracture is a main form of structural damage in practical engineering and causes lots of serious accidents. Maglev switch beam is essentially a multi-span continuous steel beam with complex structure and a crossover means for maglev train to change lanes and run, and thus plays a very important role in the maglev transportation system. In the actual running process, maglev switch beam suffers two kinds of cyclic load, i.e. traffic load of maglev train and displacement load induced by lateral switch of the beam itself. Under reversed cyclic load, the fatigue problem of maglev switch beam, especially that of its welded joint, cannot be ignored. The initial welding defects and crack growth at key joints of Shanghai low-speed maglev switch beam are analyzed based on the basic principles of linear elastic fracture mechanics. The main content of this paper are as follows:

(1) A finite element model of key joints of switch beam is established based on structural characteristics and loading feature of maglev switch beam. Besides, the fatigue hotspot in case of no initial defects at key joints as well as the nearby stress distribution law are obtained through a static finite element analysis.

(2) The stress intensity factor (SIF) of initial crack at fatigue hotspot are calculated by the 3D fracture mechanics software FRANC3D. In the meanwhile, the influence of the SIF under various different factors are investigated through a comparative analysis.

(3) The growth process of initial crack at hotspot are analyzed based on the maximum circumferential stress criterion and Paris law. And the influence of different initial conditions on the growth track, crack shape during the growth process and crack growth life are studied through a comparative analysis.

(4) The effect of residual stress on the stress intensity factor and the remain life of fatigue crack growth is also analyzed.

**Key Words:** maglev switch beam, stress intensity factor(SIF), fatigue crack growth, fatigue life, residual stress



# 目录

摘要.....	I
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>III</b>
目录.....	V
第 1 章 绪论.....	1
1.1 选题背景及意义.....	1
1.1.1 上海磁悬浮道岔梁简介.....	1
1.1.2 实际工程结构中的疲劳问题.....	2
1.2 国内外研究概况及现状.....	4
1.2.1 裂纹扩展研究概况.....	4
1.2.2 裂纹扩展研究的方法技术.....	6
1.3 本文的主要内容及框架.....	10
1.3.1 本文的主要内容.....	10
1.3.2 本文的研究框架.....	11
第 2 章 裂纹扩展的基本理论.....	13
2.1 引言.....	13
2.2 疲劳破坏的不同阶段.....	13
2.3 裂纹的分类.....	15
2.3.1 按裂纹的力学特征分类.....	15
2.3.2 按裂纹的几何特征分类.....	16
2.4 裂纹尖端附近的应力场和位移场.....	16
2.4.1 张开型裂纹尖端附近的应力和位移.....	16
2.4.2 滑开型裂纹尖端附近的应力和位移.....	18
2.4.3 撕开型裂纹尖端附近的应力和位移.....	19
2.4.4 应力强度因子.....	19
2.5 复合型疲劳裂纹扩展准则.....	21
2.5.1 最大能量释放率准则.....	22
2.5.2 最大周向应力准则.....	22
2.5.3 最小应变能密度因子准则.....	23
2.6 疲劳裂纹扩展速率和疲劳裂纹扩展模型.....	24
2.6.1 疲劳裂纹扩展速率.....	24
2.6.2 几种常见的疲劳裂纹扩展模型.....	25
2.7 本章小结.....	27

第 3 章 关键节点裂纹前缘应力强度因子分析.....	29
3.1 引言.....	29
3.2 道岔梁关键节点有限元建模及静力分析.....	29
3.2.1 磁浮道岔梁结构.....	29
3.2.2 磁浮道岔梁关键节点有限元建模.....	30
3.2.3 道岔梁关键节点静力分析.....	31
3.3 初始裂纹应力强度因子分析.....	33
3.3.1 FRANC3D V7.0 简介.....	33
3.3.2 初始裂纹的引入.....	34
3.3.3 裂纹应力强度因子的计算.....	35
3.4 初始裂纹应力强度因子的影响因素.....	37
3.4.1 裂纹位置的影响.....	37
3.4.2 荷载大小的影响.....	38
3.4.3 裂纹大小的影响.....	39
3.4.4 裂纹形状的影响.....	40
3.5 本章小结.....	41
第 4 章 关键节点裂纹扩展分析及寿命估算.....	43
4.1 引言.....	43
4.2 FRANC3D 模拟疲劳裂纹扩展的方法.....	43
4.3 热点处裂纹扩展特性分析.....	44
4.3.1 裂纹扩展轨迹模拟.....	44
4.3.2 裂纹应力强度因子分析.....	49
4.3.3 裂纹扩展寿命分析.....	50
4.3.4 裂纹扩展形状分析.....	51
4.4 裂纹扩展寿命的影响因素.....	52
4.4.1 初始裂纹位置的影响.....	52
4.4.2 荷载大小的影响.....	53
4.4.3 初始裂纹大小的影响.....	54
4.4.4 初始裂纹形状的影响.....	54
4.5 本章小结.....	55
第 5 章 焊接残余应力对疲劳裂纹扩展的影响.....	57
5.1 引言.....	57
5.2 焊接残余应力及其对疲劳裂纹扩展影响概述.....	57
5.2.1 焊接残余应力的概念及其产生机理.....	57

5.2.2 焊接残余应力对疲劳裂纹扩展的影响.....	58
5.3 焊接残余应力场中疲劳裂纹扩展分析及寿命预测.....	58
5.3.1 焊接残余应力场中疲劳裂纹扩展寿命计算原理.....	58
5.3.2 焊接残余应力场中疲劳热点处裂纹扩展分析.....	59
5.3.3 焊接残余应力场中疲劳裂纹扩展寿命分析.....	62
5.4 结论.....	63
第 6 章 结论与展望.....	65
6.1 结论.....	65
6.2 展望.....	66
致谢.....	67
参考文献.....	69
个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果.....	73





## 第1章 绪论

### 1.1 选题背景及意义

#### 1.1.1 上海磁悬浮道岔梁简介

磁悬浮，也叫磁浮，是一种不依靠其他外力而只利用磁体的吸引力和排斥力来使物件悬浮在空中的方法。最早进行磁悬浮技术研究的国家是德国，早在 1922 年德国工程师赫尔曼·肯佩尔就提出了电磁悬浮原理，并于 1934 年申请了磁悬浮列车的专利。1970 年代以后，随着世界工业化国家经济实力的不断加强，为提高交通运输能力以适应其经济发展的需要，德国、日本、美国、加拿大、法国、英国、中国等国家相继开展了磁浮运输系统的研究工作<sup>[1-3]</sup>。目前发展较为成熟、具有代表性的磁浮交通技术包括以下三种：日本 HSST 中低速磁浮交通技术<sup>[4]</sup>、日本 ML 超导高速磁浮交通技术<sup>[5]</sup>和德国 TR 常导高速磁浮交通技术<sup>[6]</sup>。

2000 年 6 月，上海市与德国磁浮国际有限公司在柏林签订了合作开展上海磁浮示范线的可行性研究的协议，于 2002 年底在上海建成了世界上第一条高速磁浮商业运营线。上海磁浮示范线，如图 1.1 所示，西起轨道交通 2 号线龙阳路地铁站，东至上海浦东国际机场，专线全长 29.863km，设计最高运行速度为 430km/h。



图 1.1 上海磁悬浮示范线

磁浮道岔梁是磁浮交通系统中的重要基础设施，是磁浮列车换线运行的渡线工具<sup>[7]</sup>。上海高速磁浮列车通过转向架环抱轨道运行，这导致磁浮道岔结构形式

较传统铁路道岔有显著区别<sup>[8]</sup>。根据允许的最大侧向过岔速度来分类，道岔梁可分为侧向过岔速度为 98km/h 的低速道岔梁、侧向过岔速度为 98km/h 的高速道岔梁和侧向过岔速度 400km/h 为的超高速道岔梁三种类型。以图 1.2 所示的上海低速磁浮道岔为例，当道岔由直线转向侧线时，安装在中间和末端支承墩上的电机和驱动装置推动道岔梁横向移动，起始端固定不动，到达侧线位后再锁定道岔，即由钢梁的弹性弯曲实现道岔转辙。可见，磁浮道岔与人们所熟悉的传统铁路道岔不同，它实质上是一种结构庞大、截面形式复杂、可弹性弯曲的钢结构连续梁。



图 1.2 上海磁浮低速道岔

### 1.1.2 实际工程结构中的疲劳问题

随着人们对疲劳机理的认识和对其规律的研究，目前已形成了相对完善的疲劳设计方法，但由于实际工程中疲劳问题本身的复杂性，人们仍对疲劳破坏问题进行着深入的研究。现在我们已知道引起结构失效的原因很多，包括载荷和环境的不确定性、材料本身的缺陷、设计不当以及施工维护存在问题等，而疲劳是结构失效的最主要原因之一。

疲劳破坏一般分为三个发展阶段，包括裂纹起始、裂纹扩展和最后失稳扩展断裂，其中裂纹起始又包括裂纹成核和微裂纹扩展两个阶段。由于裂纹失稳扩展断裂是一个很快的过程，对疲劳寿命的影响很小，在疲劳分析中一般不予考虑，所以通常只考虑裂纹萌生和裂纹扩展两部分的寿命。对疲劳裂纹萌生寿命的分析，一般按应力疲劳分析 ( $S\sim N$ ) 或应变疲劳分析 ( $E\sim N$ )，属于传统疲劳分析；进行疲劳裂纹扩展分析时，则必须考虑裂纹的存在，需用断裂力学方法进行研究，属于断裂疲劳分析，由疲劳裂纹的扩展而引起的断裂是导致构件和机械零件失效的主要原因，而且可能造成重大事故。

上世纪四十年代美国制造的 5000 多艘全焊接“自由轮”竟然有超过 1/5 的数量发生了断裂事故，其中的 238 艘完全毁坏，有的甚至直接断为两段<sup>[9]</sup>。1954 年，英国的彗星号喷气式飞机在检修后的第 4 天就失事坠入了地中海，后来将残骸打捞上来经过研究得出结论：事故是由于位于机身开口的拐角处裂纹源扩展造成的疲劳破坏<sup>[10]</sup>。1965 年，美国著名的 260SL-1 固体火箭发动机的压力壳体在进行水压试验时发生断裂，断裂时的应力 657MPa，远低于所用材料的屈服极限 1716.2MPa<sup>[9]</sup>。1967 年 12 月，位于美国西弗吉尼亚的 Point Pleasant 大桥突然发生断裂，造成了 46 人死亡的惨剧，调查发现是由于一根拉杆存在缺陷，在腐蚀疲劳作用下发生扩展并最终断裂造成的<sup>[11]</sup>。1969 年，位于美国俄亥俄河上的大桥突然断为 24 块，酿成严重的灾难，然而当时的载荷仅为设计载荷的 40%<sup>[11]</sup>。1994 年 10 月，韩国的汉江大桥突然断裂，32 人在此次事故中丧生。该桥是一座悬臂静定钢桁架梁，主跨 120m，悬挂跨跨度 48 米，两端伸出 36 米长的悬臂。该桥的建设过程中没有按照正常的工艺规则在施焊前对翼缘板和竖板开坡口，而且该对接焊由于被节点板盖住，在日常的检查中裂缝很难发现，在车辆载荷的持续作用下最终发生突然断裂，发生事故时该桥仅使用了年 15 年<sup>[12]</sup>。同样，在船舶和海洋工程钢结构中，由于遭受地震和波浪引起的载荷，往往会产生疲劳裂纹最终导致结构的失效。美国海岸警卫队船舶结构委员会曾对六种不同类型的民船和军船中的六十多万个结构细部进行了调查研究，并且对结果进行了统计分析，结果表明与疲劳有关系的破坏占到了约九分之一<sup>[13]</sup>。

在国内工程结构由疲劳断裂造成的事故也很多。据劳动部统计，上世纪八十年代我国由于锅炉和压力容器发生爆炸而导致事故就有约五千起，近万人受到伤亡，居国内劳动安全事故的第二位，其中恶性重大事故更是比世界上先进的工业国家高出约一百倍<sup>[13]</sup>。2001 年，我国宜宾金沙江桥连续桥面两端的短吊杆先后发生断裂，部分桥面坠落江中。金沙江桥为采用漂浮式连续桥面的中承式拱桥，桥面两端设有伸缩缝，由于短吊杆与伸缩缝间的距离太近，当桥面在伸缩缝处发生反复的纵向位移时，短吊杆不断发生剪切变形，最终导致其发生疲劳破坏，该桥的使用寿命仅为 11 年，远远低于规定的设计年限<sup>[14]</sup>。

近年来，人们越来越重视工程中的安全问题，实际的工程结构由于铸造工艺、机械加工等因素不可避免的会产生一些缺陷或者细小的裂纹。此外，一些结构在承受交变载荷时会在焊接处产生很高的应力集中，容易产生初始裂纹，然后裂纹经过扩展后最终导致构件断裂失效。在实际的运行过程中，磁浮道岔梁将受到车辆行车荷载和由道岔本身侧向转辙引起的位移荷载的作用。磁浮道岔梁的疲劳问题与轨道交通系统中钢结构桥梁的疲劳问题相似，在往复循环荷载的作用下，磁浮道岔梁，尤其是道岔梁的焊接节点的疲劳问题不可忽略。对于焊接型式的钢桥，

焊接构件的疲劳强度主要受以下 4 个因素的影响：(1)无法避免的焊接缺陷焊缝；(2)结构引起的应力集中；(3)焊接产生的残余应力；(4)热影响区内材料特性的改变。与其它因素相比，应力集中对构件的疲劳强度影响最大<sup>[15]</sup>。本文将主要考虑前三个因素而忽略热影响区内材料特性的改变，以上海磁浮低速道岔梁为例，采取数值模拟的方法来研究其焊接节点处的初始焊接缺陷及裂纹的扩展问题。这对于提高磁浮道岔梁的安全性具有十分重要的意义。

## 1.2 国内外研究概况及现状

### 1.2.1 裂纹扩展研究概况

裂纹是很多工程结构中常见的缺陷，由于裂纹的存在使局部应力有很大的变化，当裂纹达到某个临界长度时，即使总应力仍远远低于使拉伸试样正常屈服或破坏的应力，裂纹也会在结构中灾难性地扩展。工程中结构的疲劳破坏是由于疲劳裂纹扩展造成的，疲劳裂纹扩展是疲劳设计的重要研究内容，为了防止疲劳裂纹扩展造成的重大损失，人们对含裂纹构件的断裂行为进行了研究。现在人们对传统强度的认识已相当深刻，对于传统强度的控制能力也大大增强，相关的研究也很多，但是对于断裂疲劳的相关认知一直在进一步的研究中。传统的疲劳强度计算假设构件原先并无裂纹，在交变应力作用下，裂纹才逐渐生成而后又逐渐扩展。以光滑小试样测得材料的持久极限为依据，并考虑各种影响因素后作为构件的持久极限，这种设计方法不一定能保持构件的安全，因为工程中的构件在制造和使用中，往往已经存在裂纹和缺陷。对于这种情况，传统的疲劳强度计算并无合理的解决办法。

因此，人们对于结构安全性的评估研究重点逐渐由不考虑裂纹的传统疲劳转向了考察裂纹展的断裂疲劳。对于构件裂纹展的断裂疲劳研究离不开断裂力学这门学科，断裂力学在机械、船舶与海洋工程、航空航天、核电、油气管道、桥梁等工程领域已得到越来越广泛的应用。经过几十年的发展，人们已经认识到断裂力学是研究结构和构件疲劳裂纹扩展有力而现实的工具。早期，人们借助线弹性断裂力学的知识对典型的结构试样利用数学分析方法如积分变换、复变函数法等得到一些解析解或者根据典型试样的试验结果或经验，预先给出裂纹前缘曲线的形状假设（例如假设为半椭圆形状），根据理论公式计算裂纹前缘平均应力强度因子，再通过裂纹扩展公式实现裂纹前缘扩展特性的研究。

如今现代物理学为疲劳裂纹扩展的机理研究提供了新的实验手段，人们可借助高速摄影、高倍电子显微镜、有声发射、无损探伤等观测和测量技术对工程设备和机械构件进行微观的断裂裂纹分析。另一方面，计算机技术的发展使人们对



疲劳裂纹扩展过程中宏观裂纹扩展特性的研究成为可能。事实上，目前只有极少数断裂力学问题存在解析解，且这些基于解析方法的公式适用范围很有限，不能满足工程结构的需要，绝大多数问题都要借助于数值分析方法才能够解决。工程应用中，由于工程结构件在几何形状、材料特性和加载方式上的复杂性，在对其进行裂纹扩展分析时必须依赖数值方法。在现代信息技术与计算机科学日益发展的今天，有限元软件的开发与应用较好地满足了基于仿真的工程需求。

裂纹扩展是疲劳设计的重要研究内容，为了防止疲劳裂纹扩展造成的重大损失，人们对含裂纹构件的断裂行为进行了研究。裂纹扩展的研究可分为两个方面来考虑：一是从裂纹扩展的物理机理入手，二是裂纹扩展所采用的数值技术<sup>[16]</sup>。

目前对于疲劳裂纹扩展规律的研究主要是利用实验方法和数值分析方法。从上世纪 40 年代开始，疲劳裂纹扩展问题逐渐为人们所关注，开始对疲劳裂纹的扩展规律进行研究，但是由于局限于当时的条件，研究成果并不丰富。到了上世纪 50 年代，断裂力学理论研究随着电子显微镜的应用使有了新的发展，可以从微观和宏观两个方面对疲劳裂纹的扩展规律展开研究，并且得到了较快的发展。微观的角度主要是通过研究原子位错等晶粒尺度内的断裂过程以及相关的力学模型从而建立支配裂纹扩展的判据，例如 Laird 模型、微孔联接模型等<sup>[17]</sup>。宏观方面是在不涉及材料内部的断裂机理的条件下研究疲劳裂纹扩展的力学模型以及裂纹的扩展速率表达式。两者并非完全独立，微观模型为宏观的研究提供了物理依据。1957 年，Irwin<sup>[18]</sup>提出用应力强度因子的概念来描述裂纹尖端附近应力奇异的严重程度，在线弹性力学中，获得裂纹尖端的应力强度因子是一项重要的研究内容。目前对于裂纹的考察多为二维线状裂纹及典型断裂试样的平面裂纹扩展，近年来人们更多也开始思考对于三维结构体复杂裂纹扩展的考察。

上世纪 60 年代，疲劳裂纹扩展的宏观研究取得了重大的进步。1961 年 Paris 和 Erdogan 两人首次采用断裂力学方法对裂纹疲劳的扩展问题进行了研究，建立了裂纹尖端应力强度因子和裂纹扩展速率的关系式，Paris 公式<sup>[19]</sup>。Paris 公式开创性的将应力强度因子幅  $\Delta K$  引入到疲劳裂纹扩展研究中，同时该公式表明疲劳裂纹扩展是与裂纹尖端应力强度因子的变化幅度有直接关系的。1967 年，科学家 Forman 考虑了载荷应力比  $R$  及平均应力  $\sigma_m$  对疲劳裂纹扩展的影响，提出了当时应用较为广泛的 Forman 公式<sup>[20]</sup>。Forman 公式在处理很多材料试验数据时是非常有效的，特别是高强度铝合金，目前已得到了广泛的应用，但是对于高韧性材料，其  $K_C$  不易测得。

上世纪 70 年代，有效应力强度因子门槛幅度  $K_{th}$  的概念被提出并且能够通过实验进行测定。此后，提出了适用于近门槛区和中部区（也叫 Paris 区）的疲劳裂纹扩展速率表达式<sup>[21]</sup>，以及适用于近门槛区、中部区和快速扩展区的疲劳裂

纹扩展速率表达式, 总计达 100 余个疲劳裂纹扩展速率表达式。1971 年, Elber<sup>[22]</sup> 提出了裂纹闭合的概念。对于理解宏观裂纹的扩展行为而言, 塑性诱发的裂纹闭合是一个重要的现象。裂纹闭合的概念引出了有效应力强度因子范围  $\Delta K_{ff}$  的概念。

上世纪 80 年代以后, 对于疲劳裂纹问题的研究, 人们为了更好的了解材料的物理化学本质, 倾向于从微观的角度研究材料的疲劳断裂机理。不过仍然处在初期的阶段, 远没有宏观断裂力学那样大的发展, 只能定性的对金属材料的宏观特征和其细观特征建立两者之间的联系。但是对于试验研究以及处理方法上变得更加完善, 此外考虑因素也更加的全面, 促进了疲劳裂纹扩展理论与方法的传播。

断裂力学研究过程中通常可以比较容易的建立问题的基本方程, 但是方程的求解却并不容易。能够使用解析法和手算的简化近似方法计算求解的实际工程问题是非常有限的, 对于相对比较复杂的工程结构问题则变得极其困难, 甚至无法计算。随着计算机技术的进步和水平的提高以及计算数学的理论成果的出现, 借助计算机和运用数值方法能够将一些比较复杂的工程问题很方便的求解出来, 随着研究人员对于断裂力学问题的研究不断的深入, 出现了更加复杂和多样化的实际问题, 于是大家致力于寻求一种更加高效和高精度的计算方法来解决断裂力学计算中的复杂问题。

### 1.2.2 裂纹扩展研究的方法技术

对于裂纹展的研究, 所采用的方法可以分为解析方法和数值方法。解析法常用的手段是积分变换, 包括复变函数法、边界配置法等。然而基于解析方法的公式适用范围很有限, 不能满足工程结构的实际需要, 如何有效而准确地应用数值方法获得结构的应力强度因子对于结构疲劳裂纹广展特性的研究是十分关键的。

在对应力强度因子的求解上, 众多学者利用了不同的方法进行了研究。随着有限元法及电脑技术的发展, 1977 年 Rybicki 对 Irwin 解析封闭积分公式进行有限元离散化, 用虚拟封闭积分方法数学计算公式代替 Irwin 积分公式, 使对二维裂纹尖端应变能释放率  $G_I$  的计算更为简便<sup>[23]</sup>。Fabrikant 对 Kassir 和 Sih 的三维应力强度因子公式进行了修正<sup>[24]</sup>; Simon 采用有限元和交替法分析了复杂载荷作用下的表面裂纹, 在计算中采用了深埋裂纹解答<sup>[25]</sup>。刘青峰<sup>[26]</sup>利用虚拟裂纹扩展技术求解了半椭圆裂纹前缘的应力强度因子, 编制了裂纹前缘拟合程序, 实现裂纹前缘的正交扩展。利用这种方法虽然提高了裂纹扩展的计算效率, 但是如果裂纹每一步的扩展量太大会造成裂纹前缘拟合误差过大, 影响求解精度; 吴志学<sup>[27]</sup>利用疲劳裂纹扩展规律, 用三次样条函数曲线拟合裂纹尖端, 描述了应力尖端的应力强度因子的分布; 袁杰红等<sup>[28]</sup>引入二维权函数将裂纹面上的非均布载荷进行

均布化等效,基于内埋裂纹线性线弹簧模型,求解了椭圆形裂纹的应力强度因子;顾乡和吴志学<sup>[29]</sup>等通过对数值结果的曲线回归得到估算表面裂纹应力强度因子经验公式,并利用该公式对有限厚度和宽度平板内表面裂纹的应力强度因子进行了估算;陈景杰等<sup>[30]</sup>人建立了复合载荷作用下有限平板裂纹尖端应力强度因子与最大张口位移的函数关系,并基于最大裂纹张开位移计算型应力强度因子。这些学者采用不同的函数方法研究了裂纹尖端的应力场,对于特殊的求解模型是适用的,但不具有普适性,且求解的精度不能得到有效保证。

近年来,应用计算机进行疲劳裂纹扩展轨迹的数值模拟已经变为现实。很多学者借助不同的数值方法对不同情形的裂纹扩展展开了研究。目前,对于结构裂纹展的数值研究方法主要有常规有限元法、无网格法、扩展有限单元法、虚拟裂纹闭合法和边界元法等。

### (1) 常规有限元法

常规有限元法以变分原理为理论基础,将结构离散为一系列的单元,用插值函数描述各个单元内的力学行为,建立有限矩阵形式的整体结构方程进行求解,该方法在结构的裂纹扩展研究中得到广泛应用。1989年,Smith<sup>[31]</sup>和Cooper在论文中提出了一种模拟I型平面裂纹扩展的通用有限元模型,此模型可以计算不规则平面裂纹尖端的应力强度因子,并且可以自动重新划分网格实现裂纹的自动扩展。随后,Lin和Smith<sup>[32]</sup>又提出了模拟承载拉弯组合载荷作用下的三维表面疲劳裂纹扩展模型,该模型使用三次样条近似计算新的裂纹尖端,然后实现裂纹扩展。Sumi<sup>[33]</sup>等人采用有限元方法(FEM)研究了具有二维混合型裂纹模型的裂纹扩展问题,该方法具有高度自动网格生成能力。之后,Sumi和Wang<sup>[34]</sup>将这种具有高度自动网格生成能力的FEM方法应用到模拟多裂纹自动扩展,为了得到更加精确的应力强度因子,采用解析解和有限元数值解相叠加的方法,并通过复杂的曲率求解得到了光滑的疲劳裂纹扩展轨迹。

常规有限元方法是将一个物理实体模型离散成为一组有限个、且按一定方式相互连接在一起的单元组合体,但是在剖分单元网格的时候必须考虑物体内部的缺陷,如界面、裂纹、孔洞和夹杂等,使单元边界与几何界面一致,这就难免形成局部网格加密而其余区域稀疏的非均匀网格分布。在网格中单元的最小尺寸决定了显式计算时间增量的临界步长,这无疑增加了计算成本;另外裂纹扩展路径必须预先给定,裂纹只能沿单元边界扩展,难以形成任意裂纹路径。

### (2) 无网格法

无网格法由美国西北大学的Belytschko<sup>[35]</sup>等人提出,又称为无网格Galerkin法(The Element-free Galerkin Method),简称EFG,并将其运用到断裂力学分析计算中,他们利用该方法模拟二维结构静态和动态裂纹扩展,结果显示这类方法

计算费用较高，但是具有较好的协调性和稳定性<sup>[36, 37]</sup>。Fleming<sup>[38]</sup>等改进了位移函数，在裂纹尖端位移场中增加了渐进展开项，从而消除了裂纹尖端的应力振荡问题。无网格法由于只需要节点信息，前处理简单，适合用来模拟非连续问题，可以用来处理动态裂纹的扩展问题，且收敛精度要高于有限元法。无网格法避免了网格给裂纹描述带来的问题，可以包含任意方向的裂纹，裂纹传播过程不需要网格重构，降低了计算量；无网格法中增减节点或改变基函数都很容易。然而与有限元法不同的是，无网格法的近似函数大都不是多项式，因而基于 Galerkin 法的无网格法需要在每个背景网格中使用高阶高斯积分以保证计算精度，因此无网格法的计算量较大。

### (3) 扩展有限单元法

近年来也有学者利用扩展有限元法研究了裂纹的扩展特性，该方法由 Belytschko 教授<sup>[39]</sup>在 1999 年首次提出，其核心思想是用扩充的带有不连续性质的形函数基来代表计算域内的间断。随后，Zi G 和 Belytschko<sup>[40]</sup>利用扩展有限元法对静态粘聚裂纹进行分析，实现了裂纹扩展与网格独立；李建波、陈健云、林皋<sup>[41, 42]</sup>利用扩展有限单元法通过建立特殊的广义节点插值形式来描述含裂缝体的不连续位移场，同时用虚拟层合元的思想来处理被裂纹横贯单元的子域积分问题。一些学者通过采用新的算法计算了裂纹的扩展，如朱旭程和侯志强<sup>[43]</sup>从最小势能原理出发推导出裂纹扩展的递推积分方程，并用有限元法求得递推代数方程，用 MATLAB 语言实现了裂纹扩展仿真算法。

扩展有限元允许裂纹在单元内部和穿过单元，可以在规则网格上计算复杂形状裂纹，模拟裂纹扩展时，不需要对网格进行重新划分，节省了计算成本。在裂纹面和裂纹尖端采用增强函数构造非连续性，对裂纹面和裂纹尖端附件的单元节点增加附加自由度，通过满足适当性质的形函数来捕捉裂纹尖端奇异场，可以在粗网格上获得较精确解答。

### (4) 虚拟裂纹闭合法

在利用虚拟裂纹闭合考察裂纹扩展方面，方修君<sup>[44]</sup>等人利用一种虚设节点法推导了基于有限元法的粘聚裂纹模型控制方程，利用该模型对三点弯梁的裂纹扩展进行了模拟，该文章只对准脆性材料进行了考察；张正艺<sup>[45]</sup>等人利用虚拟裂纹闭合法开发了三维空间内线状裂纹单元，将结构中的裂纹简化为线状裂纹，分析了船舶结构中大尺度的裂纹扩展，虽然提出了宏观尺度的裂纹扩展预测能力，但降低了裂纹扩展的精度要求；Zoltan 等人<sup>[46]</sup>基于虚拟裂纹闭合法模拟了复合材料试样的分层裂纹扩展，对应变能量释放率进行了求解，但没有考虑复合材料中的铺层对于材料裂纹开裂的影响。

虚拟裂纹闭合法的优点在于它在计算断裂参数时只需用到节点力和节点位



移信息，而这些信息是有限元分析结果的基本信息，可以很方便地从有限元分析结果中提取出来。近十几年来，随着有限元软件结构分析的大规模应用，用虚拟裂纹闭合法分析工程结构的断裂问题也较为普遍。然而由于断裂问题本身复杂性，用此方法进行断裂分析也是一件很繁琐的事情。该方法是基于线弹性断裂力学的应变能释放率判据，适用于模拟脆性断裂扩展，且只能沿着事先确定的扩展路径扩展，分析前需指定初始裂纹，也就是说，这种界面单元适用于裂纹展路径已知情况，而且是直线扩展裂纹。对于裂纹扩展路径未知的情况，这种方法不再适用。因此，需要采用新的算法准确有效地描述裂纹扩展的动态演化过程。

#### (5) 边界元法

边界元法实际上就是边界积分方程的数值解法，是用控制微分方程的基本解建立相应的边界积分方程，再通过对边界的离散划分得到离散后的方程组。其基本思路为<sup>[47]</sup>：

1) 将常微分方程（组）或者偏微分方程（组）的定解问题转化为边界积分方程的定解问题；

2) 将模型边界离散成为有限个单元的集合。通过插值的方法将每个边界元上的待定函数用其节点值表示，这样就将边界积分方程转化成了能够计算的代数方程组；

3) 结合边界条件求解代数方程组，得到待定函数的边界节点未知值；

4) 最后，通过边界节点值求解区域内任意一点的函数值。

边界元方法是继有限元之后发展起来的一种数值分析方法，在疲劳裂纹扩展数值模拟方面也得到了很大的应用，很多情况下它比有限元更加准确和经济，尤其是对于疲劳裂纹扩展这类的问题更加适用。**Grestle**<sup>[48]</sup>和 **Dominguez**<sup>[49]</sup>采用边界元子域法对动态裂纹的扩展进行研究，引入四节点等参单元进行计算，在裂纹尖端附近采用可移动奇异性单元和自动网格重新划分技术。**Doblare**<sup>[50]</sup>则采用边界元子域法研究裂纹扩展规律，并将其应用到正交性材料上面。**董春迎**<sup>[51]</sup>等人采用边界元子域法研究各向异性材料的界面裂纹扩展问题。**黎在良**<sup>[52]</sup>等人提出了一种新的应用于边界元法的边界单元：单节点二阶元（**Single-Node Quadratic Element**）。这种单元只有一个节点，使计算程序得到了简化，提高了计算效率，通过采用这种单元对二维问题的疲劳裂纹扩展轨迹进行数值模拟，并且通过试验得到了非常好的验证。

相比于常规的有限元而言，边界元法的最大特点是降低了问题的维数，只以边界未知量作为基本未知量，域内未知量可以在需要时根据边界未知量求出，这样空间的维数就降低了一维，很大程度上降低了节点的数目和工作量，对于复杂的工程结构问题，这个优点会非常显著和重要。该方法对于应力变化剧烈的问题

较合适, 在分析裂纹扩展时, 只需要调整裂纹面上的节点分布。由于边界元解决问题时只是将边界进行离散化, 而在求解区域内的值时是通过解析公式计算得到的, 所以精度比较高, 也有人把边界元方法称为半解析法。可以根据需要选择区域内的某些点计算。有限元在计算时离散的范围为整个区域, 并且所有的节点都需要纳入方程组中进行计算。边界元只需要纳入边界上的节点, 即计算边界节点上的未知量, 然后再根据需要有目的的求解区域内的值, 这样可以大大的节省工作量, 便于结果整理和分析, 减少了计算的盲目性。本文所采用的三维断裂力学软件 FRANC3D 正式基于边界元原理对裂纹问题进行计算分析的。

采用数值方法对疲劳裂纹扩展规律进行模拟, 模拟的结果不仅能够给相关的试验提供指导, 而且对于研究各种初始裂纹形态下的裂纹扩展规律和宏观机理也能够提供方便。此外, 对于工程上的裂纹止裂技术和疲劳抗断设计都具有很重要的理论参考和工程实用价值。

## 1.3 本文的主要内容及框架

### 1.3.1 本文的主要内容

本文的具体研究内容及章节安排如下:

(1) 第 1 章为绪论, 主要阐述了本文的选题背景和研究意义, 介绍了疲劳裂纹扩展及其方法技术的研究概况和现状。

(2) 第 2 章介绍了裂纹扩展的基本理论。首先简要介绍了疲劳破坏的各发展阶段以及裂纹的分类情况, 详细讨论了裂纹尖端附近的应力场和位移场以及应力强度因子的概念。然后, 详细介绍了三种主要的裂纹扩展准则, 最后介绍了疲劳裂纹扩展规律的相关内容和几种常见的裂纹扩展准则。

(3) 第 3 章是关键节点裂纹前缘应力强度因子分析。本章首先建立了道岔梁关键节点的有限元模型, 在静力分析的基础上, 计算了初始裂纹的裂纹前缘应力强度因子, 并用对比的方法分析了在面内面外两种荷载作用下裂纹应力强度因子在各种不同因素影响下的变化规律。

(4) 第 4 章是关键节点裂纹扩展分析及寿命估算。本章首先基于最大周向应力准则, 结合 Paris 疲劳裂纹扩展模型, 对疲劳裂纹扩展过程进行了较细致的模拟, 并用对比的方法研究了不同初始条件对裂纹扩展轨迹、疲劳裂纹扩展过程中裂纹形状和裂纹扩展寿命的影响。

(5) 第 5 章是焊接残余应力对疲劳裂纹扩展的影响。本章首先介绍焊接残余应力的概念并定性的描述了其对疲劳裂纹扩展的影响。然后具体分析残余应力对疲劳裂纹扩展过程中应力强度因子和疲劳裂纹扩展寿命的影响。

(6) 第6章为结论与展望。对本文所做的研究进行归纳总结，并指出需要进一步研究的方向。

### 1.3.2 本文的研究框架

根据本文的研究内容，本文将按如下思路进行研究：

首先根据磁浮道岔梁的结构特点及受力特点建立简化的磁浮道岔梁关键节点有限元模型，通过静力分析获得了道岔梁关键节点的疲劳热点。然后在疲劳热点处引入初始裂纹，基于线弹性断裂力学，借助三维断裂力学软件计 FRANC3D 算初始裂纹的应力强度因子，并分析各种因素对应力强度因子的影响，最后，结合最大周向应力裂纹扩展准则，运用 Paris 疲劳裂纹扩展模型对初始裂纹进行疲劳裂纹扩展分析，并在此基础上，分析不同初始条件以及焊接残余应力对裂纹扩展轨迹、疲劳裂纹扩展过程中裂纹形状和裂纹扩展寿命的影响。论文研究框架如图 1.3 所示。

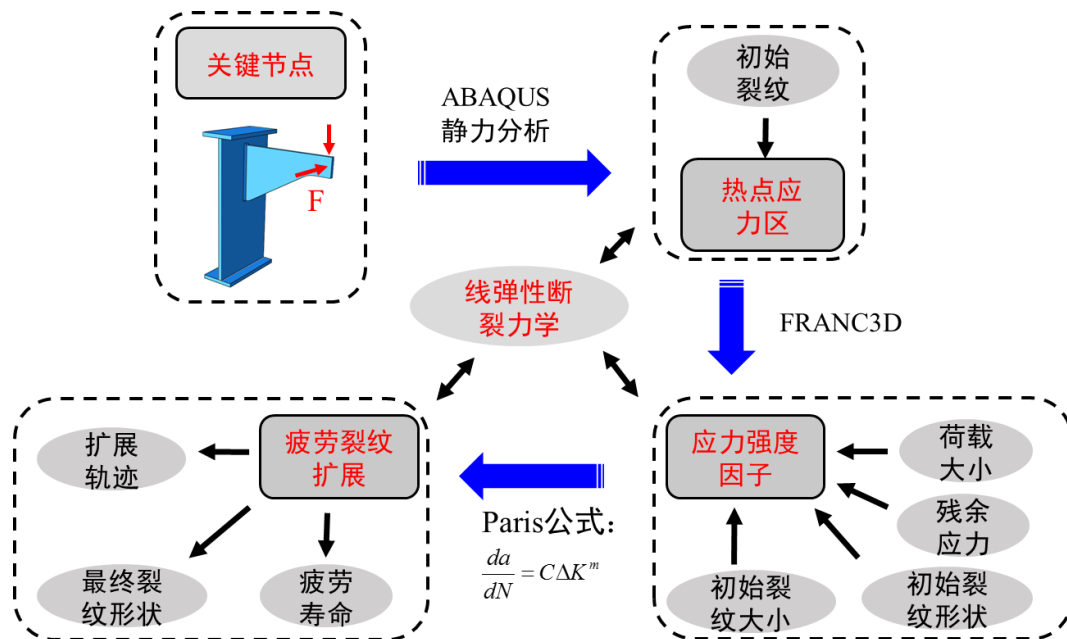


图 1.3 论文研究框架



## 第2章 裂纹扩展的基本理论

### 2.1 引言

裂纹扩展的分析与断裂力学这门学科紧密相连,如绪论中所言,断裂尤其是疲劳断裂是引起结构构件和机械零件失效的主要原因,而且可能造成重大事故。随着构件的大型化、高强度材料、复合材料的使用以及人们对工程应用安全的重视,裂纹扩展的研究得到了众多学者的关注,而断裂力学也因此成为研究构件裂纹扩展的有力工具。作为一门新兴的学科,断裂力学为英国航空工程师格里菲斯<sup>[53]</sup>(Griffith)于20世纪20年代所创立,用于解释脆性材料的断裂。该学科用以研究裂纹构件的强度与寿命,分为线弹性断裂力学和弹塑性断裂力学两大类。前者适用于裂纹尖端附近小范围屈服的情况;而后者适用于裂纹尖端附近大范围屈服的情况。

断裂力学是研究含裂纹结构体的强度及裂纹扩展规律的一门学科,在断裂力学研究的发展过程中,由于研究的观点和出发点不同,断裂力学分为微观断裂力学和宏观断裂力学,宏观断裂力学通常又分为线弹性断裂力学和弹塑性断裂力学。线弹性断裂力学是应用线性弹性理论研究物体裂纹扩展规律和断裂准则。线弹性断裂力学可用来解决材料的平面应变断裂问题,适用于大型构件(如发电机转子、车轴等)和脆性材料的断裂分析。但实际上对金属材料裂纹尖端附近总存在着塑性区,若塑性区很小(如远小于裂纹长度),经过适当的修正,则仍可以采用线弹性断裂力学进行断裂分析。

如今,人们借助数值计算方法对结构体裂纹扩展进行分析大多数仍是基于线弹性断裂力学和弹塑性断裂力学,本章将基于线弹性力学,介绍裂纹扩展的基本理论,为后文裂纹扩展的数值模拟打下基础。

### 2.2 疲劳破坏的不同阶段

疲劳破坏过程比较复杂,受很多因素影响,但是按其发展过程大致可以分为以下四个阶段。

#### (1) 裂纹成核阶段

对于一个无裂纹或类裂纹缺陷的光滑试样,在交变应力作用下,虽然名义应力不超过材料的屈服极限,但由于材料组织性能不均匀,在试件的表面局部区域仍然能产生滑移,这是因为试件表面是平面应力状态,容易塑性滑移。多以反复的循环滑移应变,产生金属的挤出和挤入的滑移带,从而形成微裂纹的核。

#### (2) 微观裂纹扩展阶段

一旦微观裂纹成核，微裂纹就沿着滑移面扩展，这个面是与主应力轴成  $45^\circ$  的剪应力作用面。此阶段扩展深入表面很浅，大约十几微米，而且不是单一的裂纹，是许多沿滑移带的裂纹，如图 2.1 所示。

(3) 宏观裂纹扩展阶段

此时裂纹扩展方向与拉应力垂直，且为单一裂纹扩展，如图 2.1 所示。一般认为裂纹长度  $a$  在  $0.10\text{mm} < a < a_c$  范围内的扩展为宏观裂纹扩展阶段。

(4) 断裂阶段

当裂纹扩展至临界尺寸  $a_c$  时，产生失稳扩展而很快断裂。

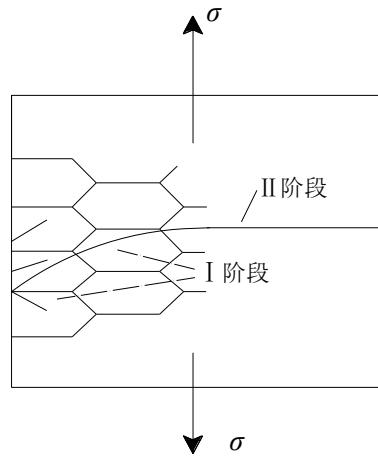


图 2.1 裂纹扩展示意图

在微裂纹成核后，由于显微组织的影响，裂纹扩展仍然是一个缓慢且不规律的过程。但是，在离开成核点的位置出现一些微裂纹扩展之后，便可以观察到更规则的扩展，这是实际裂纹扩展阶段的开始。图 2.2 显示了疲劳破坏的各个阶段。可以看出，断裂前的疲劳寿命包括两个阶段：第 I 阶段，裂纹起始阶段，包括裂纹成核和微裂纹扩展两个部分；第 II 阶段，裂纹扩展阶段。疲劳预测方法对这两个阶段是不同的，应力集中系数  $K_t$  是用于预测裂纹起始的重要参数，应力强度因子  $K$  则用于预测裂纹扩展<sup>[54]</sup>。

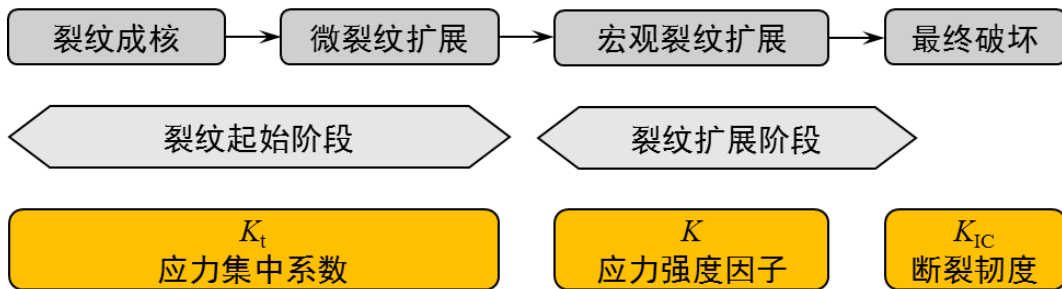


图 2.2 裂纹扩展的不同阶段和相关因素

以上是无初始裂纹的光滑试样的典型疲劳破坏过程,对于有初始裂纹的裂纹体,主要是宏观裂纹扩展阶段。本文所研究的内容主要针对疲劳破坏的第II阶段,即裂纹扩展阶段。

## 2.3 裂纹的分类

认识工程应用中的结构裂纹体有助于理解断裂问题的本质,由于裂纹扩展分析是以含裂纹或缺陷的材料和结构为研究对象,故本节内容基于经典断裂力学模型的知识介绍了裂纹体的三种不同断裂模式,阐明裂纹分析中的裂纹类型。

### 2.3.1 按裂纹的力学特征分类

对于同一种固体材料而言,相同环境条件下其受到的外部载荷和应力场不同会使裂纹尖端的变形也不同。基于此,在断裂力学中根据构件所受到的外力不同,裂纹可以分为I型、II型和III型三种基本的类型,图2.3为三种不同的基本裂纹种类。

(1) I型裂纹也叫张开型裂纹,受到垂直于裂纹表面的拉应力作用,裂纹面沿着拉应力作用的方向向两侧张开,裂纹沿着裂纹面向深处延伸。张开型裂纹是一种最为危险同时也是研究最为深入的裂纹种类。

(2) II型裂纹也叫滑开型裂纹,是指裂纹体受到剪切应力的作用且力作用的方向平行于裂纹表面但是垂直于裂纹前缘。

(3) III型裂纹也叫撕开型裂纹,是指裂纹体受到剪切应力的作用且力作用的方向平行于裂纹表面和裂纹前缘,裂纹扩展方向沿着裂纹面扩展。滑开型裂纹和撕开型裂纹都与剪切应力相关,因此它们的断裂模式都属于剪切断裂。I型和II型裂纹的断裂方式为面内断裂模式,III型裂纹的断裂方式则是面外断裂模式。

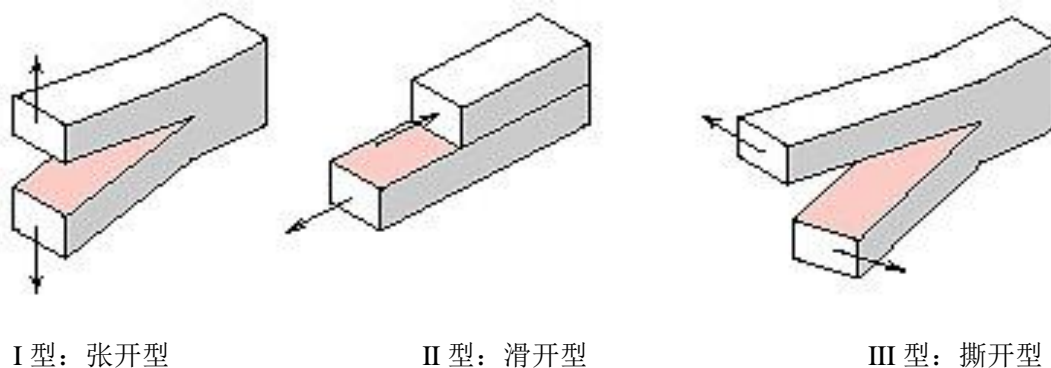


图 2.3 裂纹的三种类型

实际上,并不是所有的断裂问题都可以简化为上述三个基本模式之一,因此存在着复合型断裂模式即上述三种基本裂纹模式的组合。



### 2.3.2 按裂纹的几何特征分类

从广义的角度来说，裂纹包括物体中因开裂而产生的裂纹，材料冶炼过程中产生的夹杂物、气孔，加工过程中引起的刀痕，焊接时产生的裂缝以及结构在不同环境下使用时产生的腐蚀裂纹等，因此一般裂纹的尺寸、形状等均很复杂。为研究的方便，可把裂纹按其几何特征分为穿透裂纹、表面裂纹和深埋裂纹。

#### (1) 穿透裂纹

裂纹长度贯穿整个构件的厚度，并且认为裂纹的尖端的曲率半径是无限趋近于零的，即理想尖裂纹处理。这种简化处理的结果是偏于安全的。穿透裂纹的形状可以是单一的直线形，曲线形或者其它形状。很多时候把裂纹长度达到构件厚度的一半以上的裂纹也视为穿透裂纹。

#### (2) 表面裂纹

表面裂纹又叫部分穿透裂纹，裂纹的位置位于构件的表面或者当裂纹的深度远远小于构件的厚度时视为表面裂纹，裂纹可以在构件表面和深度两个方向扩展。通常情况下把表面裂纹的形状简化为半椭圆形。

#### (3) 深埋裂纹

裂纹的位置位于构件的内部，在表面上看不到开裂的痕迹。裂纹的形状通常简化为椭圆形片状裂纹或者圆形片状裂纹。

## 2.4 裂纹尖端附近的应力场和位移场

1957年，Irwin<sup>[18]</sup>分析了裂纹尖端附近的应力和应变场，提出了一个近似的，但是非常简单而且实用的公式。下面将分别介绍三种不同受力模式下的裂纹尖端附近的应力场（如图 2.4 所示）和位移场。

### 2.4.1 张开型裂纹尖端附近的应力和位移

I 型裂纹尖端应力应变场的计算以一个经典的裂纹问题为例：设一无限大板，中心存在一条长为  $2a$ ，在无限远处受双轴均匀拉伸应力作用，如图 2.5 所示。

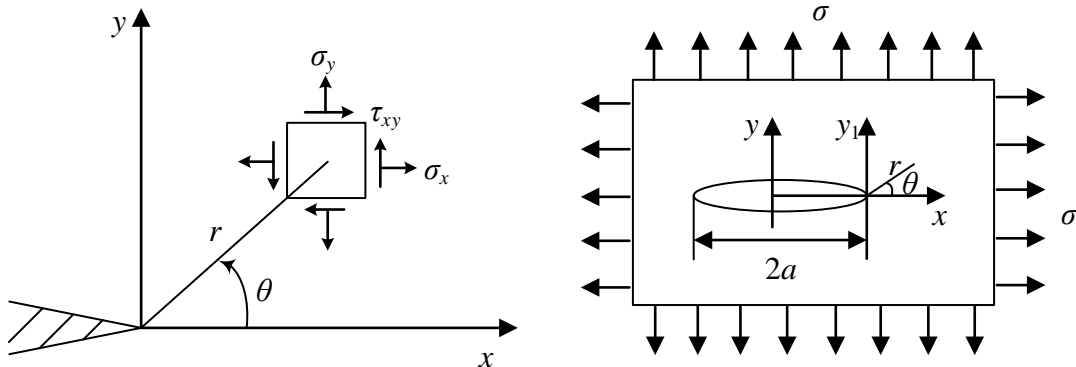




图 2.4 裂纹尖端附近应力场

图 2.5 受双轴均匀拉伸应力

按弹性力学的平面问题求解,可以得到裂纹尖端附近某点的应力场和位移场如下:

应力场:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ \tau_{xz} &= \tau_{yz} = 0 \\ \sigma_z &= \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (\text{平面应变}) \\ \sigma_z &= 0 \quad (\text{平面应力}) \end{aligned} \right\} \quad (2.1)$$

位移场:

$$\left. \begin{aligned} u &= \frac{(1+\nu)K_I}{2E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[ (2k-1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] \\ v &= \frac{(1+\nu)K_I}{2E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[ (2k+1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\ \omega &= 0 \quad (\text{平面应变}) \\ \omega &= -\int \frac{\nu}{E} (\sigma_x + \sigma_y) dz \quad (\text{平面应力}) \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

式中,  $r$ 、 $\theta$  为裂纹尖端附近某点的极坐标;

$u$ 、 $v$ 、 $\omega$  为该点的位移分量;

$\sigma_x$ 、 $\sigma_y$ 、 $\sigma_z$ 、 $\tau_{xy}$ 、 $\tau_{xz}$ 、 $\tau_{yz}$  为该点的应力分量;

$E$  表示弹性模量

$$\left. \begin{aligned} k &= 3 - 4\nu \quad (\text{平面应变}) \\ k &= \frac{3 - \nu}{1 + \nu} \quad (\text{平面应力}) \end{aligned} \right\} \quad (2.3)$$

式 (2.1) 和式 (2.2) 是裂纹尖端附近某点处  $(r, \theta)$  的应力和位移表达式。式中共同的系数  $K_I$  称为裂纹应力强度因子, 简称应力强度因子。

给定裂纹尖端附近任意一点, 那么该点的应力、应变和位移的大小都由  $K_I$  唯一确定下来。即  $K_I$  表征了裂纹尖端应力场和位移场的大小。对于 II 型和 III 型裂纹而言, 它们的应力强度因子则分别用  $K_{II}$  和  $K_{III}$  表示。

### 2.4.2 滑开型裂纹尖端附近的应力和位移

II型裂纹问题的受力条件见图 2.6 所示,假设一无限大板,中心有一条裂纹,长为  $2a$ ,在无穷远处受剪应力作用。

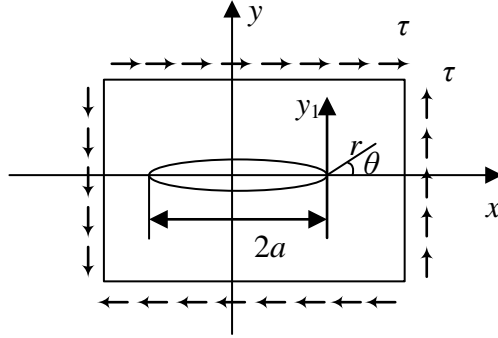


图 2.6 II 型裂纹问题的受力条件

按照弹性力学的平面问题求解,可以得到裂纹尖端附近的应力场和位移场分别为:

应力场:

$$\left. \begin{aligned}
 \sigma_x &= \frac{-K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left( 2 + \cos \frac{3\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \sigma_y &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\
 \tau_{xy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \tau_{xz} &= \tau_{yz} = 0 \\
 \sigma_z &= \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (\text{平面应变}) \\
 \sigma_z &= 0 \quad (\text{平面应力})
 \end{aligned} \right\} \quad (2.4)$$

位移场:

$$\left. \begin{aligned}
 u &= \frac{(1+\nu)K_{II}}{2E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[ (2k+3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\
 v &= \frac{(1+\nu)K_{II}}{2E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[ (2k-2) \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right] \\
 \omega &= 0 \quad (\text{平面应变}) \\
 \omega &= -\frac{\nu}{E} \int (\sigma_x + \sigma_y) dz \quad (\text{平面应力})
 \end{aligned} \right\} \quad (2.5)$$

式中,符号的意义与式 (2.1) 和式 (2.2) 相同。

## 2.4.3 撕开型裂纹尖端附近的应力和位移

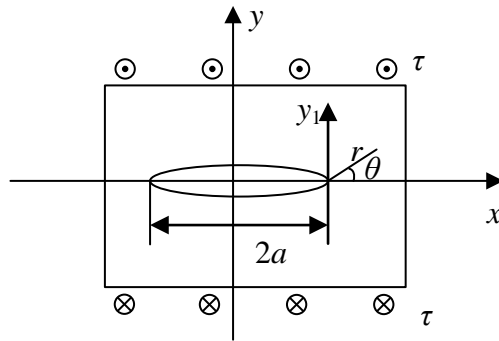


图 2.7 III型裂纹问题的受力条件

III型裂纹问题的受力条件见图 2.7 所示,假设一无限大板,中心有一条裂纹,长为  $2a$ , 在无穷远处受与  $xz$  面平行且沿  $z$  轴方向的剪应力作用。

与 I 型、II 型裂纹不同的是, III 型裂纹为反平面应变问题、纯剪变形问题,其位移特点是裂纹的上下表面沿着  $z$  轴错开,只有沿  $z$  轴方向上的位移  $w(x,y)$  不为零,另外两个方向上的位移都为零,即  $u=v=0$ 。按弹性力学反平面应变问题求解,得出裂纹尖端附近的应力场和位移场为:

应力场:

$$\left. \begin{aligned} \tau_{xz} &= \frac{-K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \\ \sigma_y &= \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \\ \tau_{xy} &= \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_x = \sigma_z = \sigma_r = \tau_{rz} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.6)$$

位移场:

$$\left. \begin{aligned} w &= \frac{2(1+\nu)K_{III}}{E} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \\ v = u &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.7)$$

式中,符号的意义与式 (2.1) 和式 (2.2) 相同。

## 2.4.4 应力强度因子

综上所述,三种类型裂纹尖端附近的应力和位移场的表达式有相似之处,可将它们统一为以下形式:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_n}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(n)}(\theta) \quad (2.8)$$

$$u_i = K_n \sqrt{\frac{r}{\pi}} g_i^{(n)}(\theta) \quad (2.9)$$

式中， $\sigma_{ij}$  ( $i,j=1,2,3$ ) 代表应力分量；

$u_i$  ( $i=1,2,3$ ) 代表位移分量；

上角标 (n) ( $n=I, II, III$ )，分别代表 I 型、II 型、III 型裂纹；

$f_{ij}(\theta)$  和  $g_i(\theta)$  代表极坐标角  $\theta$  的函数。

应力场表达式 (2.8) 有如下特点<sup>[55]</sup>：

(1) 在裂纹尖端，即  $r=0$  处，应力趋于无限大，应力在裂纹尖端出现奇异点。如图 2.8 所示。

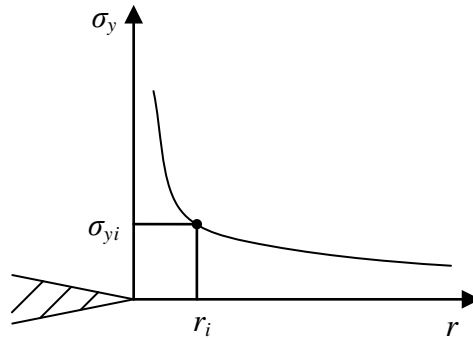


图 2.8 裂纹尖端附近应力分布示意图

(2) 应力强度因子  $K_I$  在裂纹尖端是有限量。

(3) 裂纹尖端附近区域内的应力分布是  $r$  和  $\theta$  的函数，与裂纹长度和无限远处的应力无关。

根据上述裂纹尖端附近应力场的特点可以看出，用应力作为参量来建立如传统的强度条件失去了意义。但是，应力强度因子是有限量，它不代表某一点的应力，而是代表应力场强度的物理量。应力强度因子一般可以写为：

$$K_I = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.10)$$

式中， $\sigma$  为名义应力（裂纹位置上按无裂纹计算的应力）；

$a$  为裂纹尺寸（裂纹长度或深度）；

$Y$  为形状系数（与裂纹大小、位置有关）。

在线弹性断裂力学中，求解不同荷载作用下裂纹尖端应力强度因子一直是一项非常重要的研究内容。到目前，针对应力强度因子的计算已有很多方法，除解析法外还有诸如边界配置法、有限元法、实验标定法等。目前只有少数特别几何

形状的裂纹体存在应力强度因子的计算公式可供使用,而这些基于解析方法的公式适用范围很有限,不能满足工程结构的需要。事实上,由于裂纹体结构及载荷的复杂性,不同裂纹体和不同开裂方式的应力强度因子是不同的,一些解析方法、实验方法都有各自的局限性而有限元等数值解法十分有效地求解线弹性体的应力和位移场,但是应力和位移场与  $K$  密切相关。所以,可以通过有限元方法进行应力强度因子的计算。裂纹前缘的应力强度因子的计算精度直接关系到裂纹扩展特性仿真的真实性。由于数学上的困难,大多数问题只能用数值方法。

裂纹应力强度因子能够非常好地表征裂纹尖端附近区域应力场的强度,对于线弹性体结构来说,应力强度因子与裂纹的大小、形状和位置有关系,且与裂纹体所受外部载荷呈线性关系,是预测疲劳裂纹扩展的一个非常重要的指标。

## 2.5 复合型疲劳裂纹扩展准则

前面提到裂纹按照受力特点分类有三种基本的形式,但是在实际工程结构中,大多数的裂纹是其中两种或三种的组合形式,也就是以复合型的裂纹形式存在。研究人员也通常把解决复合型材料的断裂问题作为一个重要的课题,目前这方面的研究十分活跃,但是从总的研究来说还没有提出一个成熟的复合型断裂判据,也没有提出一个恰当的解决复合型裂纹的弹性断裂问题的理论。

形成复合型裂纹的原因有很多种,比如:构件受到的载荷不对称,裂纹初始的方位不对称(斜裂纹或者是裂纹的初始位置与载荷不共线),构件本身的材料是各向异性等。复合型裂纹扩展时并不按照裂纹原来的方向延伸,而是扩展的方向与原裂纹方向形成一定的角度,而且失稳的条件也比较复杂。因此研究复合型裂纹的扩展主要是解决两个问题<sup>[9]</sup>:

(1) 扩展方向问题,即确定开裂角,也就是确定裂纹开始扩展时与原裂纹的夹角;

(2) 扩展条件问题,即确定临界状态,也就是确定裂纹开始扩展的条件。

目前已经提出了多种与复合型裂纹的脆性有关的断裂理论,概括起来主要是从三个方面分析:

(1) 以位移作为参数;

(2) 以应力作为参数;

(3) 以能量作为参数。

本文讨论最主要三种准则:最大能量释放率准则,最大周向应力准则或最大主应力准则和最小应变能密度因子准则。

### 2.5.1 最大能量释放率准则

以能量作为参数判断复合型裂纹失稳扩展的理论主要有应变能密度因子准则和能量释放率准则等。能量释放率准则是由 K.Palaniswamy<sup>[56]</sup>提出来的，他从裂纹扩展能量释放率的概念出发，将 Griffith 用于 I 型裂纹扩展的能量平衡原理推广到复合型裂纹的扩展结果，建立断裂判据（G 判据），该理论提出了两个基本的假设：

- (1) 裂纹沿着能量释放率达到最大的方向扩展；
- (2) 当此方向上的应变能释放率达到临界值时，裂纹开始扩展。

裂纹开始扩展时的能量释放率完全取决于原裂纹尖端的应力状态和扩展所需的路径。假设沿着  $\theta = \theta_0$  方向产生长度为  $\Delta a$  的支裂纹，其与原裂纹的夹角为  $\theta_0$ ，当支裂纹长度趋近于零时，假设这时支裂纹尖端的应力场趋近于扩展开始前原有裂纹尖端的应力场，结合原裂纹尖端应力场公式进行推导简化可以得到相应的能量释放率为：

$$G_{\theta_0} = \frac{1-\nu^2}{E} [(2\pi r)^{\frac{1}{2}} \sigma_{\theta}]^2 \quad (2.11)$$

从上式可以看出，能量释放率是关于周向应力  $\sigma_{\theta}$  平方的函数，当  $\sigma_{\theta}$  的绝对值取最大时可以得到最大能量释放率，也就确定了裂纹扩展的方向。当能量释放率达到临界值  $(G_{\theta_0})_c$  时，裂纹开始失稳扩展，由此建立的断裂判据为：

$$G_{\theta_0} = (G_{\theta_0})_c \quad (2.12)$$

其中， $(G_{\theta_0})_c$  可以通过 I 型裂纹的断裂韧性  $K_{IC}$  计算得到。

### 2.5.2 最大周向应力准则

1963 年 Erdogan 和 G.C.Sih<sup>[57]</sup>根据具有中心斜裂纹承受均匀拉伸荷载的树脂玻璃板实验结果，提出了最大周向应力复合型断裂准则，简称最大正应力准则。

在 I-II 型复合裂纹中，裂纹尖端附近的应力场的极坐标表达式为：

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{\cos \frac{\theta}{2}}{2\sqrt{2\pi r}} K_I (3 - \cos \theta) + \frac{\sin \frac{\theta}{2}}{2\sqrt{2\pi r}} K_{II} (3 \cos \theta - 1) \\ \sigma_{\theta} &= \frac{\cos \frac{\theta}{2}}{2\sqrt{2\pi r}} [K_I (1 + \cos \theta) - 3K_{II} \sin \theta] \\ \tau_{\theta} &= \frac{\cos \frac{\theta}{2}}{2\sqrt{2\pi r}} [K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1)] \end{aligned} \right\} \quad (2.13)$$

式中,  $r$  为径向坐标;  $\theta$  为角坐标。

最大周向应力准则的两个基本假定是:

- (1) 裂纹沿最大周向应力  $\sigma_{\theta_{\max}}$  的方向开裂。
- (2) 当此方向的周向应力达到临界值时, 裂纹扩展失稳。即:

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} (\sigma_{\theta})_{\max} = K_{IC} \quad (2.14)$$

由式 (2.13) 可以看出, 因为在  $r=0$  处各应力分量都趋向于无穷大, 所以无法确定  $\sigma_{\theta}$  的极值。因此只能比较距裂纹尖端某一微小距离  $r=r_0$  的圆周上各点处的  $\sigma_{\theta}$ , 并求得其极值和相应极值点所在位置, 从而确定开裂角  $\theta_0$ , 裂纹的扩展方向则由下式确定:

$$\begin{cases} \left( \frac{\partial \sigma_{\theta}}{\partial \theta} \right)_{r=r_0} = 0 \\ \frac{\partial^2 \sigma_{\theta}}{\partial \theta^2} < 0 \end{cases} \quad (2.15)$$

将式 (2.15) 代入式 (2.13) 得,

$$K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) = 0 \quad (2.16)$$

设  $\theta_0$  是满足方程 (2.16) 的开裂角, 那么裂纹扩展的临界应力强度因子  $K_I$  和  $K_{II}$  由下式确定:

$$\cos \frac{\theta_0}{2} \left( K_I \cos^2 \frac{\theta_0}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta_0 \right) = K_{IC} \quad (2.17)$$

式 (2.16) 和式 (2.17) 即是最大周向正应力准则的基本方程, 可以看出, 极坐标下剪应力  $\tau_{\theta} = 0$  的方向, 周向正应力  $\sigma_{\theta}$  达到最大, 即为开裂方向, 应力强度因子  $K_{III}$  对开裂角和临界载荷都没有影响。

开裂角最终可表示为:

$$\theta_0 = 2 \tan^{-1} \left[ \frac{1}{4} \frac{K_I}{K_{II}} \pm \frac{1}{4} \sqrt{\left( \frac{K_I}{K_{II}} \right)^2 + 8} \right] \quad (2.18)$$

### 2.5.3 最小应变能密度因子准则

在复杂状态下线弹性体中裂纹尖端扩展可用 Sih<sup>[58]</sup> 提出的应变能密度因子作为判据, 简称  $S$  判据。在一般变形状态下, 存储在弹性体内的能量可用应变能  $W$  来表示, 该应变能可用如下公式计算:

$$W = \int_V \frac{1}{2} \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} dV \quad (2.19)$$

式中， $\sigma_{ij}$ 、 $\varepsilon_{ij}$  分别是裂纹尖端的奇异应力场和奇异应变场。裂纹尖端任意一点的奇异应变能密度可用下式表达：

$$\frac{dW}{dV} = \frac{S(\theta)}{r \cos \varphi} \quad (2.20)$$

在分析裂纹扩展时， $S$  与应力强度因子的作用相似。需要注意的是  $S$  判据是基于如下两个假设：

(1) 裂纹尖端任意一点的扩展方向沿着  $S$  取得最小值  $S_{\min}$  的方向扩展。最小值  $S_{\min}$  是相对于围绕该点相同球面的其它区域而言。裂纹的开裂方向必须满足以下条件：

$$\frac{\partial S}{\partial \theta} = 0, \frac{\partial^2 S}{\partial \theta^2} > 0 \quad (2.21)$$

(2) 最小应变能密度因子  $S_{\min}$  达到临界值  $S_C$  时，裂纹即扩展；其中， $S_C$  为材料常数，可以通过  $K_{Ic}$  来计算得到。

## 2.6 疲劳裂纹扩展速率和疲劳裂纹扩展模型

### 2.6.1 疲劳裂纹扩展速率

疲劳裂纹扩展的定量表示为  $da/dN$ ， $dN$  是交变应力的循环次数增量， $da$  是相应的裂纹长度的增量。 $da/dN$  称为疲劳裂纹扩展速率，表示交变应力每循环一次裂纹长度的平均增量，它是裂纹长度  $a$ ，应力幅度或应变幅度的函数。研究  $da/dN$  的重要性在于计算裂纹体的剩余寿命。如果已知瞬时裂纹扩展速率  $da/dN$ ，初始裂纹长度  $a_0$  与临界裂纹长度  $a_c$ ，则可求得裂纹扩展至断裂的循环次数为：

$$N_f = \int_{a_0}^{a_c} \frac{dN}{da} da \quad (2.22)$$

研究疲劳裂纹扩展速率的目的，是为了获得裂纹的扩展理论，建立  $da/dN$  与  $a$ 、 $\Delta\sigma$  以及材料性质之间的关系，并写成普遍公式。根据这个理论，不仅能够预测带裂纹结构的剩余寿命，而且能够供给设计者选择材料的参考。

研究疲劳裂纹的扩展规律，一般通过两种途径，一种是通过实验观察，根据实验结果，直接总结出表达裂纹扩展规律的经验公式，另一种是结合微观实验研究，提出裂纹扩展机理的假设模型，推导出裂纹扩展规律的理论公式。

在线弹性断裂力学范围内，应力强度因子  $K$  能恰当地描述裂纹尖端的应力



场强度。大量的试验证明，应力强度因子  $K$  也是控制裂纹扩展速率  $da/dN$  的主要参量，即  $da/dN$  与应力强度因子幅度  $\Delta K$  之间存在一定的函数关系。根据疲劳裂纹扩展的一般特性， $da/dN$  和  $\Delta K$  的关系如图 2.9 所示。

从图 2.9 中可以看出， $da/dN$  和  $\Delta K$  的关系曲线有三个区域。第 1 区域为不扩展区（近门槛区），存在  $\Delta K$  的某一个下限值  $\Delta K_{th}$ ，邻近  $\Delta K_{th}$  时， $\Delta K$  的微小降低，都将引起  $da/dN$  的急剧下降， $\Delta K_{th}$  称为门槛值。在第 2 区域是一直线带，为裂纹亚临界扩展区，又称为 Paris 区，是决定疲劳裂纹扩展寿命的主要区域。第 3 区域为裂纹失稳扩展区，即当  $K_{max} \rightarrow K_c$  时，试样迅速发生断裂，由于其扩展速率很高，因此第 3 区域的裂纹扩展寿命很短，在计算疲劳裂纹扩展寿命时可以将其忽略。虽然全范围的  $da/dN - \Delta K$  关系可以更加精确地预测含缺陷构件的裂纹扩展寿命，但一般计算零件的疲劳寿命时，只考虑裂纹稳定扩展的第 2 阶段已经完全能够满足实际需要。因此，大部分文献中的研究工作都是针对构件中由拉应力控制的裂纹扩展的第 2 阶段进行的。

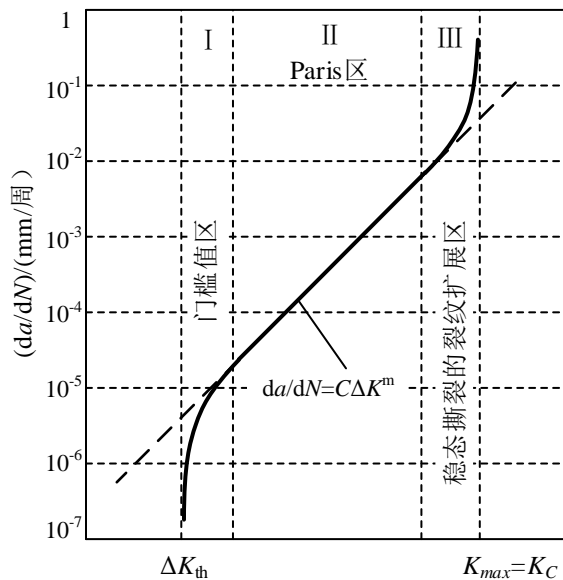


图 2.9 疲劳裂纹扩展速率  $da/dN$  与应力强度因子幅  $\Delta K$  关系示意图

## 2.6.2 几种常见的疲劳裂纹扩展模型

现有的疲劳裂纹扩展的定量模型都是建立在连续介质力学基础上。在线弹性范围内，可以用应力强度因子来描述应力-应变场的全部特征。对此已经形成了很多较成熟的理论表达式和测试方法，应用最广泛的有 Paris 公式、Forman 公式、Zheng-Hirt 公式以及裂纹全程扩展公式。

在疲劳裂纹扩展速率的计算上，目前比较常用的有以下几个裂纹扩展模型<sup>[59]</sup>：

### (1) Paris 模型

1961 年，美国人 Paris 提出了计算恒幅荷载下裂纹扩展速率的 Paris 公式：

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.23)$$

式中， $\Delta K$  为应力强度因子范围， $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ ， $C$ ， $m$  为材料常数。此公式大体适用于各种材料亚临界裂纹扩展试验数据处理，且只适合描述第 2 区域的裂纹扩展行为。

### (2) Walker 模型

由于平均应力对  $da/dN$  有影响，Walker 用应力比  $R(\sigma_{\min}/\sigma_{\max})$  考虑平均应力的影响，提出以下计算公式：

$$\frac{da}{dN} = C \left[ \frac{\Delta K}{(1-R)^m} \right]^n \quad (2.24)$$

Walker 公式只适合描述第 2 区域的裂纹扩展行为。

### (3) Forman 模型

Paris 公式未反映平均应力对裂纹扩展速率的影响，也未反映应力强度因子  $\Delta K$  趋近于临界值  $K_{IC}$  时裂纹加速扩展的效应。考虑了上述因素，Forman 提出裂纹扩展速率又一表达式：

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^n}{(1-R)K_c - \Delta K} \quad (2.25)$$

Forman 公式适合描述第 2 区域和第 3 区域的裂纹扩展行为。

### (4) Zheng-Hirt 模型

Zheng Xiulin 和 Hirt 设计了一个较为合理的裂纹扩展模型，可以称为裂尖钝化开裂模型，进而在 Paris 模型基础上推导出了 Zheng-Hirt 公式。

$$\frac{da}{dN} = B(\Delta K - \Delta K_{th})^2 \quad (2.26)$$

式中， $B = 1/2\pi\sigma_{ff}^2$  为疲劳裂纹扩展系数， $\sigma_{ff}$  为固体材料的理论强度。此式适合描述第 1 区域和第 2 区域的裂纹扩展，式中不含无明确物理意义的实验待定参量，形式简单，便于工程应用。

### (5) 裂纹全程扩展模型

$$\frac{da}{dN} = \frac{4.8}{E^2} \cdot (\Delta K - \Delta K_{th})^{1/2} \cdot \left[ \frac{1}{\Delta K} - \frac{1}{(1-R)K_c} \right]^{-3/2} \quad (2.27)$$

该公式由王泓<sup>[60]</sup>通过大量实验于 2002 年提出，它由材料的本征性能参量(弹性模量  $E$ ，门槛值  $\Delta K_{th}$ ，断裂韧性  $K_c$ )和外部加载参量(循环应力强度因子  $\Delta K$ ，应力比  $R$ ) 所构成的函数关系确定。该公式量纲一致，各参量的物理意义明确适

用于描述3个区域的裂纹扩展。

## 2.7 本章小结

本章从断裂力学的发展历史入手,分析了断裂力学在近几十年的研究进程及成果,介绍了疲劳破坏的不同阶段,从受力特征和几何特征两个方面对裂纹进行分类并对每一类的特点进行了归纳。为了更好的对裂纹规律进行研究,首先基于线弹性理论的基本公式推导出裂纹尖端的应力应变场,进而得出了求解裂纹尖端应力强度因子的基本公式;同时,介绍了三种最主要的复合型裂纹断裂准则以解决裂纹扩展中的两个基本问题,即裂纹什么时候开始扩展和向哪个方向扩展;最后提出了裂纹扩展速率的,介绍了几种常见的疲劳裂纹扩展模型,为裂纹扩展数值模拟做了准备。



## 第3章 关键节点裂纹前缘应力强度因子分析

### 3.1 引言

如绪论所言，在实际运行过程中，磁浮道岔梁承受磁浮车辆行车荷载以及道岔梁在转辙过程中引起的位移荷载的作用。

本章首先将根据上海低速磁浮道岔梁的结构特点及其截面几何形状建立了道岔梁关键节点的有限元模型，并分析其分别在上述两种载荷作用下的应力分布情况。根据静力分析结果，在关键节点热点应力区域预制半椭圆形初始裂纹，依据线弹性断裂力学理论，运用专业的断裂分析软件 FRANC3D 建立含初始裂纹的道岔梁关键节点的三维边界元模型，计算热点处裂纹前缘的应力强度因子。在此基础上，将进一步分析裂纹应力强度因子随裂纹位置、荷载大小、裂纹大小以及裂纹形状的变化规律。

### 3.2 道岔梁关键节点有限元建模及静力分析

#### 3.2.1 磁浮道岔梁结构

上海磁浮试验线三开低速道岔梁为一五跨连续钢梁，总长约为 78m。钢梁下面设置了 6 个墩柱，见图 1.2，道岔梁基座固定在 0 号墩柱上，另外 5 个支座可沿设置在 1~5 号墩柱上的移动横梁侧向滑动<sup>[8]</sup>，从而实现道岔梁转辙换线的功能。上海磁浮道岔梁主要由主梁、肋板、导轨、动力轨、定子件和上盖板组成，其横截面如图 3.1 所示。

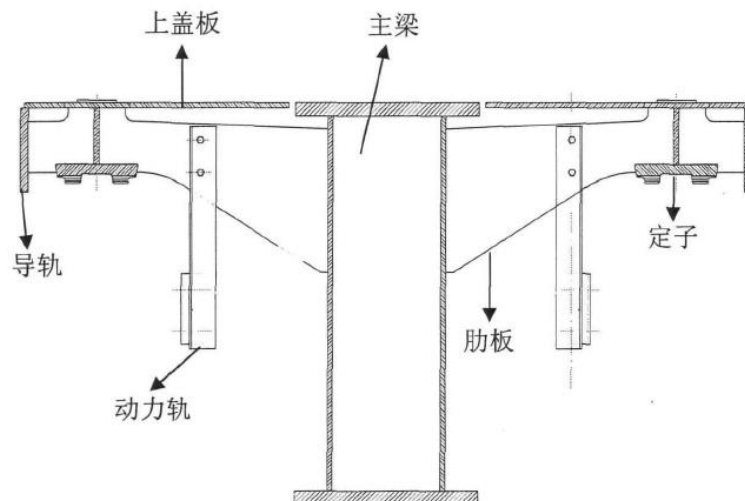


图 3.1 上海磁浮低速道岔梁横截面

由图可见，道岔梁主梁截面为箱形截面，上翼缘与两侧腹板通过肋板连接，

肋板与腹板之间的连接方式为焊接。翼缘上装有功能件，其中，定子件提供磁浮车辆悬浮力，动力轨提供磁浮车辆前进驱动力，导轨提供磁浮车辆转向导向力。磁浮车辆在运行中产生的上述三种作用力通过肋板传递至主梁腹板。为了抑制箱形梁的扭转及其局部变形，在箱形梁内设置了横隔板，与翼缘的支承肋板分布同一位置，每隔 0.812m 设置一块横隔板和肋板。在上表面横缝处铺设盖板，以减小空气对行车安全的影响。

### 3.2.2 磁浮道岔梁关键节点有限元建模

由上述磁浮道岔梁的结构形式及受力特点可知，肋板在传递磁浮车辆行车荷载时以及道岔梁在侧向移动过程中都将引起肋板根部焊接节点相对较高的应力。文献<sup>[7]</sup>的实测结果表明，道岔梁肋板与腹板之间的焊接节点是道岔梁的疲劳危险点，为道岔梁的关键节点。

为研究磁浮道岔梁在服役过程中，关键节点在存在初始缺陷时的疲劳裂纹扩展特性，本文采用 ABAQUS 软件建立了磁浮道岔梁关键节点局部有限元模型，如图 3.2 所示。模型中各构件板厚均为 20mm，焊缝几何尺寸为腹板焊脚  $h_{f1}=8\text{mm}$ ，肋板焊脚  $h_{f2}=12\text{mm}$ ，如图 3.3 所示。单元类型主要为 C3D8R 实体单元，为较精确模拟焊趾处的应力集中，焊缝及肋板上焊接热影响区采用 C3D20R 实体单元。材料参数参考文献<sup>[61]</sup>中桥梁结构钢 14MnNbq，弹性模量为  $E=210\text{GPa}$ ，屈服强度  $\sigma_s = 390\text{MPa}$ 。

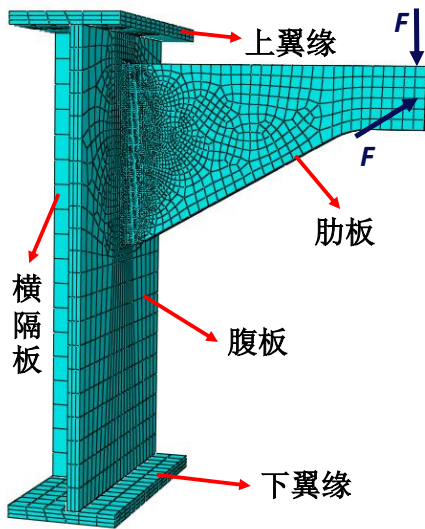


图 3.2 关键节点有限元模型

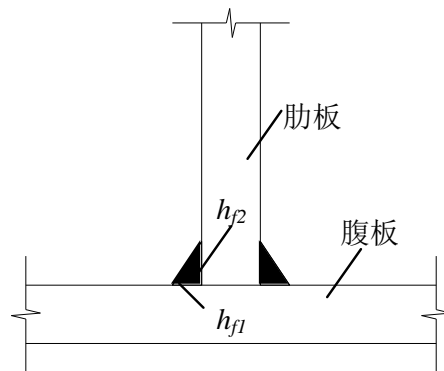


图 3.3 焊缝示意图

在建模过程中，进行了如下简化：

- (1) 在梁长度方向以肋板所在截面为中心，向两侧各截取 0.2m 长度作为

模型的基本计算长度。

(2) 考虑到道岔梁横截面的几何对称性以及受力的对称性，且研究目的为关键节点的疲劳裂纹扩展特性，本文以横截面中线所在的面为对称中心，取半结构进行模拟分析，对称面上采用固定端的约束方式。

(3) 模型中简化了翼缘上的功能件的几何建模，而在肋板悬臂端施加竖向肋板面内集中力来模拟列车行车荷载，在肋板悬臂端面外施加水平位移荷载来模拟道岔梁在转辙过程中的位移荷载。

### 3.2.3 道岔梁关键节点静力分析

本节主要分析关键节点在面内集中荷载和面外位移荷载作用下的应力分布特征，以获得关键节点热点应力区域及应力集中情况。

分别在肋板悬臂端面内施加不同大小集中荷载和面外位移荷载。当面内集中荷载为 20kN，面外位移荷载为 5mm 时，计算所得应力大小与文献<sup>[7]</sup>实测结果相近，应力分布云图分别如图 3.4、图 3.5 所示。

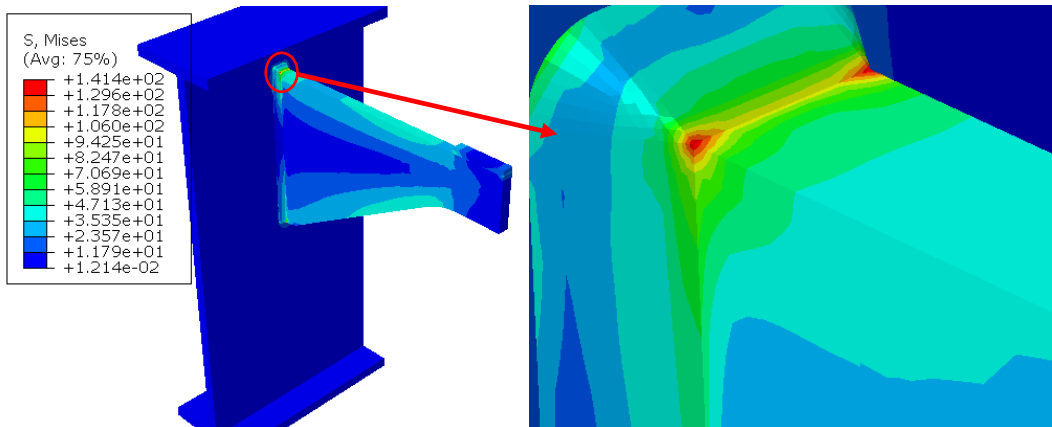


图 3.4 面内集中荷载作用下应力分布云图

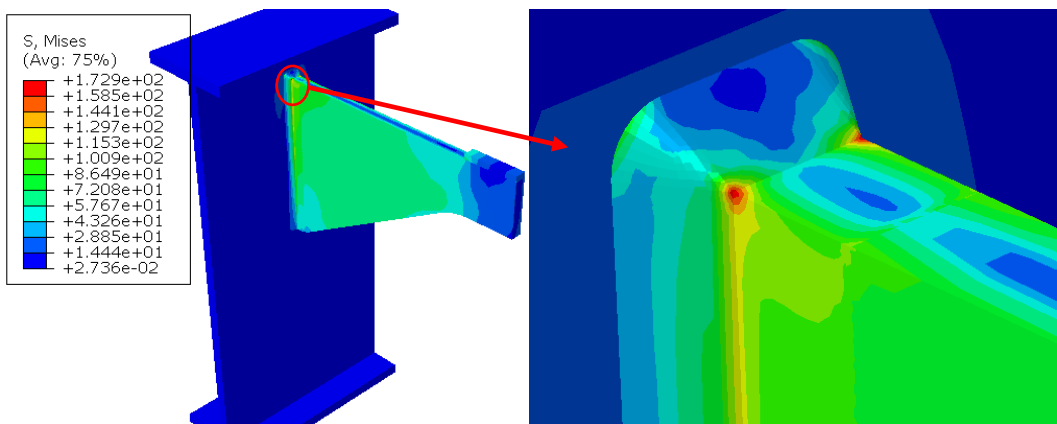


图 3.5 面外位移荷载作用下应力分布云图



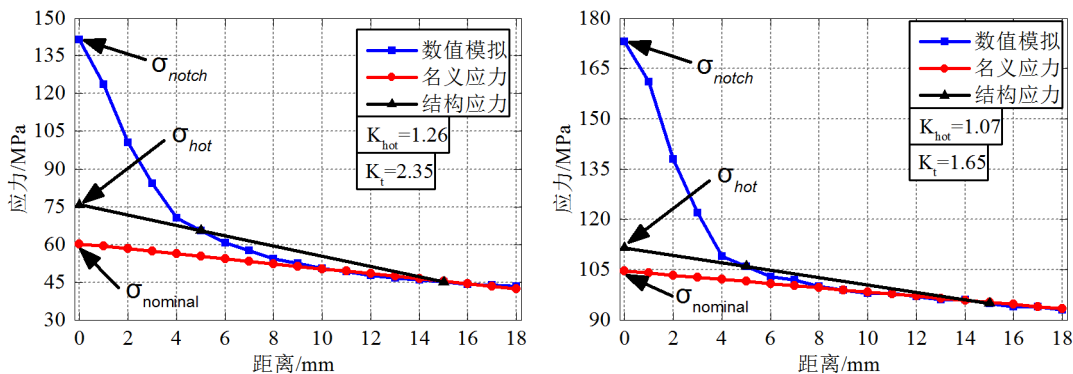
由图 3.4 可知，当肋板悬臂端受面内集中荷载作用时，肋板根部上端焊趾处应力最大，大小为 141.4MPa。由于肋板几何形状的不对称性，肋板根部下端焊趾处应力比上端应力小，大小为 100 MPa。由图 3.5 可知，当肋板悬臂端受面外位移荷载作用时，应力最大处也为肋板根部上端焊趾处，大小为 172.9 MPa。同样由于肋板平面几何尺寸的特点，肋板根部下端焊趾处应力比上端应力小，大小为 66.2MPa。根据以上分析，肋板根部焊趾上端点为关键节点的疲劳危险点。

为进一步了解危险点附近区域的应力分布情况，有必要对疲劳危险点处的热点应力和应力集中情况进行分析。应力集中是指结构或构件的局部区域的最大应力值比名义应力值高的现象。结构应力是指焊趾附近仅考虑结构几何构造引起的应力集中而得到的局部应力，结构应力一般在焊趾处达到最大值，称为热点应力<sup>[62]</sup>。本文 Mises 热点应力的计算采用两点线性外推法，外推点为距离热点 5mm 和 15mm 处。而缺口应力包含了焊缝形状和几何尺寸的影响，这是切口应力与热点应力的不同之处。热点应力集中系数和缺口应力集中系数计算公式如下：

$$K_{hot} = \frac{(\sigma_{hot})_{max}}{\sigma_{nominal}} \quad (3.1)$$

$$K_t = \frac{(\sigma_{notch})_{max}}{\sigma_{nominal}} \quad (3.2)$$

根据上述有限元计算结果，分析热点附近垂直焊趾 18mm 距离范围内的应力分布情况，如图 3.6 所示。其中，数值模拟应力是指 ABAQUS 数值计算得到的结果，结构应力为由外推点线性拟合得到。名义应力为外推点以外所有点的线性拟合结果。由图 3.6 可知，焊趾处的应力集中现象明显，面内荷载作用下热点应力集中系数和缺口应力集中系数分别为 1.26 和 2.35，面外荷载作用下相应系数则分别为 1.07，1.65，由此可知，面内集中荷载作用下的应力集中比面外位移荷载作用下的应力集中严重。



(a) 面内荷载 F=20kN

(b) 面外荷载 F=5mm



图 3.6 垂直焊趾距离热点 18mm 范围内的应力分布情况

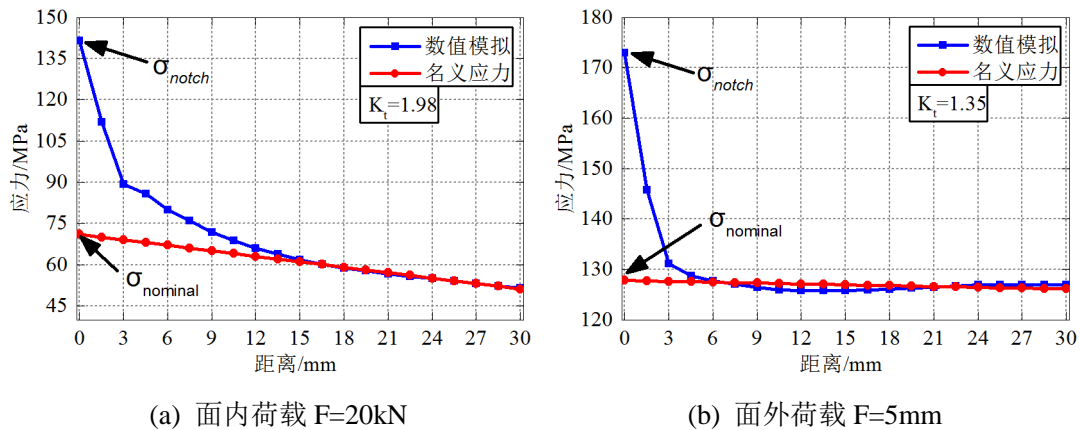


图 3.7 沿焊趾距离热点 30mm 范围内的应力分布情况

图 3.7 给出了热点附近沿焊趾 30mm 距离范围内的应力分布情况, 由图可见, 在该方向上面内荷载引起的应力集中也较面外荷载作用引起的应力集中严重。对比图 3.6、图 3.7 中缺口应力集中系数可知, 垂直焊缝方向的应力集中比沿着焊缝方向的应力集中严重。

### 3.3 初始裂纹应力强度因子分析

#### 3.3.1 FRANC3D V7.0 简介

在断裂力学计算分析中的一个非常重要因素是得到含裂纹体构件的应力强度因子, 对于一些构形复杂的裂纹结构, 它们的断裂力学计算分析一般只能依赖数值方法进行。相应的一些大型通用有限元软件如 ANSYS, ABAQUS 等和边界元软件如 BEASY, FADD3D 等也都能够进行断裂力学分析。但是, 断裂力学分析只是它们功能的一部分, 不可能做到深入和全面。FRANC3D V7.0 (FRacture ANalysis Code 3D/Version 7.0) 是美国 FAC 公司 (Fracture Analysis Consultants, Inc.) 开发的新一代裂纹分析软件, 用来计算工程结构在任意复杂的几何形状、载荷条件和裂纹形态下的三维裂纹扩展和疲劳寿命, 它基于有限元软件进行断裂力学计算, 与 ANSYS、ABAQUS 和 NASTRAN 等有接口。

FRANC3D V7.0 采用边界元法来计算断裂力学参数和裂纹扩展寿命, 其工作流程如图 3.8 所示:

(1) 建立完整的有限元模型。使用有限元前处理工具创建不含裂纹的网格模型, 一般情况下, 将裂纹扩展区域定义成子模型, 以提高计算的速度;

(2) 引入裂纹。FRANC3D V7.0 读取子模型, 在子模型中引入裂纹后, 对子模型进行网格重新划分, 然后含有裂纹的子模型和剩余模型部分被重新整合;

(3) 执行有限元计算。将带有初始裂纹的网格自动提交给有限元软件 (ABAQUS) 进行计算;

(4) 裂纹扩展预测。FRANC3D V7.0 自动读取应力分析结果计算所有裂纹前缘节点的应力强度因子, 进行裂纹扩展分析, 更新裂纹前缘位置, 重新划分子模型网格;

(5) 执行新的有限元计算。FRANC3D V7.0 将更新后的含有新的裂纹前缘的模型提交一个新的有限元分析。

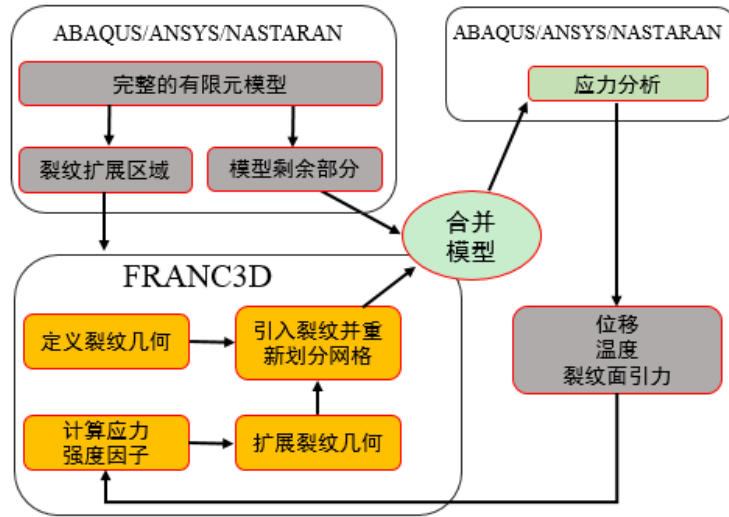


图 3.8 FRANC3D V7.0 的工作流程

### 3.3.2 初始裂纹的引入

根据上节中的静力分析结果, 肋板根部焊趾上端为应力热点, 疲劳危险部位, 因此, 本节在该区域引入初始裂纹。首先, 读入前述 ABAQUS 有限元模型的 Input 文件。为提高计算效率, 截取热点附近区域为子模型, 如图 3.9 (b) 所示。将裂纹引入在子模型上, 剩余部分为全局模型, 见图 3.9 (a)。

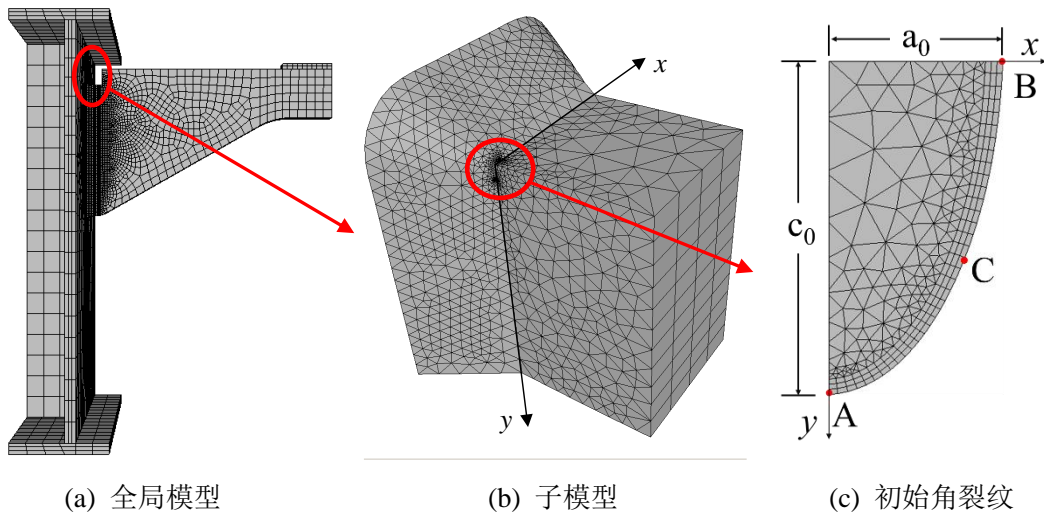


图 3.9 含初始裂纹几何模型及初始裂纹形状

有国外研究机构进行了大量的结构疲劳试验<sup>[63-65]</sup>,从他们所做的疲劳实验破坏试样断口上也可以看出疲劳裂纹在扩展过程中基本上保持半椭圆形状。国内学者周太全等人所作的常应力幅焊接构件的疲劳实验<sup>[66]</sup>也表明了这一点。有文献指出,程中由焊接缺陷引起的微裂纹长度一般在 0.5~2mm 取值<sup>[67]</sup>。因此本文中引入的初始裂纹形状均为四分之一椭圆形(角裂纹)或半椭圆形(面内裂纹)。因此,在热点部位引入尺寸为短轴  $a_0=1\text{mm}$ ,长轴  $c_0=2\text{mm}$  初始角裂纹,短轴位于肋板厚度方向(图中  $x$  方向),长轴位于肋板平面内沿焊趾方向(图中  $y$  方向),见图 3.9 (c)。

### 3.3.3 裂纹应力强度因子的计算

裂纹几何形状是三维的,FRANC3D 对于三维裂纹的处理,是在裂纹前缘上的每一个节点上,建立一个与该点切线方向正交的平面,然后分别在每个正交面内使用二维裂纹理论计算应力强度因子,如图 3.10 所示。

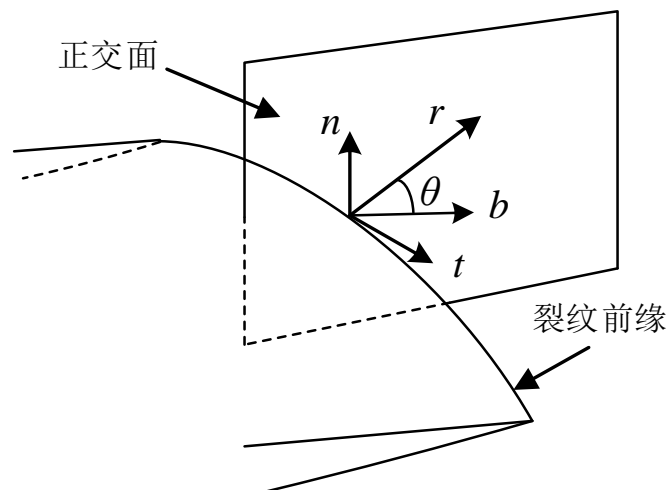


图 3.10 FRANC3D 中三维裂纹的处理方法

FRANC3D 应力强度因子的计算是通过位移相关技术获得的,通过裂纹张开或滑动(opening and sliding)位移计算。对于 I 型裂纹使用裂纹张开位移(COD—Crack Opening Displacement)计算 I 型应力强度因子,对于 II 型裂纹使用裂纹滑动位移(CSD—Crack Sliding Displacement)来计算 II 型应力强度因子,对于 III 型裂纹使用裂纹撕裂位移(CTD—Crack Tearing Displacement)来计算 III 型应力强度因子。应力强度因子可以通过裂纹前缘单元的节点位移得到,也可以通过一个距离裂纹前缘的一个固定值得到,它们得到的结果通常是一致的<sup>[68]</sup>。

进行应力强度因子的计算之前,必须首先进行静力分析求得裂纹前缘单元的

节点位移,对含初始裂纹的道岔梁关键节点模型施加 3.2.3 节中静力分析相同的边界条件。在面内 20kN 集中荷载作用下的裂纹最大张开位移为 0.00013mm,面外 5mm 位移荷载作用下的裂纹最大张开位移为 0.00038mm。

图 3.9 (c) 为裂纹面的网格,为更好的描述角裂纹的应力强度因子的分布及裂纹扩展规律,选取图中 A、B 和 C 三点为参考点。A、B 分别为肋板面内和厚度方向表面的点,它们的应力强度因子直接决定裂纹在肋板表面的扩展规律;C 为裂纹前缘的中间点,可以表征裂纹在肋板内部的扩展情况。

图 3.11 为两种荷载作用下裂纹前缘应力强度因子的分布曲线,横坐标轴采用归一化裂纹前缘长度来表示裂纹因子所在的位置,指椭圆型裂纹前缘上的某一点到起始点(A)的弧长与整个弧长的比值,如图 3.9 (c) 中所示的 A、B、C 点的归一化长度分别为 0、1、0.5。

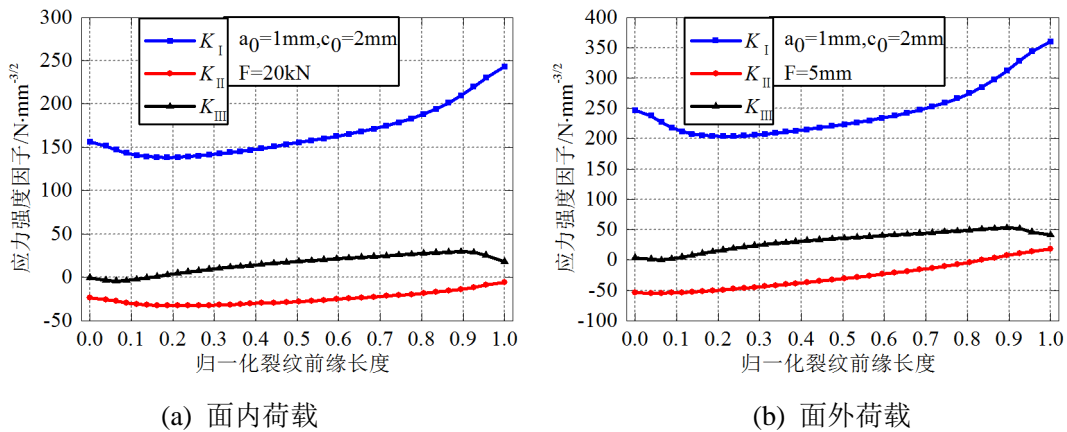


图 3.11 应力强度因子沿裂纹前缘分布曲线

从图 3.11 (a) 可知,在面内 20kN 的集中荷载作用下, I 型应力强度因子最大值为  $243.3 \text{ N mm}^{-3/2}$ ,最小值为  $138.6 \text{ N mm}^{-3/2}$ ,裂纹应力强度因子大小呈现出从 A 点到 B 点先小幅减小后增大的变化规律, B 点应力强度因子大于 A 点,即肋板厚度方向表面上的裂纹应力强度因子大于肋板平面内表面上的裂纹应力强度因子。II 型应力强度因子最大值为  $-6.0 \text{ N mm}^{-3/2}$ ,最小值为  $-32.5 \text{ N mm}^{-3/2}$ , II 型应力强度因子沿裂纹前缘分布规律类似于 I 型应力强度因子。III 型应力强度因子最大值为  $29.5 \text{ N mm}^{-3/2}$ ,最小值为  $-4.2 \text{ N mm}^{-3/2}$ , III 型应力强度因子大小基本上呈现从 A 点到 B 点上增大的变化规律,在靠近表面处略有减小。

从图 3.11 (b) 可知,在面外 5mm 的位移荷载作用下, I 型、II 型、III 型裂纹应力强度因子沿裂纹前缘的分布规律与面内集中荷载作用下类似。其中 I 型裂纹应力强度因子最大值为  $359.9 \text{ N mm}^{-3/2}$ ,最小值为  $203.9 \text{ N mm}^{-3/2}$ ; II 型裂纹应力强度因子最大值为  $18.5 \text{ N mm}^{-3/2}$ ,最小值为  $-54.5 \text{ N mm}^{-3/2}$ ; III 型裂纹应力强度因子最大值为  $52.8 \text{ N mm}^{-3/2}$ ,最小值为  $0 \text{ N mm}^{-3/2}$ 。

对初始裂纹前缘的三种应力强度因子进行比较可以发现,在两种荷载作用下的 I 型应力强度因子均比 II 型 III 型应力强度因子大得多,因此裂纹在初始阶段表现为张开型裂纹为主的复合型裂纹。而且  $K_I$  均呈现出总体上从 A 点到 B 点增大的分布规律,因此裂纹在肋板厚度方向上的扩展速度将大于裂纹在肋板平面内方向上的扩展速度。

### 3.4 初始裂纹应力强度因子的影响因素

根据应力强度因子理论可知,应力强度因子的大小与加载方式、载荷大小、裂纹长度及裂纹体几何形状有关。由上节分析可知,焊趾裂纹前缘的 I 型应力强度因子  $K_I$  占主导地位,比其他两种应力强度因子大得多,因此分别对载荷大小、裂纹大小和裂纹形状对 I 型应力强度因子的影响进行研究。由 3.2 节关键节点静力分析可知,道岔梁关键节点危险点为焊趾热点,但考虑到初始焊接缺陷有可能出现在焊缝不同的部位,因此这里也将研究初始裂纹位置对应力强度因子的影响。

#### 3.4.1 裂纹位置的影响

为了研究不同个裂纹位置对裂纹应力强度因子的影响,分别建立了如图 3.12 所示的 3 个不同位置下的初始裂纹分析模型,3 个不同位置间隔相等,相邻间距为 10mm,其中 Crack1 位于疲劳热点处,裂纹形状为部分穿透型角裂纹,示意图见图 3.9 (c), Crack2、Crack3 位于肋板面内焊趾处,裂纹形状为部分穿透型面内裂纹,如图 3.13 所示。图中半椭圆短轴  $a_0$  为沿厚度方向的初始裂纹长度,长轴  $c_0$  为表面方向上的半裂纹长度。本小节中,3 个不同位置下的裂纹的长短轴半径相等,取  $a_0=c_0=1\text{mm}$ 。与角裂纹类似,为更好的描述面内裂纹的应力强度因子的分布及裂纹扩展规律,选取图中 A、B 和 C 三点为参考点。A、C 分别为肋板面内表面焊趾上的点,它们的应力强度因子直接决定裂纹在肋板表面的扩展规律;B 为裂纹前缘的中间点,可以表征裂纹在肋板厚度方向上的扩展情况。

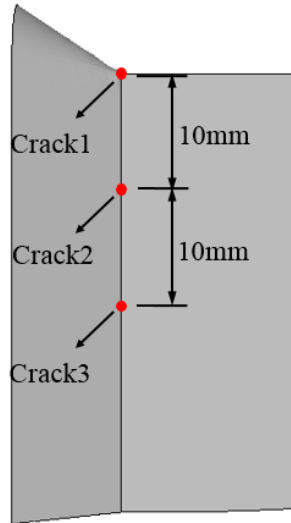


图 3.12 初始裂纹的不同位置

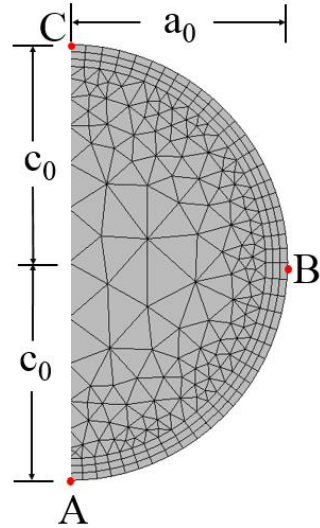


图 3.13 初始面内裂纹

图 3.14 给出了不同裂纹位置下的应力强度因子分布曲线图。从图中可以看出，当  $a_0$  与  $c_0$  相等的时候，角裂纹和面内裂纹的三种应力强度因子基本上呈两端大中间小的对称分布的形式。随着初始裂纹位置从焊趾端部热点处沿焊趾向肋板内部移动，裂纹应力强度因子逐渐降低，Crack1 处裂纹应力强度因子远大于 Crack2 和 Crack3 处的裂纹应力强度因子，这与热点处的应力集中有很大关系；而 Crack2 处的应力强度因子只略大于 Crack3 处的应力强度因子。对比图 3.14 (a) 和图 3.14 (b) 可以发现，图 3.14 (a) 中三条曲线的距离比图 3.14 (b) 大，说明在面内荷载作用下裂纹应力强度因子大小对位置的变化相对于面外荷载作用敏感一些。上述变化规律与前面静力分析中热点附近的应力分布情况一致。

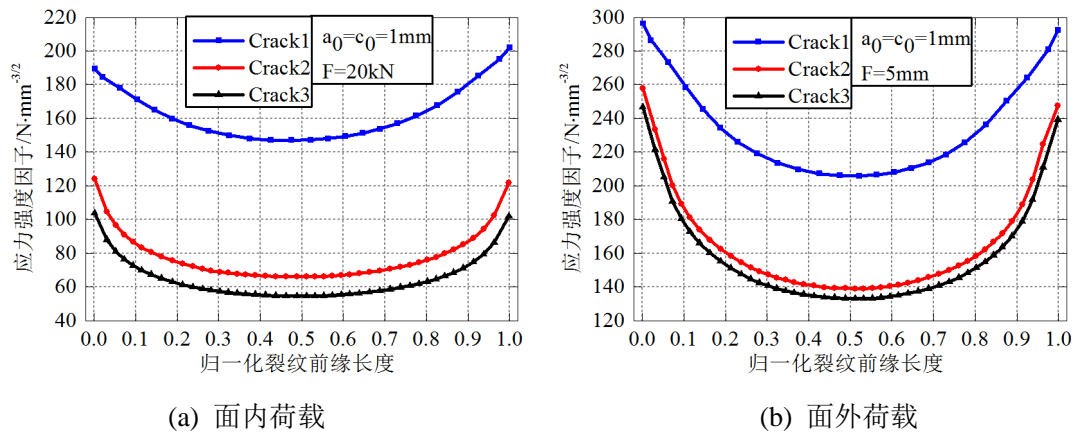


图 3.14 不同裂纹位置下的应力强度因子  $K_I$  分布曲线

### 3.4.2 荷载大小的影响

为了分析荷载大小对应力强度因子的影响，分别计算面内荷载为 20kN、30kN、40kN，面外荷载为 3mm、5mm、7mm 六种情况下的 I 型应力强度因子大小。初



始裂纹位置在热点处，初始裂纹尺寸为  $a_0=1\text{mm}$ ， $c_0=2\text{mm}$ 。

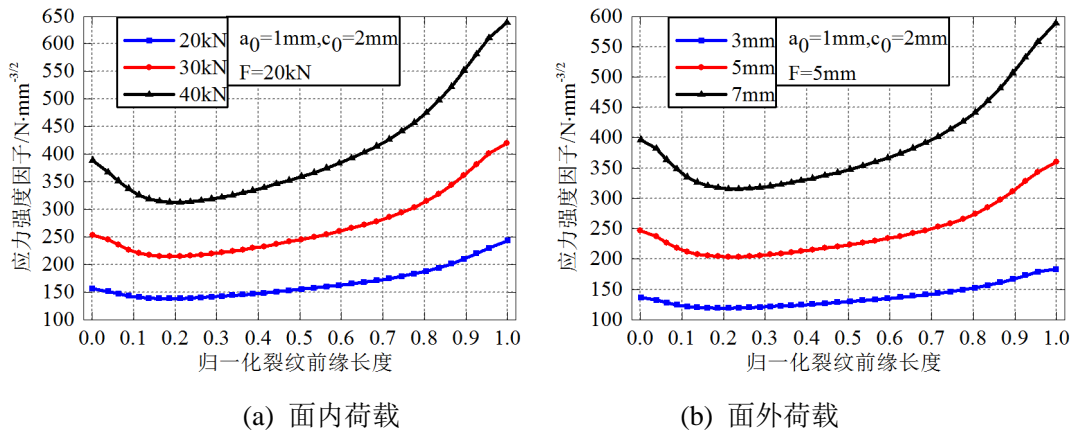


图 3.15 不同荷载作用下应力强度因子  $K_I$  分布曲线

图 3.15 为不同荷载作用下应力强度因子  $K_I$  分布曲线。由图可知，随着荷载增加，裂纹前缘应力强度因子  $K_I$  随之显著增大，且  $K_I$  沿裂纹前缘先小幅减小后增大的变化规律保持不变。面内荷载为 20kN、30kN 和 40kN 时的最大裂纹应力强度因子分别为  $242.9 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ 、 $420.2 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-3/2}$  和  $638.8 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ ；面外荷载为 3mm、5mm、7mm 时的最大裂纹应力强度因子分别为  $182.8 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ 、 $359.9 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-3/2}$  和  $588.9 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ 。图 3.16 给出了裂纹前缘上 A、B 和 C 点的应力强度因子  $K_I$  随荷载的变化规律，由图可知， $K_I$  与荷载大小呈近似的线性关系。

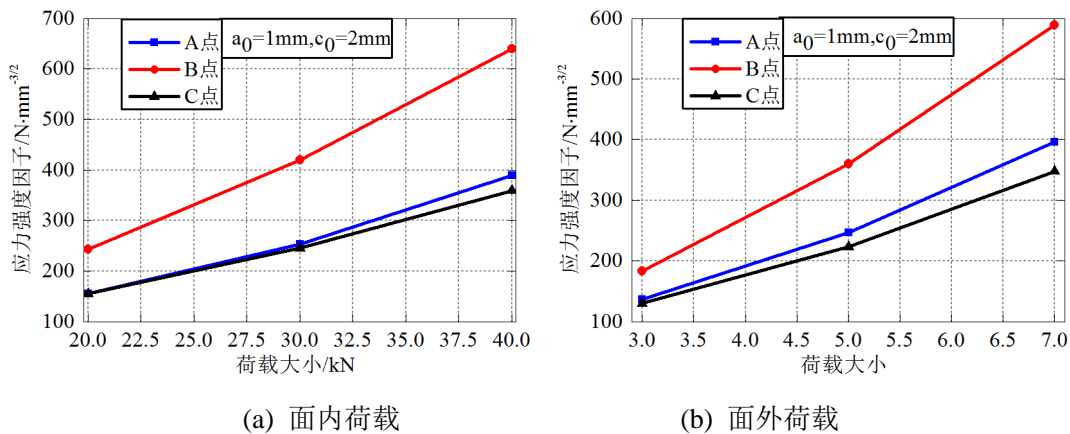


图 3.16 应力强度因子  $K_I$  随荷载的变化规律

### 3.4.3 裂纹大小的影响

为了研究裂纹大小对应力强度因子  $K_I$  的影响，此处仍然采用半圆形初始裂纹。分别计算初始裂纹半径为 0.5mm、1mm、3mm 和 5mm 时在面内面外两种荷载作用下的应力强度因子大小。初始裂纹位置在热点处，荷载大小为面内荷载  $F=20\text{kN}$ ，面外荷载  $F=5\text{mm}$ 。

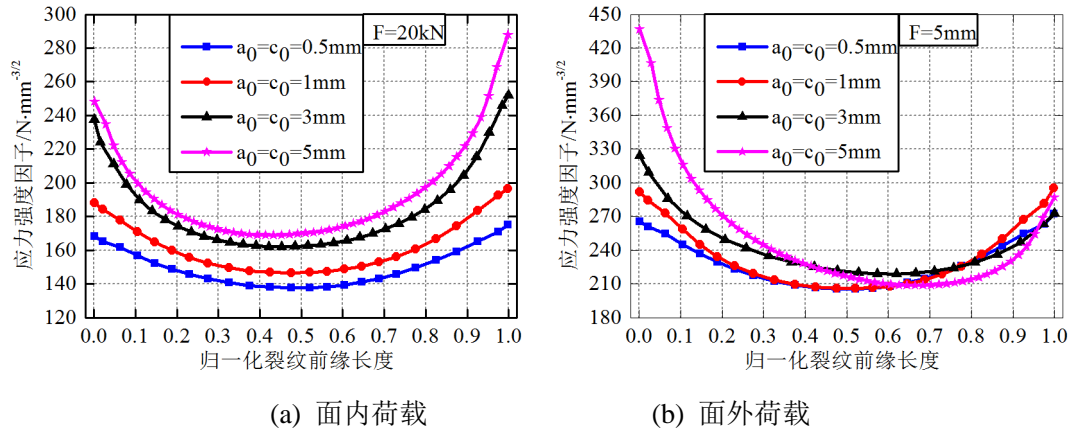


图 3.17 不同初始裂纹半径时应力强度因子  $K_I$  分布曲线

图 3.17 给出了不同初始裂纹半径时应力强度因子  $K_I$  分布曲线。在面内荷载作用下，应力强度因子  $K_I$  基本能保持两端小中间大的对称分布规律，且随着初始裂纹半径的增大， $K_I$  随之逐渐增大。在面外荷载作用下，应力强度因子  $K_I$  的对称分布规律随着裂纹半径的增大逐渐消失，A 点应力强度因子大于 B 点应力强度因子的大小。在 A 点处，应力强度因子的大小随裂纹半径的增加逐渐增加，而在 B 点处，应力强度因子与裂纹半径并无直接关系，基本保持不变。

### 3.4.4 裂纹形状的影响

建立图 3.9 (c) 所示的四分之一椭圆形初始角裂纹时，保持短轴  $a_0$  不变，长轴半径  $c_0$  分别取 1mm、2mm、3mm、4mm 和 5mm，进而得到不同形状的初始裂纹模型。分别计算在面内面外两种荷载作用下以上各初始裂纹形状的裂纹前缘应力强度因子。初始裂纹位置在热点处，荷载大小为面内荷载  $F=20\text{kN}$ ，面外荷载  $F=5\text{mm}$ 。

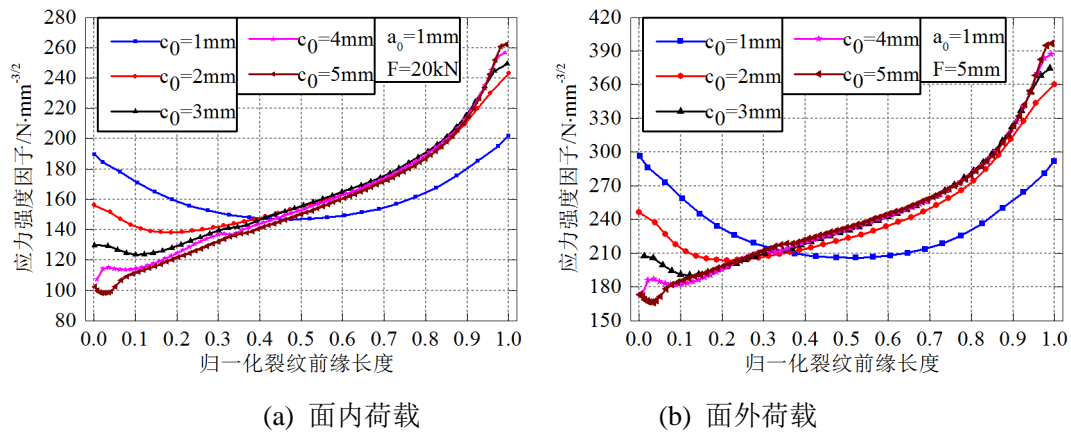


图 3.18 不同初始裂纹形状时应力强度因子  $K_I$  分布曲线



图 3.18 给出了不同初始裂纹长轴半径时应力强度因子  $K_I$  分布曲线。对比图 3.18 (a) 和图 3.18 (b) 可以发现, 随初始裂纹长轴半径的变化, 裂纹应力强度因子在面内荷载和面外荷载作用下的变化规律基本相同。只有当初始裂纹长轴和短轴半径相等时, 应力强度因子  $K_I$  的分布是对称的。随着长轴半径的增加, 应力强度因子  $K_I$  逐渐转变为总体上增加的分布规律, 应力强度因子在 A 点出逐渐减小, 在 B 点处逐渐增加。而在裂纹中间点 C 点附近应力强度因子大体上相近。

### 3.5 本章小结

本章首先根据上海低速磁浮道岔梁的结构特点及其截面几何形状建立了道岔梁关键节点的有限元模型, 在静力分析的基础上, 在疲劳热点处引入初始裂纹, 并计算了热点处初始裂纹的裂纹前缘的应力强度因子。在此基础上, 分析了在面内面外两种荷载作用下裂纹应力强度因子  $K_I$  随裂纹位置、荷载大小、裂纹大小以及裂纹形状的变化规律。具体结论如下:

(1) 由静力分析的结果可知, 面内集中荷载作用下的应力集中程度比面外位移荷载作用下的应力集中程度严重, 垂直焊缝方向的应力集中程度比沿着焊缝方向的应力集中程度严重。

(2) 从初始裂纹应力强度因子的影响因素的对比分析中可以看出, 在不同随裂纹位置、荷载大小、以及裂纹形状时, 应力强度因子  $K_I$  在面内面外两种荷载作用下的分布规律基本相同。

(3) 在不同初始裂纹半径时, 应力强度因子  $K_I$  在面内面外两种荷载作用下的分布规律有所不同。主要表现为, 在面外荷载作用下, 裂纹前缘应力强度因子  $K_I$  的对称分布规律随着裂纹半径的增大逐渐消失, 而在面内荷载作用下, 这种对称性随着裂纹半径的增加能够得到较好的保持。



## 第4章 关键节点裂纹扩展分析及寿命估算

### 4.1 引言

第2章提到了多种裂纹扩展理论,其中使用最广泛的理论是最大周向正应力准则,即裂纹将沿最大周向正应力方向(即剪应力为零的方向)进行扩展。第3章建立了具有初始裂纹的有限元模型,分析了不同初始条件下裂纹应力强度因子的分布及变化规律。

本章首先将基于该裂纹扩展准则,结合 Paris 疲劳裂纹扩展模型,在第3章初始裂纹应力强度因子分析的基础上,借助专业的断裂分析软件 Franc3D 进一步探讨在裂纹扩展过程中裂纹应力强度因子的分布及变化规律,以及裂纹扩展轨迹的模拟、裂纹扩展过程中裂纹形状的变化和裂纹扩展寿命的预测。最后,用对比的方法研究分析裂纹位置、荷载大小、裂纹大小、和裂纹形状等不同初始条件对裂纹扩展轨迹和裂纹扩展寿命的影响。

### 4.2 FRANC3D 模拟疲劳裂纹扩展的方法

FRANC3D V7.0 可模拟工程结构构件在各种复杂的裂纹形态、几何形状和载荷工况下的三维裂纹扩展。FRANC3D V7.0 对于三位裂纹扩展问题的解决方法是,在扩展前将裂纹前缘离散成若干节点,在每个节点上定义一个与该点切线方向正交的平面,如图 3.9 所示,然后基于最大周向正应力准则,利用平面应变方程求解出这些点的裂纹扩展方向和应力强度因子值。它们的扩展尺寸则由各点相对应力强度因子的大小和用户确定的指定点的每一裂纹扩展步的裂纹扩展尺寸共同决定。裂纹扩展步是指在一定的裂纹扩展步长(即用户定义的裂纹扩展尺寸)下,裂纹从初始裂纹阶段到裂纹扩展的最终阶段所经历的裂纹扩展经过。比如初始裂纹尺寸是半径为 1mm 的半圆形裂纹,指定扩展步长为 0.1mm,则裂纹扩展一步之后的裂纹半径为 1.1mm。一般情况下,裂纹前缘上每个节点的扩展距离是不同的,FRANC3D V7.0 使用疲劳裂纹扩展模型来计算裂纹扩展。指定位于应力强度因子中值(median)上的节点的扩展距离,所有其它节点的扩展距离通过适当缩放获得。任一节点  $i$  的扩展距离的表达式为:

$$\Delta a_i = \Delta a_{median} \cdot \frac{\Delta K_i}{\Delta K_{median}} \quad (4.1)$$

式中:  $\Delta K_{median}$  ——应力强度因子中值;  $\Delta a_{median}$  ——定义的应力强度因子中值节点的裂纹扩展尺寸;  $\Delta K_i$  ——为任一节点的裂纹应力强度因子。

根据上式计算得到的裂纹扩展量以及由最大周向正应力准则确定的开裂角,

可得到裂纹前缘各个数据点扩展后的位置。新的裂纹前缘数据点是一系列的数值计算的结果，将这些点连线作为新裂纹前缘有时会出现振荡，甚至呈锯齿形，利用多项式曲线来拟合裂纹前缘可以消除这些振荡。

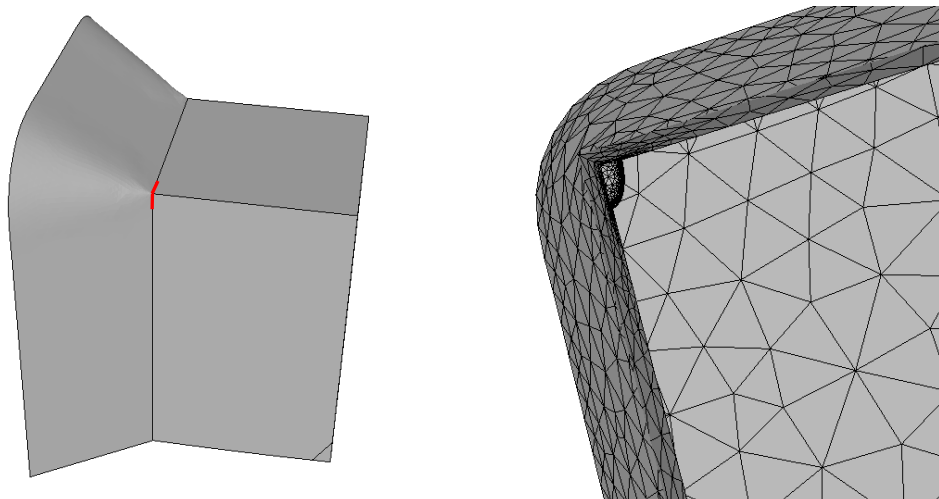
根据上述分析可知，FRANC3D V7.0 模拟任意三维裂纹扩展主要有以下三个步骤：（1）计算裂纹前缘上每个节点的局部裂纹扩展方向。（2）计算每个节点的局部裂纹扩展距离；（3）对扩展之后的新裂纹前缘进行光顺化处理。

### 4.3 热点处裂纹扩展特性分析

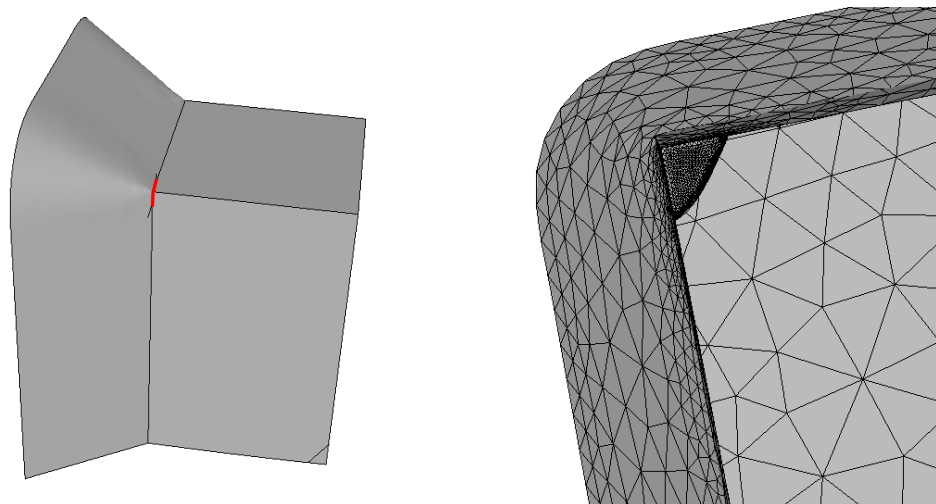
第 3 章静力分析得到了关键节点的疲劳热点，然后在热点处引入初始裂纹，分析了不同初始条件下初始裂纹的应力强度因子分布规律。本节将以热点处初始裂纹尺寸为  $a_0=1\text{mm}$ ， $c_0=2\text{mm}$  的初始裂纹模型为例，在面内面外两种荷载作用下进行疲劳裂纹扩展特性分析。其中，面内 20kN 集中荷载，应力比  $R=0$ ，应力幅为 141.4MPa；面外 5mm 位移荷载，应力比  $R=0$ ，常应力幅为 172.9MPa。（后文中在没有特别说明的情况下，面内荷载和面外荷载大小、应力比和应力幅均与此处相同）。包括裂纹扩展轨迹的模拟，裂纹扩展过程中应力强度因子的分析，裂纹扩展寿命的预测和裂纹形状变化规律的分析。

#### 4.3.1 裂纹扩展轨迹模拟

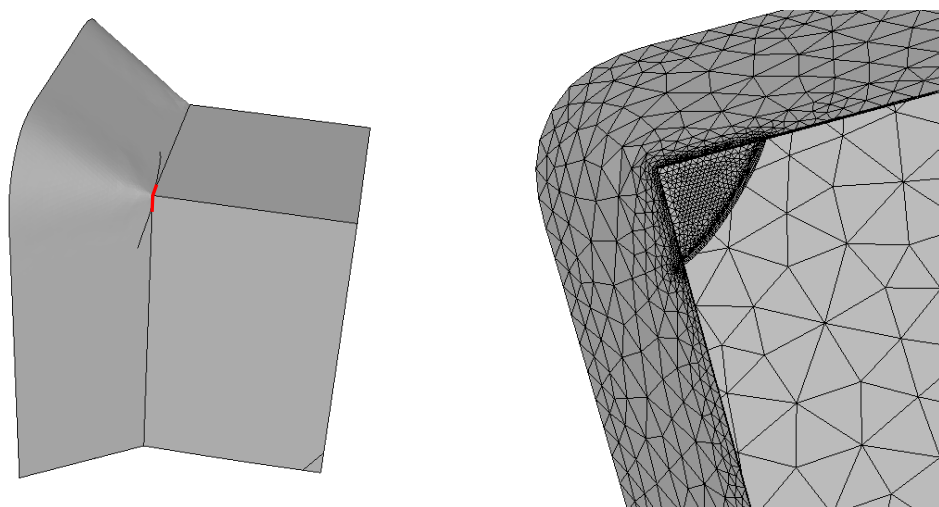
采用初始裂纹位置为疲劳热点处，初始裂纹尺寸为  $a_0=1\text{mm}$ ， $c_0=2\text{mm}$  的含初始裂纹关键节点有限元模型，在面内 20kN 集中荷载和面外 5mm 位移荷载两种荷载作用下进行疲劳裂纹自动扩展分析。面内荷载作用下，当板厚方向表面裂纹长度达到板厚时，停止分析，面外荷载作用下，当板厚方向表面裂纹长度达到板厚的 60%时，停止分析。总共进行了 20 步裂纹扩展分析，图 4.1 为裂纹在面内 20kN 荷载作用下逐步扩展过程中裂纹形状的变化（图中裂纹扩展轨迹中红色线段表示初始裂纹，左侧图为裂纹在构件表面的扩展轨迹，右侧图为裂纹面在构件内部的形状），由图可知，裂纹由热点部位的四分之一椭圆形初始角裂纹，逐渐向焊缝内部扩展，且在肋板厚度方向的扩展速度大于肋板平面内方向上扩展速度。其中，图 4.1（f）为裂纹扩展过程示意图。图 4.2 为面外 5mm 位移荷载作用下疲劳裂纹扩展过程，从图中可以看出，初始裂纹在肋板平面内向焊缝内扩展，在焊缝表面的裂纹轨迹基本为一条直线段，初始裂纹在肋板厚度方向向远离焊趾的方向扩展，扩展轨迹为一条弧线段，且在肋板厚度方向的扩展速度小于肋板平面内方向上扩展速度。其中，图 4.1（f）为裂纹扩展过程示意图。



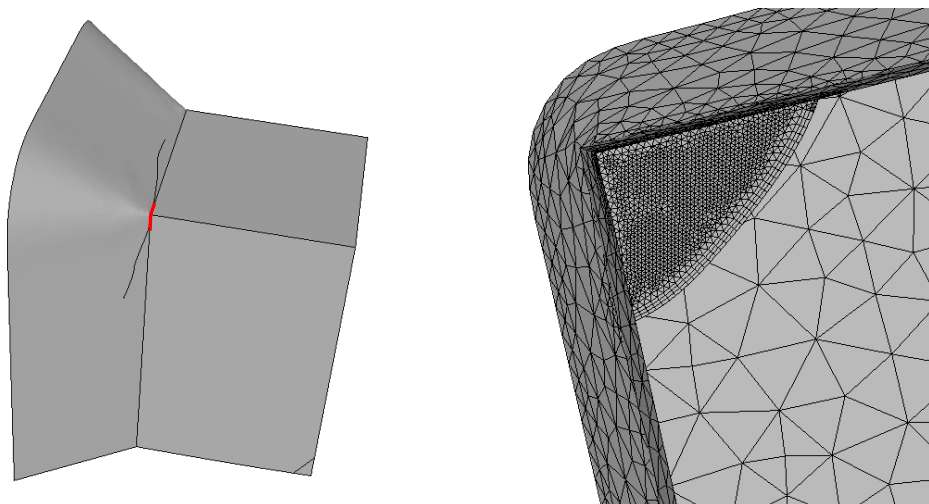
(a) 初始裂纹



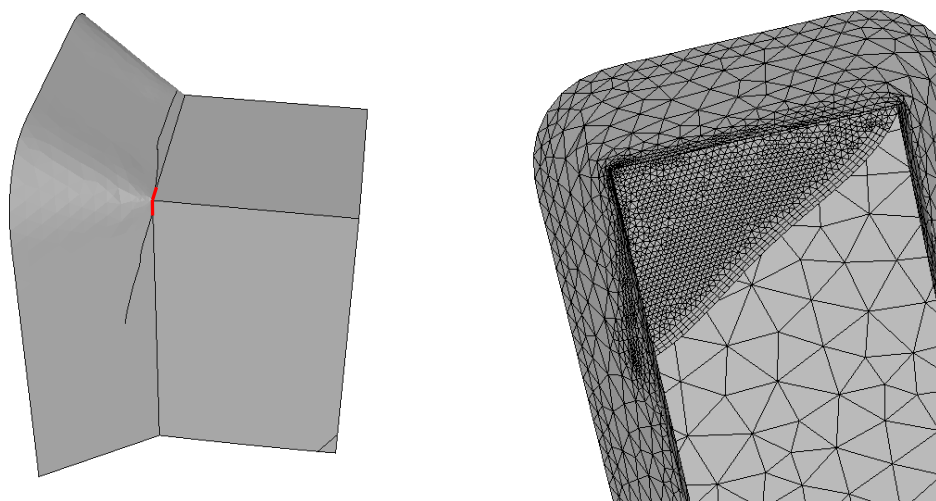
(b) 扩展 5 步



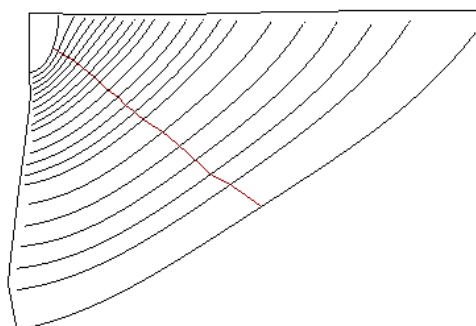
(c) 扩展 10 步



(d) 扩展 15 步

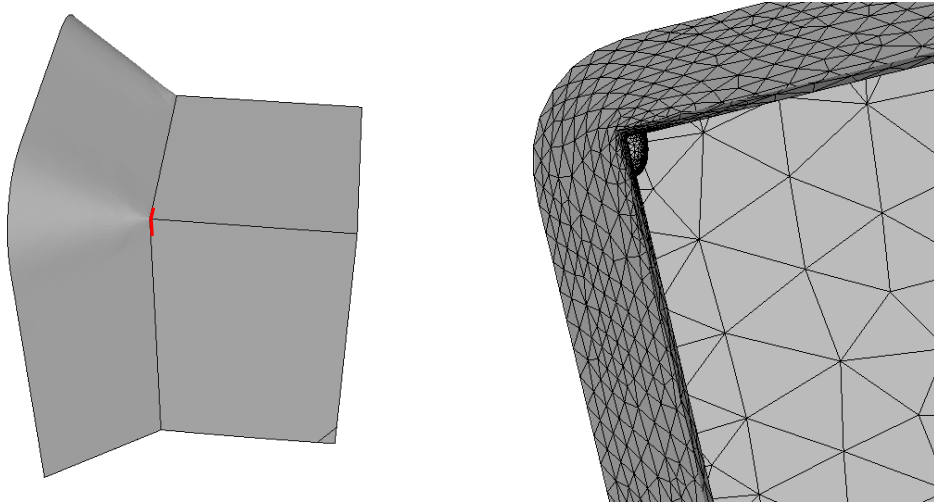


(e) 扩展 20 步

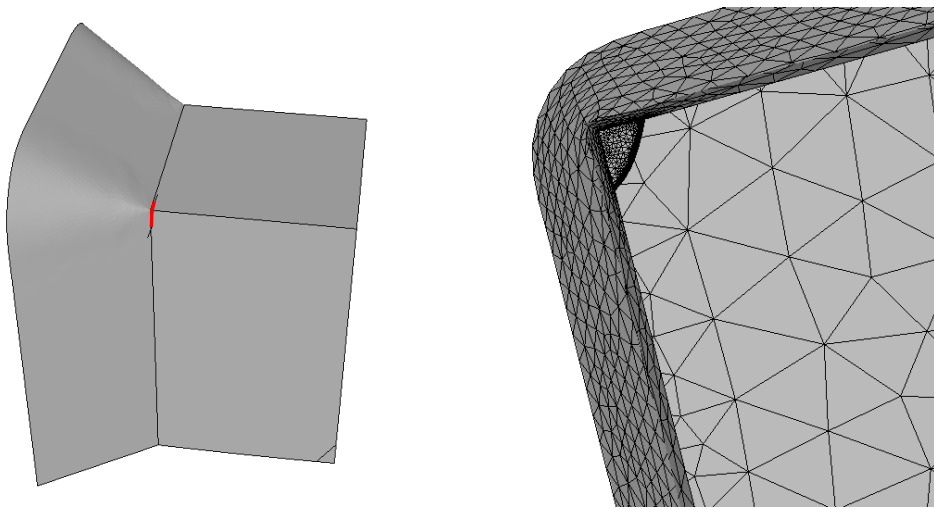


(f) 裂纹扩展过程示意图

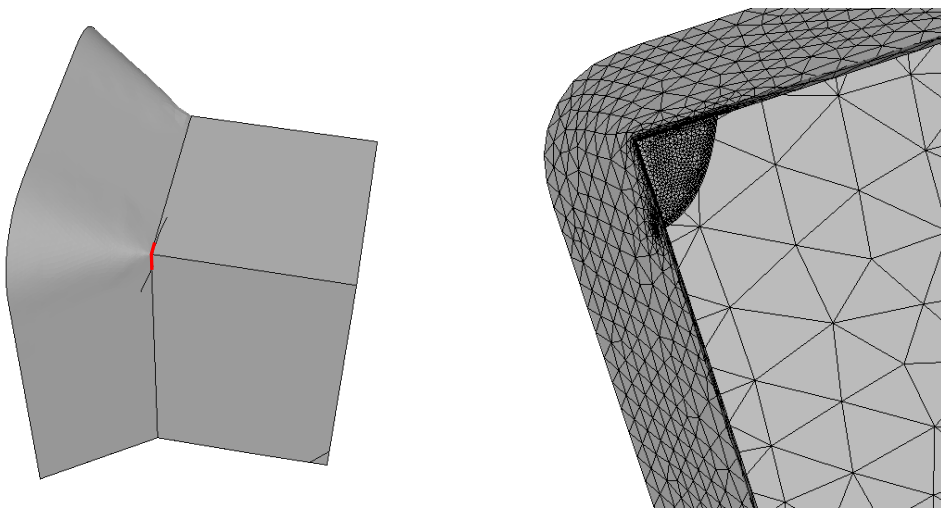
图 4.1 面内荷载作用下裂纹扩展过程



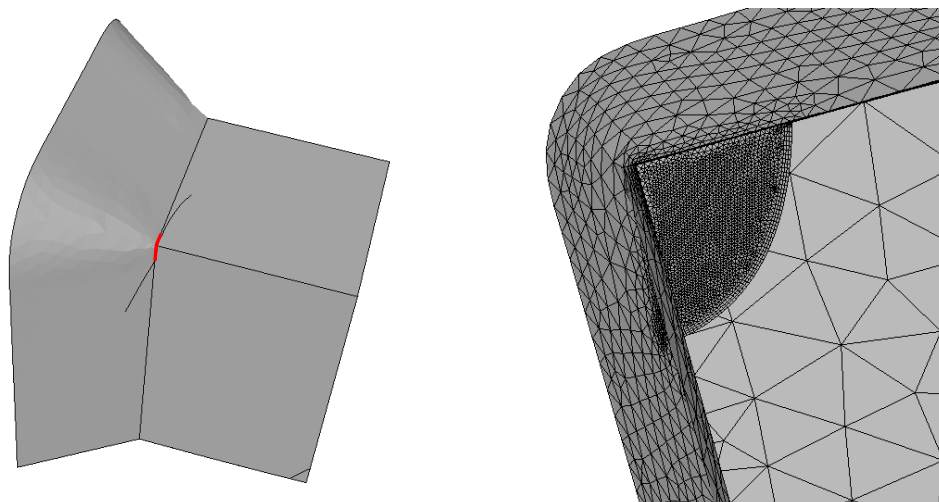
(a) 初始裂纹



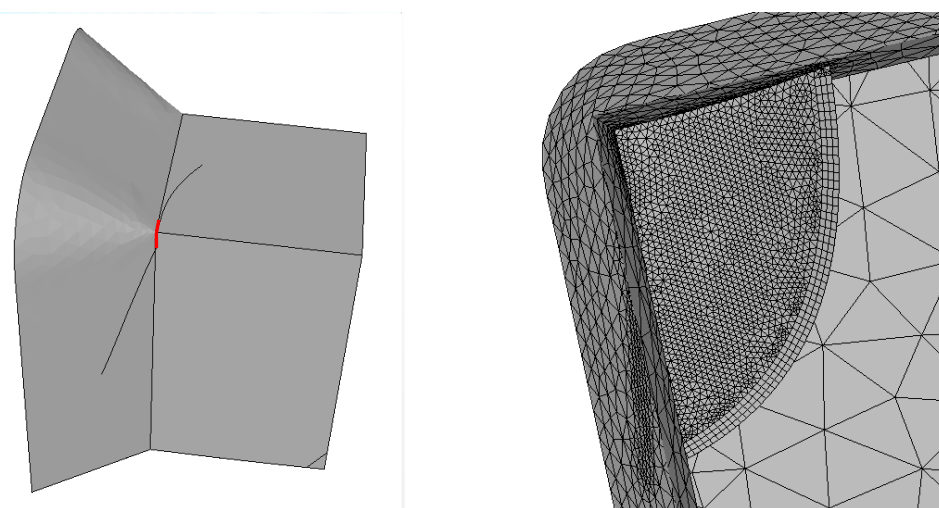
(b) 扩展 5 步



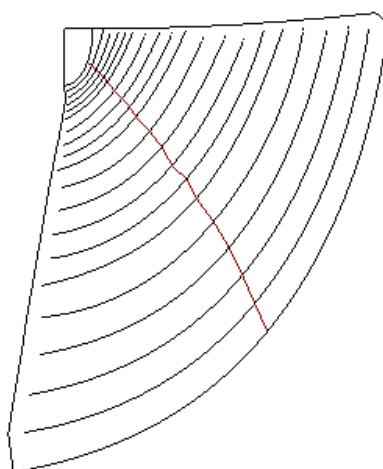
(c) 扩展 10 步



(d) 扩展 15 步



(e) 扩展 20 步



(f) 裂纹扩展过程示意图

图 4.2 面外荷载作用下裂纹扩展过程



### 4.3.2 裂纹应力强度因子分析

由应力强度因子的相关理论可知,应力强度因子决定了裂纹尖端附近的应力状态,而裂纹扩展尺寸和裂纹扩展方向也和应力强度因子有很大关系,裂纹扩展尺寸由各点相对应力强度因子的大小和由用户确定的应力强度因子中值点处裂纹扩展尺寸共同决定。同样,为更好的描述角裂纹的应力强度因子的分布及裂纹扩展规律,选取图 3.9 (c) 中 A、B 和 C 三点为参考点。

图 4.3 给出了初始裂纹以及经 5、10、15 和 20 步扩展后裂纹前缘的 I 型应力强度因子沿裂纹前缘的分布曲线。由图 4.3 (a) 可知,在面内 20kN 集中荷载作用下,每一扩展步裂纹应力强度因子  $K_I$  沿裂纹前缘应力强度因子的分布规律大致相同。除了在表面 A 点和 B 点处有小幅波动外,裂纹前缘 I 型应力强度因子  $K_I$  的值随着裂纹的扩展逐渐增大,且相对于 A 点和 C 点而言, B 点处的扩展速度增加较快。由图 4.3 (b) 可知,在面外 5mm 的位移荷载作用下,后续各扩展步的裂纹应力强度因子  $K_I$  沿裂纹前缘的分布初始裂纹应力强度因子  $K_I$  的分布有显著不同。在 A 点处,  $K_I$  的值随着裂纹的扩展在波动中小幅增加,在 C 点处  $K_I$  的值从初始裂纹扩展到第 5 步的过程中显著增加,而后随着裂纹的扩展缓慢降低,而在 B 点处  $K_I$  的值随着裂纹的扩展大幅下降。由此可以推测,在 A 点处裂纹扩展速度会缓慢增加,在 C 点处裂纹扩展速度将缓慢下降,在 B 点处裂纹扩展速度将大幅降低。这与上一节裂纹扩展轨迹模拟的所得结果相一致。

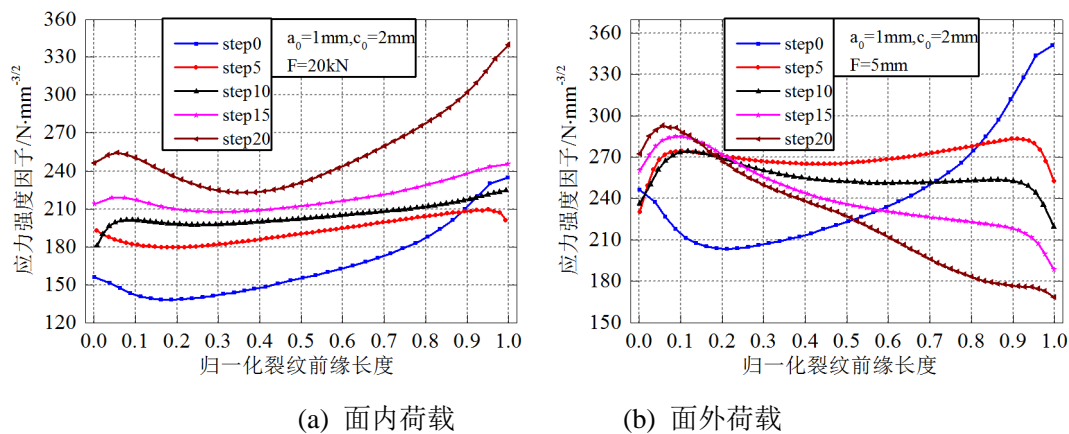


图 4.3 裂纹扩展过程中  $K_I$  分布曲线

由最大周向正应力准则知,裂纹扩展方向将直接决定于 II 型应力强度因子  $K_{II}$  和 I 型应力强度因子  $K_I$  的比值。因此,此处给出裂纹前缘中点 C 点处三类裂纹应力强度因子随裂纹扩展的而变化的曲线图,如图 4.4 所示。由图可知,在面内面外两种荷载下,裂纹在扩展的整个过程中,裂纹类型均为以 I 型为主的复合型裂纹。但是,由图 4.4 (a) 可以发现,  $K_{II}$  和  $K_{III}$  的值随着裂纹的扩展而逐步趋近于零,说明裂纹类型由复合型逐步转变为 I 型裂纹。而在图 4.4 (b) 中,  $K_{II}$  在

经历初始几个扩展步的波动后缓慢增加,  $K_{II}$  则在整个扩展过程中缓慢下降, 但在全过程中  $K_{II}$  和  $K_{III}$  的值相对  $K_I$  的值很小, 所以裂纹类型仍然为以 I 型为主的复合型裂纹。

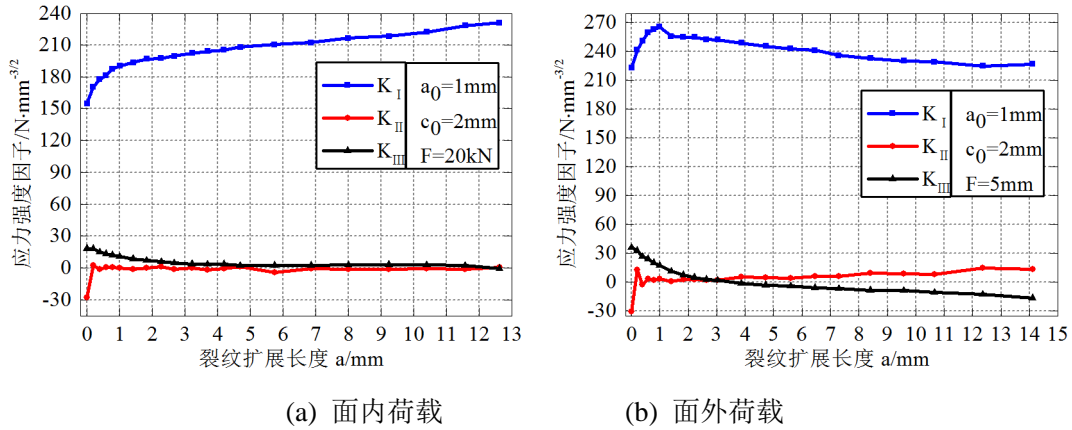


图 4.4 裂纹扩展过程中应力强度因子的变化曲线

### 4.3.3 裂纹扩展寿命分析

根据上一节中计算所得的应力强度因子与裂纹扩展长度之间的关系, 结合疲劳裂纹扩展速率模型, 可计算裂纹尺寸和施加载荷循环次数之间的关系。

在诸多疲劳裂纹扩展模型, 本文选取使用广泛的 Paris 公式作为预测疲劳裂纹扩展寿命的基本模型。这里再次给出 Paris 公式的表达式:

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \quad (4.2)$$

式中,  $a$  是裂纹长度,  $N$  是荷载循环次数,  $\Delta K$  取 I 型应力强度因子的变化范围  $\Delta K_I$ 。

本文所采用的材料桥梁钢 14MnNb<sup>[69]</sup> 的相关 Paris 参数为  $C=4.2 \times 10^{-12}$ ,  $m=2.98$ , 断裂韧性  $K_C$  为  $1881.78 N \cdot mm^{-3/2}$ 。分别计算初始裂纹模型在面内面外两种荷载作用下的疲劳寿命。

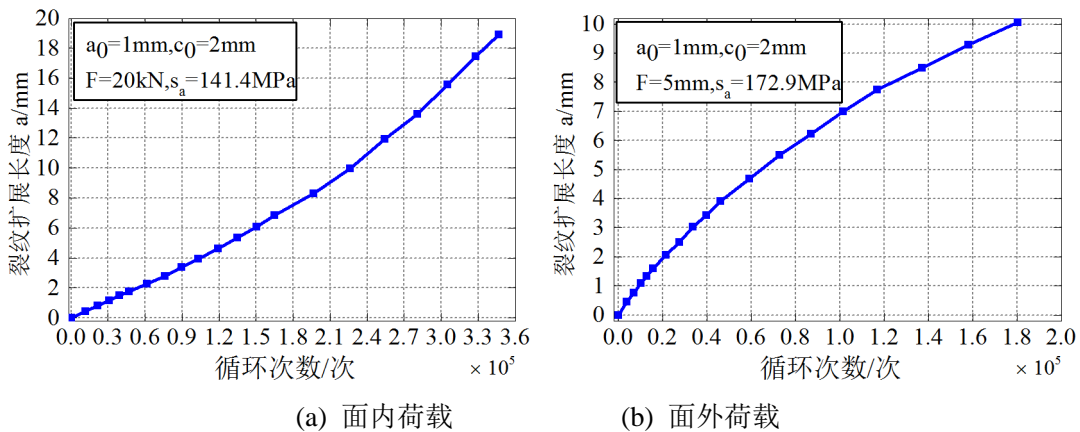


图 4.5 裂纹扩展寿命曲线

图 4.5 给出了 B 点处裂纹扩展长度与荷载循环次数之间的关系。由图可知，在面内荷载作用下，随着荷载循环次数的增加，裂纹扩展速率缓慢增加，当裂纹长度扩展至 18.9mm 时，荷载循环次数为 346373 次；在面外荷载作用下，随着荷载循环次数的增加，裂纹扩展速率缓慢下降。当裂纹长度扩展至 10.1mm 时，荷载循环次数为 180299 次；之所以裂纹扩展速率会下降，是由于在在面外荷载作用下裂纹前缘 B 点处的应力强度因子随裂纹的扩展而缓慢减小（图 4.4 (b)）引起的。

#### 4.3.4 裂纹扩展形状分析

在第 3 章提到，有大量文献表明疲劳裂纹在扩展过程中保持半椭圆形状。因此，本节将分析在疲劳裂纹扩展过程中裂纹形状的变化规律，探讨初始裂纹形状对裂纹扩展过程中裂纹形状的影响。

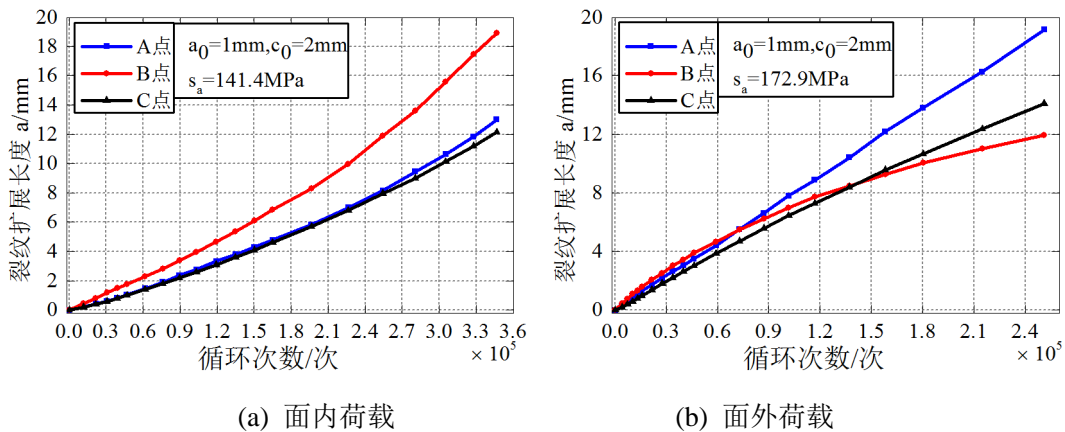


图 4.6 裂纹前缘不同位置的裂纹扩展情况

假设初始裂纹尺寸  $a_0=1\text{mm}$ ， $c_0=2\text{mm}$ 。在面内面外两种荷载作用下，三个参考点 A 点、B 点和 C 点处的裂纹扩展寿命见图 4.6。由图 4.6 (a) 可知，在面内 20kN 集中荷载作用下，A 点和 C 点裂纹扩展速度缓慢增加，且增加速度基本一致；B 点增加速度则明显快于 A 点和 C 点。由图 4.6 (b) 可知，在面外 5mm 位移荷载作用下，A 点处裂纹扩展速度基本保持不变，裂纹稳定扩展；C 点处裂纹扩展速度缓慢下降；而 B 点处裂纹扩展速度则明显下降。

在裂纹扩展过程中，肋板厚度方向上 (B 点处) 的裂纹长度和肋板平面内 (A 点处) 的裂纹长度之比  $a/c$ ，在不同初始条件  $a_0/c_0$  下的变化过程如图 4.7 所示。从图 4.7 (a), (b) 中可以看出，随着裂纹的扩展， $a/c$  的比值将不再保持为常数，而是随着裂纹的扩展过程不断发生变化。变化的规律为，不同初始条件  $a_0/c_0$  下

的 B 点处的裂纹长度和 A 点处的裂纹长度之比  $a/c$  逐渐趋于接近, 说明不管初始时的裂纹形状如何, 最终裂纹形状将随着裂纹的扩展而逐渐接近。

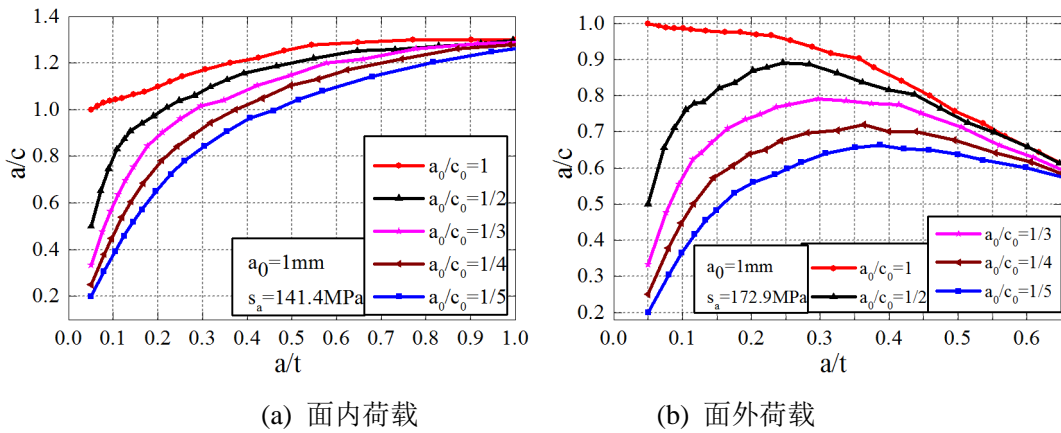


图 4.7 不同初始条件下裂纹扩展过程中  $a/c$  变化

#### 4.4 裂纹扩展寿命的影响因素

根据应力强度因子理论可知, 应力强度因子的大小与加载方式、载荷大小、裂纹长度及裂纹体几何形状有关。而由 Paris 疲劳裂纹扩展模型可知, 疲劳裂纹扩展速率不仅与材料参数有关, 还和裂纹应力强度因子有直接的关系, 而应力强度因子的大小又取决于结构的几何形状和所受的荷载。因此, 本节将在 4.4.3 节初始条件为  $a_0=1\text{mm}$ ,  $c_0=2\text{mm}$  时裂纹扩展寿命分析的基础上, 详细分析初始裂纹位置、荷载大小、初始裂纹大小和初始裂纹形状对疲劳裂纹扩展寿命的影响。

##### 4.4.1 初始裂纹位置的影响

由 3.4.1 节可知, 由于热点附近的应力情况, 裂纹位置对裂纹应力强度因子有显著影响, 因此本节将分析疲劳裂纹扩展寿命与初始裂纹位置之间的关系。考虑图 3.12 所示的 3 个不同位置下的初始裂纹分析模型, 进行疲劳裂纹扩展分析。

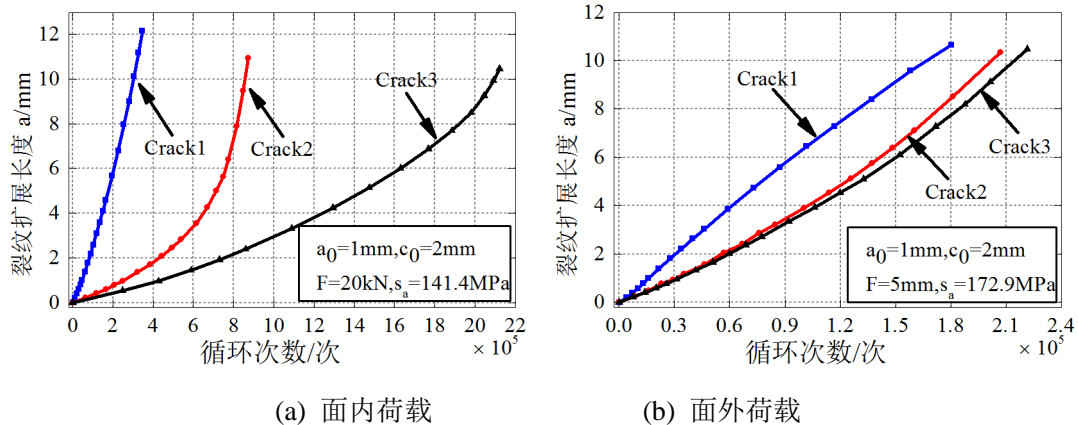


图 4.8 不同初始裂纹位置处疲劳裂纹扩展寿命

图 4.8 给出了初始裂纹在不同位置下的裂纹前缘 B 点处的疲劳裂纹扩展长度和荷载循环次数之间的关系曲线。由图 4.8 (a) 可以看出, 在面内集中荷载作用下, 随着裂纹位置沿着焊趾逐渐远离热点, 裂纹扩展速度急剧下降, 疲劳裂纹扩展寿命显著增加; 而从图 4.8 (b) 则可以发现, 热点处的裂纹 Crack1 的疲劳裂纹扩展寿命明显大于裂纹 Crack2、Crack3 的疲劳裂纹扩展寿命, 而 Crack2 和 Crack3 的疲劳裂纹扩展寿命则很相近。之所以在面内集中荷载和面外位移荷载两种荷载作用下, 疲劳裂纹扩展寿命随裂纹位置的不同而表现出不同的变化规律, 是由于在这两种荷载作用下, 应力在肋板平面内沿焊趾方向的分布规律不同。从图 3.7 可以看出, 在远离应力集中区域后, 在面内荷载作用下, 应力随着与热点的距离的增大而逐渐减小; 而面外荷载作用下, 在有限范围内应力随着与热点的距离的增大而基本保持不变。因此, 热点处的焊接初始缺陷的危害将远大于其它区域的初始缺陷。应特别关注热点处是否存在焊接初始缺陷以及在使用过程中热点处是否萌生初始裂纹。

#### 4.4.2 荷载大小的影响

在 3.4.1 节中, 分析了荷载大小对初始裂纹应力强度因子的影响, 本节将分析荷载大小对疲劳裂纹扩展寿命的影响。分别计算在面内荷载为 20kN、30kN 和 40kN, 应力比均为 0, 应力幅分别为 141.4MPa、212.1MPa、282.8MPa; 面外荷载为 3mm、5mm 和 7mm, 应力比均为 0, 应力幅分别为 103.7MPa、172.9MPa、242.1MPa 六种情况下的热点处疲劳裂纹扩展寿命。

图 4.9 给出了不同荷载下, 裂纹前缘 B 点处的裂纹扩展长度与荷载循环次数之间的关系曲线。由图可知, 在面内、面外两种荷载作用下, 热点处疲劳裂纹扩展寿命均对荷载大小变化十分敏感。随着荷载的变大, 荷载循环次数急剧减少, 疲劳裂纹扩展寿命大幅缩短。

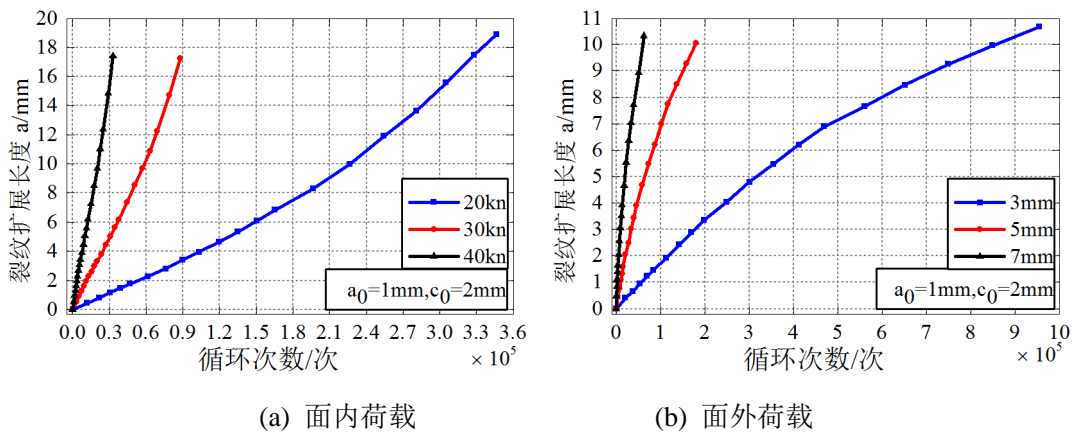


图 4.9 不同荷载下疲劳裂纹扩展寿命



### 4.4.3 初始裂纹大小的影响

为了研究初始裂纹大小对疲劳裂纹扩展寿命的影响，此处与 3.4.3 节相同，仍采用半圆形初始裂纹。分别计算初始裂纹半径为 0.5mm、1mm、3mm 和 5mm 时在面内面外两种荷载作用下热点处的疲劳裂纹扩展情况。

图 4.10 给出了不同初始裂纹尺寸时裂纹前缘 B 点处的裂纹扩展长度与荷载循环次数之间的关系曲线。由图 (a) 有，随着初始裂纹尺寸的增大，裂纹扩展速度逐渐增大，当裂纹扩展相同的长度时，荷载循环次数逐渐下降。在面外荷载作用下，由于不同初始裂纹半径时 B 点的应力强度因子相近（图 3.18 (b)），且在裂纹扩展过程中 B 点处的应力强度因子逐渐减小（见图 4.4 (b)），裂纹扩展速度逐渐下降，因此，当裂纹扩展相同的长度时，荷载循环次数随着初始裂纹的增加而逐渐增加，如图 4.10 (b) 所示。

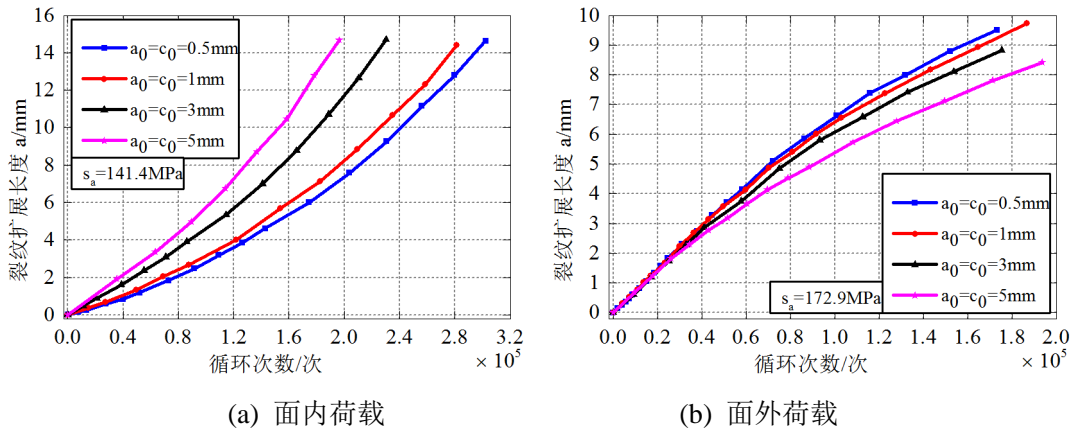


图 4.10 不同初始裂纹大小下疲劳裂纹扩展寿命

### 4.4.4 初始裂纹形状的影响

在 4.4.4 节中分析了初始裂纹形状对裂纹扩展过程中裂纹形状的变化规律，本节将分析初始裂纹形状对疲劳裂纹扩展寿命的影响。保持初始裂纹在肋板厚度方向上的尺寸不变，取  $a_0=1$ mm，分别计算在面内面外两种荷载作用下  $c_0$  为 1mm、2mm、3mm、4mm 和 5mm 时热点处的疲劳裂纹扩展寿命。

图 4.11 为不同初始裂纹形状下 B 点处的裂纹扩展长度与荷载循环次数的关系曲线。从图中可以随着  $c_0$  逐渐增大，疲劳裂纹扩展的速度缓慢增加，裂纹扩展相同的长度时，荷载循环次数逐渐减少。

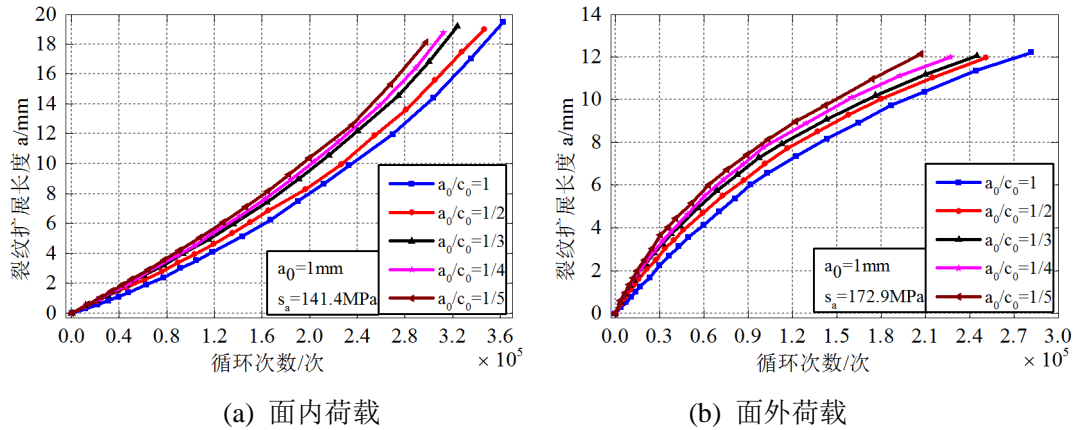


图 4.11 不同初始裂纹形状下疲劳裂纹扩展寿命

## 4.5 本章小结

本章在第 3 章道岔梁关键节点静力分析以及热点处初始裂纹应力强度因子分析的基础上,首先基于最大周向应力扩展准则,结合 Paris 疲劳裂纹扩展模型,借助专业的断裂分析软件 FRANC3D,对疲劳裂纹扩展过程进行了较细致的模拟,然后用对比的方法研究了初始裂纹位置、荷载大小、初始裂纹大小、和初始裂纹形状等不同初始条件对裂纹扩展轨迹、疲劳裂纹扩展过程中裂纹形状和裂纹扩展寿命的影响。所得到的主要结论有:

(1) 在面内荷载作用下,热点处初始角裂纹两端逐渐向焊缝内部扩展,而在面外荷载作用下,热点处初始角裂纹肋板平面内逐步向焊缝内部扩展,肋板厚度方向上则逐渐向远离焊缝的方向扩展。

(2) 在裂纹扩展的过程中,裂纹前缘 II 型、III 型应力强度因子与 I 型应力强度因子的相对值很小,裂纹类型为以 I 型裂纹为主的复合型裂纹;在面内荷载作用下,裂纹前缘 I 型裂纹应力强度因子随着裂纹的扩展逐渐增大,在面外荷载作用下,裂纹前缘大部分区域 I 型裂纹应力强度因子随着裂纹的扩展逐渐减小。

(3) 在面内面外两种荷载作用下,不同初始条件  $a_0/c_0$  下的 B 点处的裂纹长度和 A 点处的裂纹长度之比  $a/c$  均分别逐渐趋于接近,因此具有不同形状的初始裂纹在经过若干步裂纹扩展之后,其最终的裂纹形状 ( $a/c$ ) 将随着裂纹的扩展将逐渐接近。

(4) 在面内面外两种荷载作用下,在诸多影响疲劳裂纹扩展寿命的因素当中,初始裂纹位置和所受荷载的大小的作用最为明显。随着初始裂纹位置逐渐远离热点处和荷载的减小,疲劳裂纹扩展寿命都将显著增加。而初始裂纹的尺寸,包括初始裂纹的大小和形状对疲劳裂纹扩展寿命的影响则相对较小。





## 第5章 焊接残余应力对疲劳裂纹扩展的影响

### 5.1 引言

残余应力是影响结构疲劳裂纹扩展的主要因素之一。焊接过程使焊缝附近区域产生很大的残余应力场,通过影响平均应力和应力比的方式<sup>[70]</sup>,显著地影响了构件的疲劳裂纹扩展行为。研究发现,即使发生应力释放,也不能完全消除残余应力的影响<sup>[71]</sup>。因此,焊接残余应力对疲劳裂纹扩展行为的影响是一个不可忽略重要因素。

本章将分析焊接残余应力对疲劳裂纹扩展过程中应力强度因子的变化规律及疲劳裂纹扩展寿命的影响。

### 5.2 焊接残余应力及其对疲劳裂纹扩展影响概述

#### 5.2.1 焊接残余应力的概念及其产生机理

焊接过程是一个对焊件局部加热继而逐渐冷却的过程,不均匀的温度场将使焊件各部分产生不均匀的变形,从而产生各种焊接残余应力。焊接构件由焊接而产生的内应力称之为焊接应力,按作用时间可分为焊接瞬时应力和焊接残余应力。焊接过程中,某一瞬时的焊接应力称之为焊接瞬时应力,它随时间而变化;焊后残留在焊件内的焊接应力称之为焊接残余应力<sup>[72]</sup>。

施焊时,焊接区以远高于周围区域的速度被急剧加热。焊缝区材料受热而膨胀,但这种膨胀受到其相邻较低温度区的约束,使焊缝区产生纵向压应力。由于钢材在高温时呈塑性状态(称为热塑状态),因而高温区这种压应力使焊缝区的钢材产生塑性压缩变形,这种塑性变形当温度下降、压应力消失时是不能恢复的。在焊后的冷却过程中,如假设焊缝区金属能自由变形,冷却后钢材因已有塑性变形而不能恢复其原来长度。事实上由于焊缝区与其邻近钢材是连续的,焊缝区因冷却产生的收缩变形又受到邻近低温区的钢材的约束,使焊缝区产生拉应力。这个拉应力当焊件完全冷却后仍残留在焊缝区的钢材内,故名焊接残余应力,对于低合金钢材焊接后的残余应力常可接近或者达到其屈服点。又因截面上残余应力必须自相平衡,焊缝区以外的钢材截面内必然有残余压应力。

两钢板以对接焊缝连接时,除产生上述纵向焊接残余应力外,还会产生横向残余应力。横向残余应力的产生由两部分组成:其一是由焊缝区的纵向收缩引起的,其二是焊缝的横向收缩引起的,最后的横向焊接残余应力应当为两者叠加。焊缝中由焊缝横向收缩产生的横向残余应力将随着施焊的程序不同而异。

## 5.2.2 焊接残余应力对疲劳裂纹扩展的影响

对焊接结构而言，疲劳失效多在焊接接头处产生。疲劳裂纹扩展而导致的疲劳断裂是焊接接头疲劳失效的主要形式。焊接接头与母材的力学性能、微观组织等方面均存在差异，并且是结构的疲劳热点部位，较易产生疲劳裂纹。有裂纹的构件在承受交变载荷作用时，裂纹会发生扩展，从而导致焊接接头的疲劳断裂。由于焊接接头在焊接过程中经历了加热、融化和冷却等工艺流程，不可避免地产生了分布复杂的焊接残余应力。它会影响到结构的疲劳行为，残余应力场的存在会使焊接结构的疲劳裂纹扩展呈现出与非残余应力场中扩展特性不同的一面<sup>[73]</sup>。

在对焊接结构的焊接过程中，焊缝附近区域会产生较大的残余应力场，它通过影响平均应力和循环中的应力比来影响构件的疲劳破坏行为。焊接残余应力对裂纹扩展的影响较为复杂。研究表明垂直于裂纹扩展方向的残余压应力对疲劳裂纹的扩展起滞阻作用，从而提高了构件的疲劳寿命；相反，残余拉应力则加快疲劳裂纹扩展速率，从而降低构件的疲劳寿命<sup>[74]</sup>。大量研究和实践表明焊接接头的疲劳破坏一般起裂于焊接接头的焊趾部位即母材与焊缝的过渡处，如果能改善焊接接头过渡区的疲劳裂纹起裂性能将有效地提高焊接结构的疲劳强度。

本文将依据残余应力对裂纹应力强度因子的影响来分析焊接残余应力对疲劳裂纹扩展寿命的影响。

## 5.3 焊接残余应力场中疲劳裂纹扩展分析及寿命预测

### 5.3.1 焊接残余应力场中疲劳裂纹扩展寿命计算原理

在非残余应力场中，外荷载引起的疲劳裂纹应力强度因子幅值为：

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \quad (5.1)$$

式中， $K_{\max}$ 、 $K_{\min}$ 分别为外荷载最大值、最小值对应的裂纹应力强度因子。在残余应力场中的应力强度因子，可引用弹性叠加原理，由两部分叠加组成：

$$K_{r,\max} = K_{\max} + K_r \quad (5.2)$$

$$K_{r,\min} = K_{\min} + K_r \quad (5.3)$$

其中， $K_r$ 为焊接残余应力作用下的应力强度因子。

在焊接残余应力场中，疲劳裂纹的应力强度因子幅值 $\Delta K_r$ 是在考虑外荷载和构件内在残余应力的共同作用下得到的。

$$\Delta K_r = K_{r,\max} - K_{r,\min} \quad (5.4)$$

考虑外荷载作用下最小应力强度因子与残余应力作用下应力强度因子的叠

加, 当  $K_{r,\min} > 0$  时, 拉伸残余应力场中的  $\Delta K_{r,t}$  可表示为:

$$\Delta K_{r,t} = K_{\max} - K_{\min} \quad (5.5)$$

当  $K_{r,\min} < 0$  时, 压缩残余应力场中的  $\Delta K_{r,p}$  可表示为:

$$\Delta K_{r,p} = K_{\max} + K_r \quad (5.6)$$

因为裂纹只有在张开的情况下才能扩展, 压缩载荷的作用将使裂纹闭合。因此, 应力中的负应力部分对裂纹扩展没有贡献。在压缩残余应力场的计算中没有计入压缩应力强度因子的影响。由此得到有效应力强度因子幅值  $\Delta K_{eff}$  为:

$$\Delta K_{eff} = \begin{cases} \Delta K_{r,t} = K_{\max} - K_{\min} \\ \Delta K_{r,p} = K_{\max} + K_r \end{cases} \quad (5.7)$$

在结构疲劳实验中, 应力比会显著影响疲劳裂纹扩展速率。在相同的应力强度因子幅值下, 当应力比越高, 裂纹扩展速率也就越大。然而, 与单一循环载荷条件下, 应力比为常量的情况不同, 在焊接残余应力场中, 局部应力比  $R_{eff}$  会随着裂纹的扩展而不停的变化。因为本文中荷载应力比为零, 即  $K_{\min} = 0$ , 当焊接残余应力为拉伸应力时有:

$$\Delta R_{eff} = \frac{K_{r,\min}}{K_{r,\max}} = \frac{K_r}{K_{\max} + K_r} \quad (5.8)$$

文所采用的材料桥梁钢 14MnNb<sup>[69]</sup> 在考虑应力比时的裂纹扩展速率表达式为:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (1-R)^B \cdot \Delta K^m \quad (5.9)$$

式中, Paris 参数  $C=4.2 \times 10^{-12}$ ,  $m=2.98$ ,  $B=-0.93$  为与应力比相关的系数。代入式 (5.9), 可得

$$N = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{4.2 \times 10^{-12} (1-R_{eff})^{-0.93} \times \Delta K^{2.98}} \quad (5.10)$$

式中,  $a_0$  为初始裂纹长度,  $a_f$  为最终裂纹长度。

### 5.3.2 焊接残余应力场中疲劳热点处裂纹扩展分析

本文采用对道岔梁关键节点进行热力耦合有限元分析进而产生残余应力的方式来模拟焊接残余应力, 得到疲劳热点附近残余应力的分布情况。由于裂纹极易在焊趾部位, 沿着焊缝方向的位置出现, 因此本文主要研究垂直于裂纹表面方向的应力分布, 即残余应力场中的横向残余应力场。图 5.1 所示为在焊接表面, 疲劳热点处横向残余应力分布情况。其中, 疲劳热点处的横向残余应力值最大, 大小为 31.41MPa。将有限元分析所得的残余应力结果导入 FRANC3D 中, 再施

加外部荷载，在两者的共同作用下，进行疲劳裂纹扩展分析。

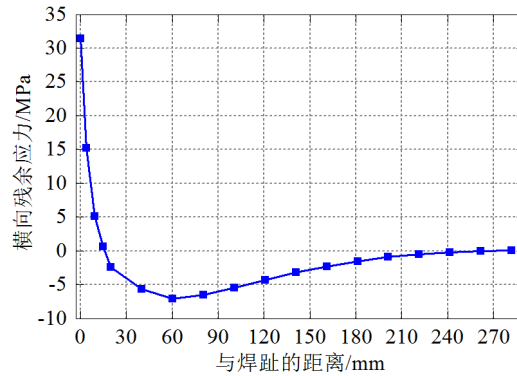


图 5.1 横向残余应力分布

### 5.3.2.1 焊接残余应力对疲劳裂纹扩展轨迹的影响

在图 3.9 所示疲劳热点处引入初始裂纹，初始裂纹尺寸为  $a_0=1\text{mm}$ ,  $c_0=2\text{mm}$ 。在面内 20kN 集中荷载和面外 5mm 位移荷载两种循环荷载以及焊接残余应力的共同作用下，利用断裂力学软件 FRANC3D 进行疲劳裂纹自动扩展分析。总共进行了 20 步裂纹扩展分析。

图 5.1 和图 5.2 分别为面内集中荷载和面外位移荷载以及焊接残余应力共同作用下疲劳裂纹扩展最终裂纹形状（图中裂纹扩展轨迹中红色线段表示初始裂纹）。可以发现，残余应力的存在对裂纹扩展轨迹有一定的影响。对比图 5.1 (a) 和图 5.1 (b) 可知，在有残余应力的情况下，裂纹在肋板平面内的轨迹与焊趾的夹角更大，在肋板厚度方向上，裂纹轨迹先偏离焊趾扩展至焊缝内后，又向焊趾靠近。对比图 5.2 (a) 和图 5.2 (b) 可知，面外荷载作用下，残余应力对裂纹扩展轨迹的影响与面内荷载作用下的情况相似。在有残余应力的情况下，裂纹扩展轨迹在肋板平面内与焊趾的夹角更大，而在肋板厚度方向上，裂纹扩展轨迹虽然与没有残余应力时的形状相似，都为一条弧线段。但是，相对而言，在有残余应力时该弧线段与焊趾的夹角相对比较小。

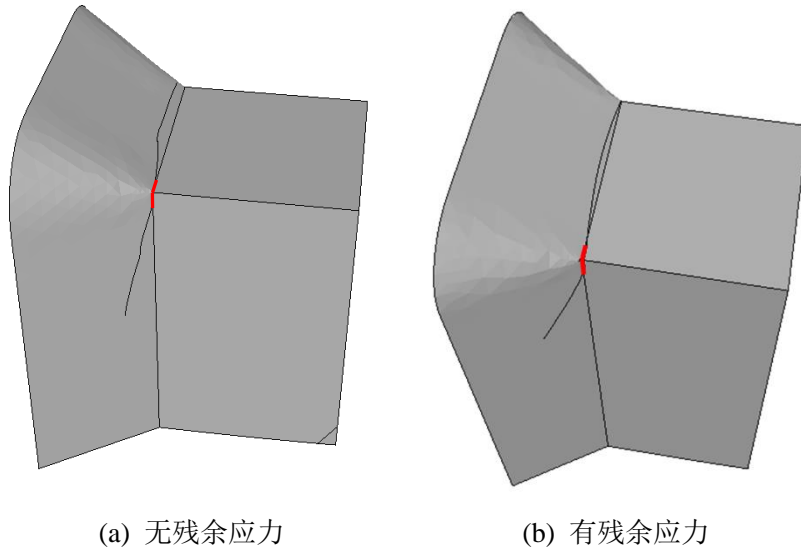


图 5.2 面内荷载作用下疲劳裂纹扩展最终裂纹形状

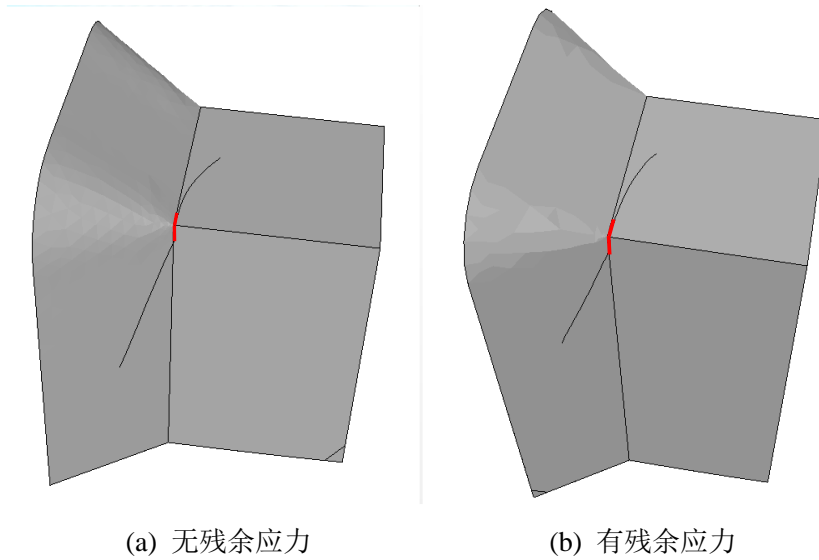


图 5.3 面外荷载作用下疲劳裂纹扩展最终裂纹形状

### 5.3.2.2 焊接残余应力对疲劳裂纹扩展的应力强度因子的影响

残余应力会改变裂纹所受荷载的大小，从而影响裂纹应力强度因子在裂纹扩展过程中的变化规律。

图 5.3 分别给出了外部荷载下裂纹前缘中点 C 点（其位置见图 3.9）的应力强度因子、残余应力场中的应力强度因子，以及在两者共同作用下的应力强度因子。通过对比可以发现，残余应力的存在，大大增加了裂纹在扩展过程中的应力强度因子，且增加的幅度随着裂纹的扩展逐渐增大。对比图 5.3 (a) 和图 5.3 (b) 可以发现，相同残余应力下的应力强度因子因外加荷载种类的不同而稍有不同。随着裂纹的扩展，残余应力引起的应力强度因子在两种荷载作用下均增大，但是，

在面内荷载作用下，残余引力引起的应力强度因子增加相对较快。

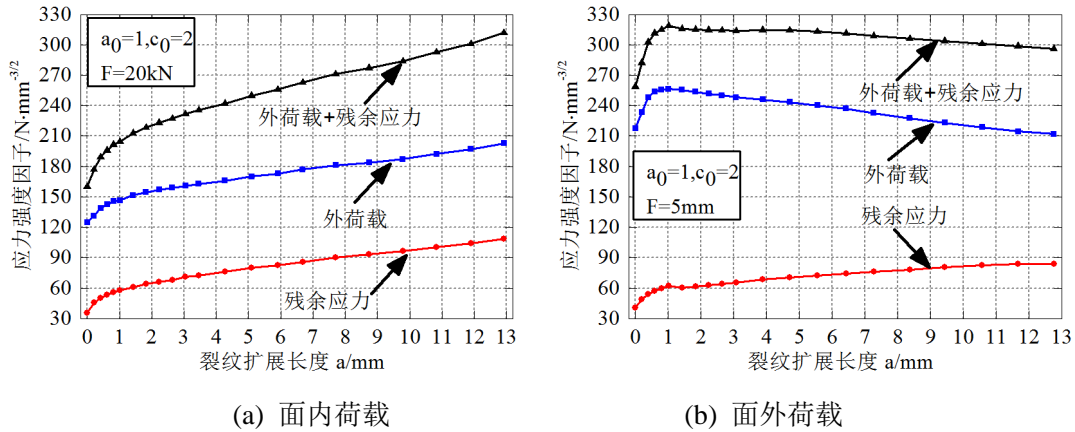


图 5.4 残余应力对裂纹应力强度因子的影响

### 5.3.3 焊接残余应力场中疲劳裂纹扩展寿命分析

分别计算初始裂纹在面内面外两种外加荷载以及残余应力的共同作用下的疲劳寿命。其中，外加面内荷载为 20kN 集中荷载，应力比  $R=0$ ，应力幅为 141.4MPa；外加面外荷载为 5mm 位移荷载，应力比  $R=0$ ，常应力幅为 172.9MPa。

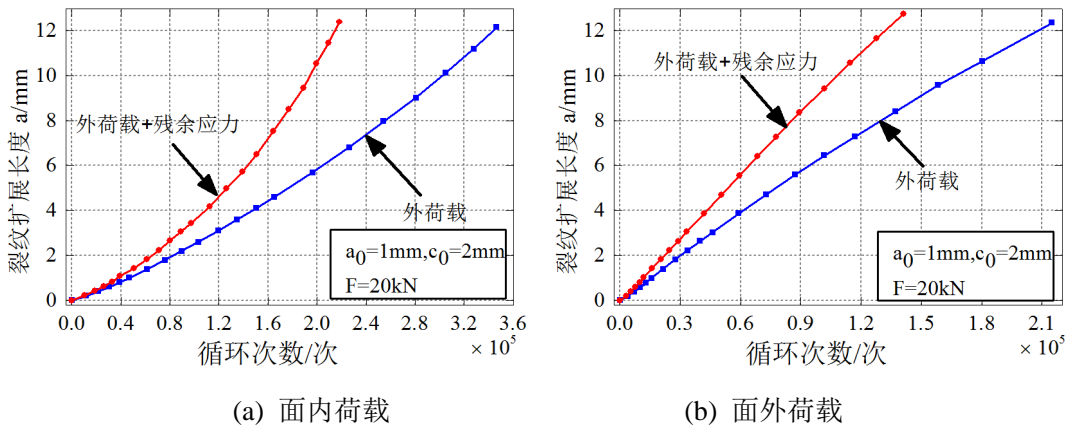


图 5.5 裂纹扩展寿命曲线

图 5.4 给出了在外加荷载和残余应力共同作用下，裂纹前缘中点 C 点（其位置见图 3.9）处裂纹扩展长度与荷载循环次数之间的关系。为了比较得出残余应力对裂纹扩展寿命的影响，将图 4.6 中，外加荷载单独作用想裂纹前缘 C 点处裂纹扩展长度与荷载循环的关系曲线绘于同一图中。由图可知，残余应力的存在大大增加了裂纹扩展速率，降低了裂纹扩展寿命，随着裂纹的扩展，残余应力对疲劳寿命的影响逐渐加剧。在面内荷载作用下，裂纹长度扩展至 12.16mm 时，外加荷载单独作用时，荷载循环次数为 346373 次，残余应力与外加荷载共同作用时，荷载循环次数为 218378 次，疲劳裂纹扩展寿命降低了 36.9%；在面内荷载



作用下，裂纹长度扩展至 12.35mm 时，外加荷载单独作用时，荷载循环次数为 214901 次，残余应力与外加荷载共同作用时，荷载循环次数为 141194 次，疲劳裂纹扩展寿命降低了 34.3%；

## 5.4 结论

本章首先介绍了焊接残余应力的概念并定性的描述了其对疲劳裂纹扩展的影响。然后介绍了残余应力场中疲劳裂纹扩展寿命的计算方法，最后通过计算分析，得到了残余应力对疲劳裂纹扩展的影响情况，可以得到如下两条结论：

- (1) 残余应力会改变裂纹扩展轨迹，但是这种变化不是特别显著。
- (2) 残余应力会大大增加裂纹扩展过程中的应力强度因子，进而降低疲劳裂纹扩展寿命。





## 第6章 结论与展望

### 6.1 结论

磁浮道岔梁是磁浮交通系统中的重要基础设施,在实际运行中,磁浮道岔梁将受到磁浮列车行车荷载和道岔梁本身侧向转辙引起的位移荷载两种循环荷载的作用。对磁浮道岔梁关键节点进行疲劳裂纹扩展研究分析对于提高磁浮道岔梁的安全性具有重要意义。本文所做的主要工作及研究结论如下:

(1) 建立了道岔梁关键节点的有限元模型,静力分析结果表明,肋板根部焊趾上端为疲劳热点,应力集中明显。面内集中荷载作用下的应力集中程度比面外位移荷载作用下的应力集中程度严重,垂直焊缝方向的应力集中程度比沿着焊缝方向的应力集中程度严重。

(2) 在静力结果的基础上,在疲劳热点处引入初始角裂纹,建立了含有初始裂纹的边界元模型。计算了热点处初始裂纹的应力强度因子,得到了三种应力强度因子在裂纹前缘上的分布规律。在两种荷载作用下,I型应力强度因子均比II型III型应力强度因子大得多。

(3) 从初始裂纹应力强度因子  $K_I$  的影响因素的对比分析中可以看出,在不同随裂纹位置、荷载大小、以及裂纹形状时,应力强度因子  $K_I$  在面内面外两种荷载作用下的分布规律基本相同。但是,在不同初始裂纹半径时,应力强度因子  $K_I$  在面内面外两种荷载作用下的分布规律有所不同。

(4) 基于最大周向应力扩展准则,结合 Paris 疲劳裂纹扩展模型,运用 FRANC3D 对疲劳裂纹过程进行了较细致的模拟。分析结果表明:1) 在两种不同荷载作用下,裂纹扩展轨迹有所不同;2) 在两种荷载作用下,裂纹前缘 II 型、III 型应力强度因子在整个裂纹扩展的过程中均比 I 型应力强度因子小得多,裂纹类型始终为以 I 型裂纹为主的复合型裂纹;3) 在面内集中荷载作用下,裂纹前缘 I 型应力强度因子逐渐增大,而在面外位移荷载作用下,裂纹前缘大部分区域 I 型应力强度因子逐渐下降。

(5) 对不同初始条件下的裂纹扩展进行了模拟,对比分析表明:1) 具有不同形状的初始裂纹在经过若干步裂纹扩展之后,其最终的裂纹形状 ( $a/c$ ) 将随着裂纹的扩展而逐渐接近;2) 在诸多影响疲劳裂纹扩展寿命的因素当中,初始裂纹位置和所受荷载的大小的作用最为明显。随着初始裂纹位置逐渐远离热点处和荷载的逐渐减小,疲劳裂纹扩展寿命都将显著增加。而初始裂纹的尺寸,包括初始裂纹的大小和形状对疲劳裂纹扩展寿命的影响则相对较小。

(6) 残余应力的存在会改变裂纹扩展轨迹，但是这种变化不是特别显著。残余应力会大大增加裂纹扩展过程中的平均应力，进而降低疲劳裂纹扩展寿命。

## 6.2 展望

事实上，结构疲劳裂纹扩展是一个非常复杂的过程，限于个人时间及研究水平，本文对磁浮道岔梁疲劳危险点的裂纹扩展进行了相对比较简单的模拟分析研究，仍有许多问题需要进一步研究：

(1) 磁浮道岔梁结构庞大，截面形式复杂，本文在有限元建模时对其进行了较大的简化处理。因此，为了获得更加精确的分析结果，需要建立更加精确的有限元模型。

(3) 本文仅对疲劳裂纹的扩展进行了数值模拟，希望在下一步的研究中，以更加精确的数值模拟为指导来设计相应的实验，并用实验结果反过来验证数值模拟的准确性。

(3) 如果要准确预测磁浮道岔梁的疲劳寿命，在上述研究的基础上，还需要获得实测的道岔梁荷载数据。

## 致谢

时光荏苒，短暂而充实的研究生生活转瞬即逝，回眸往昔，我感慨良多。三年时间，我孜孜以求，在浩瀚的知识海洋中不懈探索，向老师问道而求解惑，与同门探讨以共进步。诸位良师益友给予我帮助，不厌其烦的解答我的疑惑，为我今天作成此文奠定了坚实的基础。不仅如此，这段在同济生活的日子，也将成为我人生中一段重要而难忘的经历，为我美好的未来增添浓墨重彩的一笔。

本文得以完成，首先要感谢的是我的导师唐和生副教授。唐老师年轻有为，思维活跃，视野开阔，知识渊博，工作勤奋，时刻关注学子的研究进展，对于学生的指导更是毫无保留。而本文从论文选题到研究方法的选择以及最后的修改定稿都是在导师唐和生老师的悉心指导下完成的，同时我也从唐老师那里学到了很多宝贵的研究思路与方法。我对您的耐心指导和无私的帮助表示由衷的感谢。

此外，研究室的薛松涛老师和谢丽宇老师在我的研究生学习阶段也给予了我很大的鼓励和帮助，并且在生活上对我们都很关心和照顾。

感谢李大伟博士师兄和李林师弟在论文的撰写过程中给予我莫大的帮助。

同时要感谢的还有：我的同门王兵；博士生师兄荀阳、赵金海、杨鹏超；研二的蒋灿师弟、杨桂权、余必龙师弟、黄志云师妹；研一的张昕宇、陈彬彬、郑学胜、凌塑奇师弟；已毕业的张毅捷、苏瑜、姚雯、李晶晶、谢丽君、陈微、牟晓彤师姐、宋琛琛、王航航师兄以及即将入门的可爱的郭雪媛小师妹与林庄慧小师妹。与你们的相处我非常愉快，感谢你们在生活中给我的帮助，与你们的友谊也将是我人生中的一大笔财富。

最后，要感谢我的父母，谢谢他们的养育之恩，辛苦工作的父母，永远都是我努力学习的动力和精神支柱，希望他们能身体健康、开心幸福。



## 参考文献

- [1] Jayawant B V, Sinha P K, Wheeler A R, Whorlow R J, Willsher J. Development of 1-ton magnetically suspended vehicle using controlled dc electromagnets[J]. *Electrical Engineers, Proceedings of the Institution of.* 1976, 123(9): 941-948.
- [2] 刘华清. 德国磁悬浮列车 Transrapid[M]. 电子科技大学出版社, 1995.
- [3] 张志洲, 张惠霞. 韩国磁悬浮列车发展[J]. *国外铁道车辆.* 2006, 43(4): 8-12.
- [4] Sawada K. Development of magnetically levitated high speed transport system in Japan[J]. *Magnetics, IEEE Transactions on.* 1996, 32(4): 2230-2235.
- [5] Lee H, Kim K, Lee J. Review of maglev train technologies[J]. *Magnetics, IEEE Transactions on.* 2006, 42(7): 1917-1925.
- [6] Bohn G, Steinmetz G. The electromagnetic levitation and guidance technology of the 'transrapid' test facility Emsland[J]. *Magnetics, IEEE Transactions on.* 1984, 20(5): 1666-1671.
- [7] 肖舟. 磁浮道岔梁结构动应力及疲劳寿命分析[D]. 西南交通大学, 2011.
- [8] 吴祥明. 磁浮列车[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 2003.
- [9] 李庆芬. 断裂力学以及工程应用[Z]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学出版社, 2007.
- [10] 陈传尧. 疲劳与断裂[M]. 华中科技大学出版社, 2002.
- [11] Fisher J W. Fatigue and fracture in steel bridges. Case studies[M]. 1984.
- [12] 钱冬生. 科学地对待桥渡和桥梁[M]. 中国铁道出版社, 2003.
- [13] 王永伟. 结构疲劳裂纹扩展的数值模拟 [D][M]. 2005.
- [14] 雷俊卿, 钱冬生. 长大跨桥实时监测预警系统研究[J]. *公路.* 2004(2): 1-4.
- [15] 霍立兴. 焊接结构的断裂行为及评定[M]. 机械工业出版社, 2000.
- [16] 冯坤. 基于扩展有限元法与水平集法的结构裂纹扩展特性研究[D]. 浙江大学, 2013.
- [17] Richards C E, Lindley T C. The influence of stress intensity and microstructure on fatigue crack propagation in ferritic materials[J]. *Engineering Fracture Mechanics.* 1972, 4(4): 951-978.
- [18] Irwin G R, Kies J A, Smith H L. Fracture strengths relative to onset and arrest of crack propagation[C]. 1958.
- [19] Paris P C, Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws[J]. *Journal of basic engineering.* 1963, 85(4): 528-533.
- [20] Forman R G, Kearney V E, Engle R M. Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures[J]. *Journal of basic Engineering.* 1967, 89(3): 459-463.
- [21] Paris P C, Bucci R J, Wessel E T, Clark W G, Mager T R. Extensive study of low fatigue crack growth rates in A533 and A508 steels[C]. *ASTM International,* 1972.
- [22] Elber W. The significance of fatigue crack closure[M]. *ASTM International,* 1971.
- [23] Rybicki E F, Kanninen M F. A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral[J]. *Engineering Fracture Mechanics.* 1977, 9(4): 931-938.
- [24] Fabrikant V I. The stress intensity factor for an external elliptical crack[J]. *International journal of solids and structures.* 1987, 23(4): 465-467.
- [25] Simon H L, O'Donoghue P E, Atluri S N. A finite-element-alternating technique for evaluating mixed mode stress intensity factors for part-elliptical surface flaws[J]. *International journal for numerical methods in engineering.* 1987, 24(4): 689-709.

- [26] 刘青峰. 疲劳裂纹扩展仿真技术研究及在车辆工程中的应用 [D][M]. 北京: 北京交通大学, 2004.
- [27] 吴志学. 表面裂纹疲劳扩展的数值模拟[J]. 应用力学学报. 2006, 23(4): 563-567.
- [28] 袁杰红, 孙鹏飞, 段静波. 非均布应力场中内埋裂纹的应力强度因子[J]. 国防科技大学学报. 2012, 34(3): 44-47.
- [29] 顾乡, 吴志学. 新的估算表面裂纹应力强度因子经验公式[J]. 工程力学. 2008, 25(7): 35-39.
- [30] 陈景杰, 黄一, 刘刚. 基于最大裂纹张口位移计算应力强度因子的方法研究 (英文)[J]. 船舶力学. 2011, 15(9): 1041-1051.
- [31] Smith R A, Cooper J F. A finite element model for the shape development of irregular planar cracks[J]. International journal of pressure vessels and piping. 1989, 36(4): 315-326.
- [32] Lin X B, Smith R A. Finite element modelling of fatigue crack growth of surface cracked plates: Part I: The numerical technique[J]. Engineering Fracture Mechanics. 1999, 63(5): 503-522.
- [33] Sumi Y, Yang C, Wang Z. Morphological aspects of fatigue crack propagation[J]. Part II-effects of stress biaxiality and. 1995.
- [34] Sumi Y, Wang Z N. A finite-element simulation method for a system of growing cracks in a heterogeneous material[J]. Mechanics of materials. 1998, 28(1): 197-206.
- [35] Belytschko T, Lu Y Y, Gu L. Element-free Galerkin methods[J]. International journal for numerical methods in engineering. 1994, 37(2): 229-256.
- [36] Belytschko T, Lu Y Y, Gu L, Tabbara M. Element-free Galerkin methods for static and dynamic fracture[J]. International Journal of Solids and Structures. 1995, 32(17): 2547-2570.
- [37] Belytschko T, Tabbara M. Dynamic fracture using element-free Galerkin methods[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering. 1996, 39(6): 923-938.
- [38] Fleming M, Chu Y A, Moran B, Belytschko T, Lu Y Y, Gu L. Enriched element-free Galerkin methods for crack tip fields[J]. International journal for numerical methods in engineering. 1997, 40(8): 1483-1504.
- [39] Chessa J, Belytschko T. A local space - time discontinuous finite element method[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. 2006, 195(13): 1325-1343.
- [40] Zi G, Belytschko T. New crack-tip elements for XFEM and applications to cohesive cracks[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering. 2003, 57(15): 2221-2240.
- [41] 李建波, 陈健云, 林皋. 非网格重剖分模拟宏观裂纹体的扩展有限单元法 ( I : 基础理论)[J]. 计算力学学报. 2006, 23(2): 207-213.
- [42] 李建波, 陈健云, 林皋. 非网格重剖分模拟宏观裂纹体的扩展有限单元法 (2: 数值实现)[J]. 计算力学学报. 2006, 23(3): 317-323.
- [43] 朱旭程, 侯志强. 一种裂纹扩展的递推分析方法及其 Matlab 实现[J]. 计算力学学报. 2009, 26(1): 146-150.
- [44] 方修君, 金峰, 王进廷. 基于扩展有限元法的粘聚裂纹模型[J]. 清华大学学报: 自然科学版. 2007, 47(3): 344-347.
- [45] 张正艺, 解德, 赵耀, 等. 结构尺度上三维线状裂纹扩展的数值模拟[J]. 结构强度研究 (增刊). 2008(2).
- [46] Mikulik Z, Kelly D W, Prusty B G, Thomson R S. Prediction of initiation and growth of single level delaminations in a transversely loaded composite specimen using fracture mechanics[J]. International Journal of Fracture. 2008, 149(2): 119-141.

- [47] 杨德全, 赵忠生. 边界元理论及应用[M]. 北京理工大学出版社, 2002.
- [48] Gerstle W H. Finite and boundary element modelling of crack propagation in two- and three-dimensions using interactive computer graphics.[J]. Dissertation Abstracts International Part B: Science and Engineering[DISS. ABST. INT. PT. B- SCI. & ENG.]. 1986, 47(2).
- [49] Gallego R, Dominguez J. Dynamic crack propagation analysis by moving singular boundary elements[J]. Journal of applied mechanics. 1992, 59(2S): S158-S162.
- [50] Doblare M, Espiga F, Gracia L, Alcantud M. Study of crack propagation in orthotropic materials by using the boundary element method[J]. Engineering fracture mechanics. 1990, 37(5): 953-967.
- [51] 董春迎, 谢志成. 用子域边界元法研究各向异性材料中的界面裂纹[J]. 固体力学学报. 1995, 4.
- [52] Li Z L, Zhan F L, Du S H. A highly accurate BEM in fracture mechanics[C]. Trans Tech Publ, 2000.
- [53] Griffith A A. The phenomena of rupture and flow in solids[J]. Philosophical transactions of the royal society of london. Series A, containing papers of a mathematical or physical character. 1921, 221: 163-198.
- [54] Schijve J, Schijve J, Schijve J. Fatigue of structures and materials[M]. Springer, 2001.
- [55] 程靳, 赵树山. 断裂力学[M]. 科学出版社, 2006.
- [56] Palaniswamy K, Knauss W G. On the problem of crack extension in brittle solids under general loading[J]. Mechanics today. 1978, 4(30): 87-148.
- [57] Erdogan F, Sih G C. On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear[J]. Journal of basic engineering. 1963, 85(4): 519-525.
- [58] Sih G C. Some basic problems in fracture mechanics and new concepts[J]. Engineering fracture mechanics. 1973, 5(2): 365-377.
- [59] 酃正能, 关志东, 张纪奎. 应用断裂力学[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2012.
- [60] 王泓. 材料疲劳裂纹扩展和断裂定量规律的研究[D]. 西安: 西北工业大学, 2002.
- [61] 刘艳萍, 陈传尧, 李建兵, 等. 14MnNbq 焊接桥梁钢的疲劳裂纹扩展行为研究[J]. 工程力学. 2008, 25(4): 209-213.
- [62] 蒲黔辉, 高立强, 刘振标, 等. 基于热点应力法的正交异性钢桥面板疲劳验算[J]. 西南交通大学学报. 2013, 48(3): 395-401.
- [63] Moses F, Schilling C G, Raju K S. Fatigue evaluation procedures for steel bridges[M]. 1987.
- [64] Agerskov H, Nielsen J A. Fatigue in steel highway bridges under random loading[J]. Journal of Structural Engineering. 1999, 125(2): 152-162.
- [65] Keating P B, Fisher J W. Evaluation of fatigue tests and design criteria on welded details[M]. 1986.
- [66] 周太全. 桥梁构件局部热点应力分析及其疲劳损伤累积过程模拟[D]. 东南大学, 2003.
- [67] 张宏伟, 贺利乐, 陶炎文, 等. 塔式起重机起重臂疲劳裂纹扩展的机理分析[J]. 煤矿机械. 2012, 33(8): 112-114.
- [68] 贾学明, 王启智. 三维断裂分析软件 FRANC3D[J]. 计算力学学报. 2004, 21(6): 764-768.
- [69] 祝时召. 14MnNbq 钢和焊接件的疲劳裂纹扩展研究[D]. 华中科技大学, 2006.
- [70] Mcclung R C. A literature survey on the stability and significance of residual stresses during fatigue[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. 2007, 30(3): 173-205.
- [71] Terada H. Stress Intensity Factor Analysis and Fatigue Behavior of A Crack in The Residual Stress Field of Welding[J]. Fatigue of Aircraft Superstructures. 2011, 2011(3): 5.
- [72] 宋天民. 焊接残余应力的产生与消除[M]. 中国石化出版社, 2005.

- [73] Edwards L. Influence of residual stress redistribution on fatigue crack growth and damage tolerant design[C]. Trans Tech Publ, 2006.
- [74] 熊健民, 毛为民. 残余应力对疲劳裂纹扩展的影响[J]. 湖北工学院学报. 1996, 11(4): 7-11.



## 个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果

### 个人简历:

梅加河, 男, 1989年9月生。

2012年6月毕业于海南大学土木工程专业, 获学士学位。

2013年9月入同济大学土木学院攻读硕士学位。

### 已发表论文:

- [1] Hesheng Tang, Jiahe Mei, Wei Chen, Dawei Li, Songtao Xue. Uncertainty Analysis in Fatigue Life Prediction of Concrete Using Evidence Theory. Materials Science Forum.2016. (已录用)