同济大学
TONGJI UNIVERSITY

硕士学位论文

(专业学位)

正交异性钢桥面板疲劳裂纹扩展与不确定分析研究

资助项目：科技部国家重点实验室研究项目
（编号：SLDRCE14-B-03）
上海市自然科学基金
（编号：17ZR1431900）

姓　　名：陈实

学　　号：1630648

所 在 院 系：土木工程学院

学科门类或

专 业 学 位：工程

专 业 领 域：建筑与土木工程

指 导 教 师：唐和生

二〇一九年六月

同济大学
TONGJI UNIVERSITY

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

Study on Fatigue Crack Propagation and Uncertainty Analysis in Orthotropic Steel Bridge Decks

Project Supported by the
Ministry of Science and Technology of China
(Grant No. SLDRCE14-B-03)
Natural Science Foundation of Shanghai
(Grant No. 17ZR1431900)

Candidate: Chen Shi

Student Number: 1630648

College/Department: College of Civil Engineering

Discipline Category: Engineering

Major: Architecture and Civil Engineering

Supervisor: Tang Hesheng

June, 2019

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：所呈交的学位论文，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

正交异性钢桥面板是中大跨钢结构桥梁的重要组成构件，在桥梁的使用与运营中，正交异性钢桥面板会直接承受车辆轮载作用，再加上其构造复杂，存在着大量的焊接连接部位，因此面临着严重的疲劳问题，而现有的疲劳试验均表明疲劳裂纹的扩展问题存在着极大地不确定性。因此对正交异性钢桥面板进行疲劳裂纹扩展的数值模拟与不确定分析对于提高钢结构桥梁桥面板的安全性具有重要的参考价值和意义。本文基于 FRANC3D 对正交异性钢桥面板的关键节点进行了疲劳裂纹扩展的数值模拟，并在此基础上基于证据理论的不确定分析方法进行了裂纹扩展疲劳寿命的不确定分析，提出了基于数值模拟与证据理论相结合的结构疲劳裂纹扩展不确定分析方法。

本文主要研究工作如下：

（1）建立了正交异性钢桥面板的横隔板弧形开口处与 U 肋和顶板焊缝处两个关键节点的精细化有限元节段模型，通过有限元静力分析得到横隔板弧形开口处的上下两个圆弧位置以及节段跨中的 U 肋与顶板焊缝处的内外侧为疲劳热点位置，并获得了疲劳热点附近的应力分布情况。

（2）应用专业三维裂纹扩展分析软件 FRANC3D 计算了正交异性钢桥面板疲劳热点位置的初始裂纹的应力强度因子大小，对比分析了初始裂纹应力强度因子在初始裂纹位置、荷载大小、初始裂纹形状尺寸、残余应力、多裂纹同时存在等因素影响下变化规律。

（3）基于最大周向应力准则，对疲劳裂纹扩展过程进行了精细化的数值模拟，采用 Paris 模型对关键节点的裂纹扩展寿命进行预测，开展了针对初始裂纹位置、荷载大小、初始裂纹形状尺寸、残余应力等不同初始条件下疲劳裂纹扩展轨迹和裂纹疲劳寿命的变化规律研究。并与基于一般车辆与超重车辆荷载谱的变幅疲劳荷载下的正交异性钢桥面板关键节点裂纹疲劳寿命分析结果进行了对比。

（4）考虑到正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展分析过程中的认知不确定性，采用证据理论进行材料 Paris 模型参数不确定表达。基于实验数据和数值模拟相结合建立了正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展寿命预测不确定分析方法，该方法的合理性通过一 Q345 钢金属板标准 CT 试件的疲劳裂纹扩展试验结果得到了验证，从而通过该方法实现了各类实际工程结构的疲劳裂纹扩展不确定分析。并将该方法应用于正交异性钢桥面板关键节点的疲劳寿命预测的不确定分析中。

关键词：正交异性桥面板，疲劳裂纹扩展，应力强度因子，疲劳寿命，证据理论，不确定分析

ABSTRACT

Orthotropic steel bridge decks are important components of the large span steel bridges. During the service of a bridge, the orthotropic steel bridge decks will take direct vehicle wheel load and its structure is fairly complex due to many welding joints. These factors make orthotropic steel bridge decks facing severe fatigue problems. While many fatigue crack growth expreiments showed that the fatigue crack growth have great uncertainty, the numerical simulation and uncertainty analysis of fatigue crack propagation of orthotropic steel bridge decks is of significance for improving the safety of steel bridge decks. In this research, numerical simulation of fatigue crack propagation in key positions of orthotropic steel bridge decks has been carried out based on FRANC3D. On the basis of the numerical simulation results, uncertainty analysis based on evidence theory of fatigue crack propagation life prediction has been carried out. The main research work is as follows:

(1) Established two refined finite element models of orthotropic steel bridge decks' arc opening of diaphragm plate and welding of U ribs and top plate. Finite element static analysis has shown that the two arcs around the opening of diaphragm plate and the welding of U ribs and top plate in midspan section are fatigue hot spots. Stress distributions near the fatigue hot spots have also been obtained by static analysis.

(2) The initial cracks are inserted into the fatigue hot spots of the orthotropic steel bridge decks. FRANC3D is used to analyze the stress intensity factors of initial cracks. By using comparative analysis method, the initial crack stress intensity factors' change regularity under different initial crack locations, magnitude of load, size and shape of initial cracks, residual stress and multi-cracks existence has been studied.

(3) Based on the maximum generalized stress criterion, refined numerical simulation of fatigue crack propagation process has been carried out and fatigue life of fatigue hot spots of the orthotropic steel bridge decks have been predicted based on Paris model. The fatigue life's change regularity under different initial crack locations, magnitude of load, size and shape of initial cracks, residual stress has been studied. The fatigue life of cracks in orthotropic steel bridge decks' key positions under the

variable amplitude fatigue load based on normal vehicle and the heavy vehicle spectrum has also been studied.

(4) Considering the epistemic uncertainty in the fatigue crack propagation analysis of orthotropic steel bridge decks' key position, the evidence theory medtod is applied to quantify the parameter's uncertainty in Paris model. An uncertainty analysis method of orthotropic steel bridge decks' key positions is created based on the experimental data and numerical simulation. The veracity of the method has been verified by a Q345 steel plate standard CT specimens of fatigue crack propagation experiment results. Thus, all kinds of engineering structures' uncertainty analysis of fatigue crack propagation life prediction can be carried out by this method. The method has been applied to the uncertainty analysis of the fatigue life prediction of the orthotropic steel bridge decks' key positions.

Key Words: orthotropic steel bridge decks, fatigue crack propagation, stress intensity factors (SIFs), fatigue life, evidence theory, uncertainty analysis

目录

摘要 I
ABSTRACT III
目录 V
第 1 章 绪论 1
1.1 研究背景及意义 1
1.2 正交异性钢桥面板的特点 2
1.2.1 正交异性钢桥面板的发展与特点 2
1.2.2 正交异性钢桥面板的疲劳裂纹问题 5
1.3 疲劳裂纹扩展分析中的不确定问题 6
1.3.1 疲劳裂纹扩展分析中的不确定来源 6
1.3.2 不确定性的量化方法与表达 7
1.3.3 不确定分析方法的选择 9
1.4 国内外研究现状概况 9
1.4.1 基于断裂力学的疲劳裂纹扩展研究现状 9
1.4.2 正交异性钢桥面板的疲劳裂纹问题研究现状 13
1.4.3 疲劳裂纹扩展不确定分析研究现状 14
1.5 本文的研究内容及框架 15
1.5.1 本文的研究内容 15
1.5.2 本文的研究框架 16
第 2 章 疲劳裂纹扩展的基本理论与不确定性 19
2.1 引言 19
2.2 疲劳裂纹发展的阶段与类型 20
2.2.1 疲劳破坏的不同阶段 20
2.2.2 疲劳裂纹的分类 21
2.3 裂纹尖端周边的应力场和位移场计算 22
2.3.1 I 型裂纹尖端周边的应力场和位移场 22
2.3.2 II 型裂纹尖端周边的应力场和位移场 23
2.3.3 III 型裂纹尖端周边的应力场和位移场 24
2.3.4 应力强度因子的计算 25
2.4 复合型疲劳裂纹扩展准则 27
2.4.1 最大周向应力或最大主应力准则 27
2.4.2 最大能量释放率准则 28
2.4.3 最小应变能密度因子准则 29
2.5 疲劳裂纹扩展速率与疲劳裂纹扩展模型 30

2.5.1 疲劳裂纹扩展速率 30
2.5.2 几种常见的疲劳裂纹扩展模型 31
2.5.3 Miner 损伤累积准则 32
2.6 疲劳裂纹扩展的不确定性 33
2.7 本章小结 35
第 3 章 正交异性钢桥面板关键节点裂纹前缘应力强度因子分析 37
3.1 引言 37
3.2 正交异性钢桥面板节段模型有限元建模与静力分析 37
3.2.1 模型选取与几何参数 37
3.2.2 材料参数与有限元模型参数 39
3.2.3 荷载与边界条件 41
3.2.4 基本模型静力分析结果 42
3.2.5 有限元模拟工况 45
3.3 初始裂纹前缘的应力强度因子分析 46
3.3.1 FRANC3D V7.1 简介与分析流程 46
3.3.2 子模型划分与初始裂纹的置入 49
3.3.3 裂纹前缘应力强度因子初步分析 51
3.4 横隔板弧形开口处初始裂纹前缘应力强度因子的影响因素 56
3.4.1 初始裂纹位置的影响 56
3.4.2 荷载大小的影响 57
3.4.3 初始裂纹尺寸与形状的影响 58
3.4.4 残余应力的影响 60
3.4.5 多裂纹的影响 62
3.5 U 肋与顶板焊缝处初始裂纹前缘应力强度因子的影响因素 64
3.5.1 初始裂纹位置的影响 64
3.5.2 荷载大小的影响 65
3.5.3 初始裂纹尺寸与形状的影响 66
3.5.4 多裂纹的影响 68
3.6 本章小结 68
第 4 章 正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展分析与寿命预测 71
4.1 引言 71
4.2 FRANC3D 疲劳裂纹扩展模拟与疲劳寿命预测方法 71
4.2.1 FRANC3D 裂纹扩展模拟方法 71
4.2.2 疲劳裂纹扩展速率模型 73
4.3 疲劳裂纹扩展特征分析 73
4.3.1 裂纹扩展轨迹模拟 73
4.3.2 裂纹扩展过程中的应力强度因子变化分析 78
4.4 横隔板弧形开口处疲劳裂纹扩展寿命的影响因素 81

4.4.1 初始裂纹位置的影响 81
4.4.2 荷载大小的影响 82
4.4.3 初始裂纹尺寸的影响 83
4.4.4 残余应力影响区的影响 83
4.5 U 肋与顶板焊缝处疲劳裂纹扩展寿命的影响因素 85
4.5.1 初始裂纹位置的影响 85
4.5.2 荷载大小的影响 86
4.5.3 初始裂纹尺寸的影响 86
4.6 变幅疲劳荷载作用下的疲劳裂纹扩展寿命分析 87
4.6.1 基于车辆荷载谱的变幅疲劳荷载 87
4.6.2 横隔板弧形开口处的变幅荷载下疲劳寿命 88
4.6.3 U 肋与顶板焊缝处的变幅荷载下疲劳寿命 89
4.7 正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展寿命对比分析 90
4.8 本章小结 91
第 5 章 基于证据理论的疲劳裂纹扩展不确定分析 93
5.1 引言 93
5.2 不确定性的证据理论量化方法 93
5.2.1 证据理论概述 93
5.2.2 不确定信息的证据理论表达方法 97
5.3 不确定传播的微分演化优化算法 98
5.3.1 不确定传播的数学表达 99
5.3.2 微分演化优化算法 100
5.3.3 基于微分演化的证据理论不确定传播 101
5.3.4 基于证据理论的不确定分析流程 101
5.4 基于证据理论的金属材料参数不确定表达 102
5.4.1 材料参数的试验值 102
5.4.2 材料参数的交叉验证 104
5.4.3 材料参数的证据理论不确定表达 105
5.5 基于证据理论的 Q345 金属板疲劳裂纹扩展寿命不确定分析与验证 107
5.5.1 Q345 钢疲劳裂纹扩展速率试验 107
5.5.2 基于规范法的 Q345 金属板疲劳裂纹扩展寿命计算 109
5.5.3 基于 FRANC3D 的 Q345 金属板疲劳裂纹扩展寿命模拟 110
5.5.4 基于概率理论的金属板疲劳裂纹扩展寿命不确定分析 113
5.5.5 基于证据理论的金属板疲劳裂纹扩展寿命不确定分析 115
5.5.6 金属板疲劳裂纹扩展寿命不确定分析结果对比 118
5.6 基于证据理论的正交异性钢桥面板疲劳裂纹扩展寿命不确定分析 119
5.6.1 基于数值模拟与证据理论的疲劳裂纹扩展不确定分析方法 119
5.6.2 横隔板弧形开口处疲劳裂纹扩展不确定分析 120

5.6.3 U 肋与顶板焊缝处疲劳裂纹扩展不确定分析.....122
5.7 本章小结.....124
第 6 章 结论与展望.....127
6.1 结论.....127
6.2 展望.....128
致谢.....131
参考文献.....133
个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果.....141

第 1 章 绪论

1.1 研究背景及意义

从 20 世纪初开始，人们在应用各种材料尤其是金属材料的实践中，就开始接触到大量的在小于材料所能承受的最大荷载情况下发生的断裂现象，从而注意到了材料的脆性断裂问题。1920 年，英国航空工程师 Griffith[1]在解释玻璃使用过程中的实际破坏强度远低于最大强度的原因时，他提出这是由于材料内部存在初始缺陷，这些初始缺陷会在外力作用下逐渐萌生成为裂纹并不断地扩展，最终导致结构的断裂，这开启了人类对结构疲劳破坏问题的探究。

随着人们对疲劳损伤机理和疲劳损伤规律的研究不断深入，目前已经在各类设计规范上给出了较为完善的疲劳验算与设计方法与流程，然而由于实际工程中的疲劳问题特别是疲劳裂纹扩展的复杂性与不确定性，人们仍然需要对疲劳破坏这一结构失效的最主要原因之一进行更深入的研究。

在人们长期的工程实践中，在航空航天工程、船舶和海洋工程、结构工程上都曾遇到过疲劳破坏造成的惨痛教训，特别是在结构工程的桥梁领域有着大量的疲劳导致结构破坏的案例。1967 年 12 月，美国西弗吉尼亚的 Point Pleasant 大桥的一根拉杆突然断裂并导致了桥面的垮塌，这起事故造成了 46 人丧生，事故原因是由于带有初始缺陷的拉杆在腐蚀疲劳作用下裂纹发生扩展，最终导致了拉杆的断裂[2]。1994 年 10 月，建成仅仅 15 年的韩国的汉江大桥发生突然断裂，32 人在该事故中丧生，事故原因是由于该桥在建造过程中没有按照正常的工艺在施焊前对翼缘板和竖板开坡口，而且该处由于被节点板盖住，在日常的检查中难以被发现，最后在车辆疲劳载荷的持续作用下突然发生断裂[3]。本文所研究的正交异性钢桥面板也深受疲劳问题的困扰，英国 1966 年建成的 Severn 桥在建成 5 年后和 11 年后在三个不同位置均发现了的疲劳裂纹[4]，位于德国的 Haseltal 桥和 Sinntal 桥在建成投入使用后不久也出现了疲劳裂纹[5]。我国的广州虎门大桥在投入使用仅仅 6 年半后在纵横肋焊缝连接处发现了长约 40cm 的疲劳裂纹，京沪铁路泺口黄河大桥在 2000 年全面更换桥面体系后仅 3 年后即在纵横梁连接处发现了长约 50cm 的疲劳裂纹[6]。可见对于现代钢桥上的各类常用钢结构构件如正交异性钢桥面板的疲劳裂纹扩展问题值得引起关注。

另外一方面，目前对于工程结构的疲劳问题以及裂纹扩展问题的分析中存在着大量的理想化条件以及假定，而实际工程问题中存在着大量的不确定性，从国

内外大量的金属疲劳裂纹扩展试验[7-12]中也可以看到构件疲劳寿命具有较大的离散性，这是由于材料属性以及构件的几何形状、边界条件、承受荷载也具有一定的随机性，这就导致了实际工程中的构件疲劳寿命具有较大的不确定性，对其进行偏于保守的疲劳寿命预测分析是十分有必要的，也有着重要的工程意义与价值。

本文基于专业三维裂纹分析软件 FRANC3D 对目前国内外广泛应用在大跨度桥梁上的正交异性钢桥面板关键节点的疲劳裂纹扩展规律进行数值模拟，数值模拟的结果不仅可以为相关设计和试验提供指导，还可以研究得到疲劳裂纹在不同初始条件下的扩展规律。同时本文还针对疲劳裂纹扩展速率模型中存在的认知不确定性采用证据理论和微分演化算法来进行不确定性的量化，并将这种不确定分析方法应用到正交异性钢桥面板的关键节点的疲劳裂纹扩展寿命预测上。本文的疲劳裂纹扩展数值模拟与不确定分析工作对实际工程中的疲劳防断设计与疲劳裂纹扩展寿命预测都具有重要的理论参考意义与实际应用价值。

1.2 正交异性钢桥面板的特点

1.2.1 正交异性钢桥面板的发展与特点

从上世纪 30 年代德国率先使用钢制桥面板代替混凝土桥面板开始，到 20 世纪 90 年代时，在欧洲使用各类形式正交异性钢桥面板的桥梁总数已有超过 1000 座，例如法国诺曼底大桥（Normandie Bridge）、丹麦大海带桥（Great Belt Bridge）等，日本使用正交异性钢桥面板的桥梁也有超过 250 座。例如明石海峡大桥（Akashi-Kaikyo Bridge）、多多罗大桥（Tatara Bridge）等；北美也有 100 余座使用正交异性钢桥面板的桥梁，例如金门大桥（Golden Gate Bridge）。部分国外的应用正交异性钢桥面板的桥梁如图 1.1 所示。

（a）法国诺曼底大桥

（b）丹麦的大海带桥

（c）日本明石海峡大桥

（d）美国金门大桥

图 1.1 国外应用正交异性钢桥面板的桥梁实例

尽管我国对正交异性钢桥面板研究与应用相对欧美较晚，直至 1970 年才建成第一座使用了正交异性钢桥面板的桥梁——潼关黄河铁路桥，但近年来随着国内各类大跨度桥梁的建设蓬勃发展，已有超过 50 座的应用正交异性钢桥面板的桥梁建成，例如上海卢浦大桥、润扬长江公路大桥、舟山西堠门大桥、苏通长江大桥、港珠澳大桥等等。部分国内的应用正交异性钢桥面板的桥梁如图 1.2 所示。

（a）上海卢浦大桥

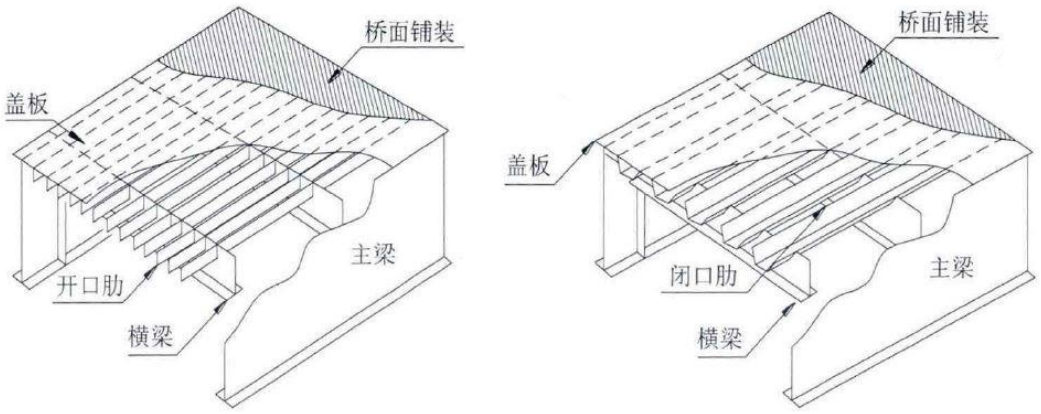
（b）润扬长江公路大桥

（c）舟山西堠门大桥

（d）港珠澳大桥

图 1.2 国内应用正交异性钢桥面板的桥梁实例

正交异性钢桥面板主要由面板、纵肋（通常为 U 型，也有倒 T 型或竖板形式）、横隔板和边梁等基本构件组成，这些基本构件一般通过焊接到一起共同工作，由于这种桥面板结构的构件均是正交相连布置，且在水平面的横向与纵向两个方向上结构刚度与受力特性不同因此得名为正交异性桥面板。正交异性钢桥面板按照纵肋构造的不同可分为闭口肋型与开口肋型两种类型，目前应用较为广泛的为纵肋采用 U 肋的闭口肋型，本文所研究的对象即为纵肋采用 U 肋的闭口肋型正交异性桥面板，正交异性钢桥面板的两种典型构造方式如图 1.3 所示。



（a）开口纵肋型　　（b）闭口纵肋型

图 1.3 正交异性钢桥面板的两种典型构造方式

针对正交异性钢桥面板的受力特点，通常可以将其分为三种不同的结构体系来进行分析。第一体系为主梁体系，该体系由纵肋与顶板构成，纵肋与顶板作为主梁的上翼缘共同参与主梁的受力；第二体系为桥面体系，由纵肋、横隔板和桥面板组成，其中桥面板也可以当作纵肋与横肋的上翼缘受力；第三体系为面板体系，仅由桥面板组成，它可被看作支承在纵肋与横肋上的各向同性连续板，桥面板直接承受铺装层与车辆荷载，并将荷载传递到纵肋与横肋上。

正交异性钢桥面板的受力特点[13]主要有以下几点：

（1）当仅考虑单车荷载时，正交异性钢桥面板所受的应力中顶板、纵肋与横隔板所承受的部分占绝大部分，而主梁构件所承受的应力较小。

（2）正交异性钢桥面板中的应力主要是由其上方附近的车辆荷载所决定的，车辆荷载影响线的局部效应较为明显。

（3）对于正交异性钢桥面板某一特定截面来说，单辆车通过所带来的应力循环次数主要与其产生的应力纵向影响线长度有关，与车辆的轴数与轴距也有关系。

（4）桥面顶板所受的薄膜应力较小，主要受到面外的弯曲应力。

（5）横隔板与纵肋弧形开口部位的应力集中现象特别明显，且在一种加载情况下的开口处两侧受力情况相反，一侧受压而另一侧则受拉。由以上受力情况可以发现，横隔板弧形开口处的应力影响线范围很小，只有当车辆经过其周围时才会产生较大的应力。因此在桥梁的设计寿命期内桥面板承受的由车辆荷载的应力循环次数可以超过亿次，这也是正交异性钢桥面板易于受到疲劳裂纹侵袭的重要原因之一。

总结来说正交异性钢桥面板结构具有结构自重小、截面高度低、承载能力强、施工安装速度快、可工厂批量预制、结构连续性好、后期维护简便等诸多优点。这些优势使得正交异性钢桥面板相较各类桥面板中有着较强竞争力，因此非常适合应用于中、大跨度桥梁的建造当中，近年来可以看到在国内外的大跨桥梁中有着越来越多的运用。

1.2.2 正交异性钢桥面板的疲劳裂纹问题

正交异性钢桥面板在拥有着前文所述的诸多优点的同时，也和许多钢结构构件一样面临着疲劳的问题。从理论上来看，由于正交异性钢桥面板相对传统桥面板的结构构件众多，其构造也更为复杂，存在着大量需要焊接连接的部位，焊接会产生残余应力，使得焊缝附近更加容易受到变幅拉应力的影响，还有焊缝附近或是钢结构构件加工时的初始缺陷，直接承受往来车辆活荷载的反复作用，由于这些因素的，正交异性钢桥面板是较为容易产生疲劳损伤的[14]。在产生疲劳裂纹后，疲劳裂纹的存在会极大地影响桥梁的使用寿命而且，正交异性钢桥面板的更换维护也较为困难。

人们最早观察到的的正交异性钢桥面板的疲劳裂纹来自英国 1966 年建成的 Severn 桥，该桥建成 5 年后和 11 年后在三个不同位置均发现了的疲劳裂纹[4]，位于德国的 Haseltal 桥和 Sinntal 桥在建成投入使用后不久也出现了疲劳损伤[5]，，美国、日本等地的正交异性钢桥面板的桥梁上也有随着桥梁投入一定时间后疲劳损伤裂纹出现的报告[2]。我国的广州虎门大桥在投入使用仅仅 6 年半后在纵横肋焊缝连接处发现了长约 40cm 的疲劳裂纹，京沪铁路淅口黄河大桥在 2000 年全面更换桥面体系后仅 3 年后即在纵横梁连接处发现了长约 50cm 的疲劳裂纹[6]

日本曾对 2 个市内约 7000 个正交异性钢桥面板工程实例进行了调研，正交异性钢桥面板结构中主要的几大类疲劳裂纹部位以及出现情况的比例如表 1.1 和图 1.4 所示[15]。

从表 1.1 以及图 1.4 的疲劳裂纹出现的位置比例图可以看出，在正交异性钢

桥面板钢桥面板结构中，横隔板弧形开口处（②）出现裂纹的比例最高，占全部损伤数量的 38.2%，略少于横隔板弧形开口处的是顶板与竖向加劲肋的焊接部位（③），占全部损伤数量的 31.5%。顶板和纵肋的焊接位置（④）占全部疲劳损伤数量的 18.9%。可以看到，②③④这几个位置的裂纹占据了全部损伤的绝大多数，占比约为 88%。黄云[16]对虎门大桥和海沧大桥的疲劳裂纹出现情况进行了观测，发现疲劳裂纹主要会出现在横隔板弧形开口处、U 肋与横隔板焊接端部焊趾处、顶板与 U 肋焊接焊缝处、U 肋相接焊接嵌补段等位置。

表 1.1 典型正交异性钢桥面板易疲劳开裂部位汇总

序号	疲劳开裂部位	序号	疲劳开裂部位
①	U 肋与横隔板焊接区域（过焊孔）	⑤	U 肋现场接头过焊孔区域
②	横隔板弧形开口处	⑥	顶板与横隔板焊接区域
③	顶板与竖向加劲肋焊接区域	⑦	U 肋对接焊区域
④	顶板与 U 肋焊接区域	⑧	U 肋与边横隔板焊接区域

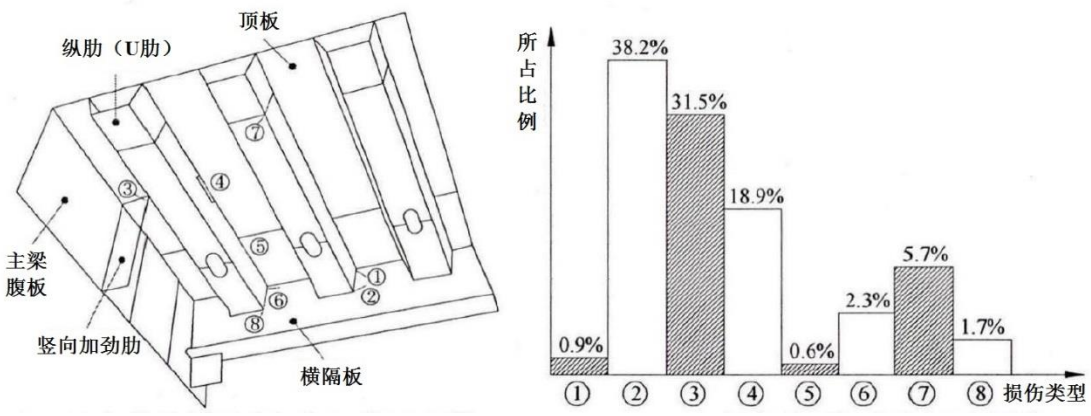


图 1.4 各疲劳裂纹易出现位置与占比

根据实际观测结果并结合正交异性钢桥面板的受力特点，本文主要针对正交异性钢桥面板中最容易出现疲劳裂纹的两个位置即横隔板弧形开口处（②）和顶板和纵肋的焊接位置（④），进行疲劳裂纹扩展的数值模拟与不确定分析，另外 U 肋与横隔板焊接处也一并考虑在横隔板弧形开口处的模型中进行模拟与分析。

1.3 疲劳裂纹扩展分析中的不确定问题

1.3.1 疲劳裂纹扩展分析中的不确定来源

不确定性分析需建立在不确定性合理表达的基础之上，而对不确定性的合理表达则首先需要对不确定的来源进行正确的理解和分类。Oberkampf[17]和

Helton[18]将不确定性分为两类，一是由于系统固有的不稳定、噪声、干扰等引起的偶然不确定；二是由于知识的缺乏、信息的不完整等所导致的认知不确定性。

工程实践中存在很多的不确定性来源，如材料物理性能、几何尺寸、初始缺陷、边界条件、荷载条件等，同时科学计算中也存在许多不确定性来源，如离散误差、迭代收敛误差、舍入误差、由计算机编码错误引起的误差、模型形式的误差等。这些不确定性来源最终可归类为：纯偶然不确定性、纯认知不确定性或混合偶然-认知不确定性。但这种分类不是绝对的，随着人的认知水平的提高或采集的信息量的增加，认知不确定性来源将不断减少，而混合偶然-认知不确定性将转化为偶然不确定性。在工程实际中，应尽量减少认知不确定性所产生的影响。对于偶然不确定性问题，工程中已有成熟的概率理论对其进行分析。而对于认知不确定性，由于一般缺乏足够的样本情况，则需要选择合适的不确定性理论对不确定性进行表达或量化，这对工程结构的计算和设计具有重要意义。

更进一步具体到结构的疲劳裂纹扩展问题上来说，在实际结构上作用的荷载本身具有随机性，构件的几何形状和边界条件也具有一定的变化性，同时构件的材料性质多数由试验确定，受到试验条件的不同和试验数据的离散性的影响。其次，对疲劳寿命预测最准确的方法是基于真实初始裂纹开始进行裂纹扩展分析，然而当初始裂纹处于小裂纹萌生阶段时，现阶段还无法通过模型进行准确的描述或是预测，这就意味着在需要先对初始裂纹尺寸进行合理的假设，随后才可以纳入到现有的疲劳裂纹扩展模型中进行计算，这就带来了初始裂纹假定的不确定性。另外，目前已有许多不同的裂纹扩展模型被提出，不同模型的存在说明了这些模型都存在着一定的局限性与不确定性。用于传播裂纹的裂纹扩展公式中的参数是通过试验数据拟合得出的，也具有一定的离散性。因此在工程实践中考虑疲劳裂纹扩展问题的不确定性是十分有必要的。

1.3.2 不确定性的量化方法与表达

在疲劳损伤分析中存在 1.3.1 中所述的多种不确定性，其中既包括偶然不确定性又包括认知不确定性，所以在疲劳损伤分析中考虑这些不确定性，研究不同种类不确定性的量化方法，提出不确定作用下的预后方法是很有必要的。

长期以来，概率理论是处理不确定性问题的最普遍的方法，尤其当不确定变量的概率分布已知时，基于概率理论的方法是最好的分析方法。不过到了 20 世纪末以后，随着对大量不确定性问题研究的深入，概率理论的局限性渐渐体现出来，因为在统计数据较少或计算模型不够精确时，通过信息不精确引起的认知不确定性无法用概率理论来描述，于是许多不确定理论相继被提出来解决各类不确

定问题。以下是一些常用的不确定表达理论[19]：

（1）概率理论

概率理论适合分析客观不确定，需要已知不确定变量的概率分布，采用单一概率值来表示事件发生的可能性大小。概率理论需要足够的随机试验结果为基础来确定随机现象的数量变化规律，才能获得相应的概率分布特征。工程中常用的概率分布类型有：高斯分布（亦称正态分布）、对数正态分布、均匀分布、泊松分布和指数分布等。

（2）区间分析[20]

区间分析是凸集合理论的特例，适用于仅不确定性参数的上、下界可知的情况。它采用一个区间来表达不确定参数的可能变化范围，即无需知道不确定参数精确的概率分布或其他信息。在区间数学中，区间被定义为一种新类型的数的“区间数”，可以通过特定的法则进行基本运算。

（3）区间概率[21, 22]

区间概率以概率理论为基础，适用于不能精确获知事件概率的情况。区间概率应用概率测度来估计特定事件发生的真实概率的上下界限。该方法可以与条件概率结合，以考虑事件之间的相关性。

（4）可能性理论[23, 24]

可能性理论是定义参数正好取某特征值的可能性程度。尽管容易混淆，但是可能性理论适合于处理不精确的不确定性，而概率理论则适用于模拟事件发生的可能性。可能性理论以可能性测度来判断参数是否可能取某个特值，然后再以必然性测度量化该参数的程度。

（5）Info-Gap 理论[25-28]

Info-Gap 理论是针对有限信息条件下不确定性问题的处理方法，能够处理“严重不确定性”问题的理论，这种方法对不确定性参数的分布做出合理假定下，从而得到相关假定下不确定参数的名义值，但对于不确定性参数的更多具体信息无法进行分析。

（6）证据理论[29, 30]

证据理论是一种适用于处理仅已知较少信息的问题的不确定分析方法，证据理论会对一个不确定问题构建由互不相容的几个基本命题（假定）组成的辨识框架，该辨识框架的子集即为命题，这些命题中包含了对某一问题的所有可能结果，但事实上只有一个结果是现实中正确的。分配给各命题的信任程度称为基本概率分配（BPA，也称为 mass 函数），一般可以用 $m(A)$来表示，代表了对命题 A 信任度的大小。通常概率理论可看作证据理论的特例，但是证据理论能满足比概率理论更弱的条件；既能够处理认知不确定问题，也能够处理偶然不确定问题。

1.3.3 不确定分析方法的选择

前文所介绍的不确定理论都有各自的优势，在实际工程中需要根据不确定性类别和知识水平来选择最适合的处理理论。下面以三种典型的方法（区间分析、证据理论、概率理论）为例进行介绍，如图 1.5 所示。

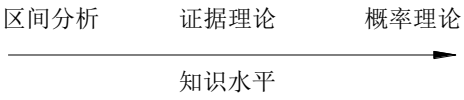


图 1.5 知识水平与不确定性理论的关系

当对问题的不确定性信息知之甚少时，就难以获得很多的统计数据来描述不确定参数的概率分布或隶属函数。区间分析方法仅需要不确定参数的分布区间而无需明确其概率分布函数，此时便适合采用用区间分析法，也能获得较好的结果。

当对问题的认知非常完备，具备足够的数据信息来描述不确定参数的概率分布时，适合采用概率理论来进行不确定分析。但在很多情况下，精确定义概率分布所需的不确定参数数据量往往难以获得，特别是在实际工程中，所需的不确定参数的统计往往需要花费大量时间或是进行大规模的试验，有些数据甚至根本不具备获取的条件。所以在应用概率理论进行实际的不确定问题的分析中，往往需要对不确定参数的随机分布类型及相关参数设置某些合理假定或是近似，从而使得分析能够顺利进行，但这也会对结果产生一定的误差。

证据理论在处理不确定性信息上具有较强适应性，能够处理多类别的不确定问题，证据理论既能够处理随机问题所带来的偶然不确定性，又能够在不作出任何额外假设的情况下，处理不具体性所产生的认知不确定性。近年来证据理论已经成功应用在一些结构工程的应用中[31-36]，本研究则将证据理论引入到实际工程结构即正交异性钢桥面板的疲劳裂纹扩展的不确定分析中。

1.4 国内外研究现状概况

1.4.1 基于断裂力学的疲劳裂纹扩展研究现状

裂缝是许多工程结构中常见的缺陷，裂纹的存在会使得结构的局部应力发生了巨大的变化，在裂纹尖端会形成大大超过周围应力大小的应力集中区域，当裂纹达到一定的临界长度时，即使受到小于材料所能承受的最大应力作用，裂纹也会不断扩展并最终导致结构的破坏。传统的疲劳强度计算假定构件不存在初始裂纹，以交变应力作用下光滑小试样测得的材料疲劳极限为依据,并考虑各种因素

作为材料的疲劳极限,由于在结构的制造或是使用过程中往往会产生初始缺陷或是裂纹，因此传统的分析方法无法确保结构的安全。因此，结构安全评价的研究重点逐渐从传统的疲劳损伤转向考虑裂纹扩展的疲劳断裂问题。

人们对于疲劳裂纹扩展的研究可分成两个方面：一是研究裂纹扩展的物理理论原理，二是研究解决裂纹扩展问题的数值模拟技术[37]。

目前对于疲劳裂纹扩展规律的研究主要是利用试验与数值分析方法进行研究。从上世纪 40 年代开始，人们开始对疲劳裂纹的扩展规律进行研究，但是受制于研究条件的限制，并未得到太多有价值的结论。等到了上世纪 50 年代，随着电子显微镜的应用，使得从微观角度研究疲劳裂纹扩展问题成为了可能。通过观察微观晶粒尺度上的材料断裂过程，laird 模型、微孔联接模型等[38]裂纹扩展判据被提出。

微观研究的成果为不考虑材料内部微观晶粒断裂的宏观裂纹扩展力学模型的提出提供了理论基础。1957 年，Irwin[39]提出使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，在线弹性断裂力学中，获得裂纹尖端的应力强度因子是一项重要的工作。

上世纪 60 年代，疲劳裂纹扩展的宏观研究取得了重大进展。1961 年 Paris 和 Erdogan[40]首次基于断裂力学对疲劳裂纹扩展问题进行了研究，提出了裂纹扩展速率模型，即著名的 Paris 模型，该模型给出了裂纹扩展速率与裂纹尖端应力强度因子关系的表达式。Paris 公式开创性的将应力强度因子幅值 ΔK 引入到疲劳裂纹扩展研究中。1967 年，Forman[41]进一步考虑了载荷应力比 R 及平均应力 σ_{m} 对疲劳裂纹扩展的影响，提出了 Forman 模型。Forman 模型在处理不同应力比下的材料试验数据时有着非常好的效果。

上世纪 70 年代，在 Paris 模型的基础上，Paris 进一步明确了适用于 Paris 模型的近门槛区与中部区（Paris 区）的裂纹扩展速率表达式[42]，确定中部区下界的有效应力强度因子门槛值 K_{th} 以及上界的断裂韧性 K_{c} 的概念也被提出，并且能够由试验测得，另外有适用于不同区域的共计 100 多个各类疲劳裂纹扩展速率模型被提出。不过 Paris 模型依旧广泛受到认可，适用于处理位于中部区的大部分裂纹拓展问题。

裂纹扩展问题的求解方法主要可以分为解析法和数值法，一些裂纹的扩展的二维基本问题可以通过积分变换等方法得到解析解，但是并非所有的问题都能够进行求解，特别是三维复杂结构的裂纹扩展问题，因此解析法无法满足工程的实际需求。随着计算机与数字模拟技术的发展，通过数值方法与数值软件可以求解复杂结构的断裂力学问题，从而模拟实际工程结构中的裂纹扩展情况。

目前，对于结构裂纹扩展的数值模拟方法主要有常规有限元法（LFEM）、

扩展有限单元法（XFEM）、无网格法（Element-free Method）、虚拟裂纹闭合法（Virtual Crack Closure Method）和边界元法（Boundary Element Method）等。

（1）常规有限元法（LFEM）

常规有限元法是结构静力分析的常用方法，其通过将结构划分成多个六面体或是四面体单元，对各个节点建立矩阵形式的结构力学方程组进行迭代求解，单元内部的结果则使用插值函数来得到。

1989 年，Smith 和 Cooper[43]通过常规有限元方法模拟了 I 型平面裂纹扩展问题，该方法能够计算得到裂纹尖端的应力强度因子，并且实现了网格自动重划分以及裂纹的自动扩展。Lin 和 Smith[44]之后在此基础上进一步模拟了拉弯载荷作用下的三维平板表面裂纹扩展问题。Sumi 和 Wang[45]应用有限元法对这种方法进行了优化，将数值模拟结果与解析解进行叠加，从而求得更加精准的应力强度因子值，并且通过曲线拟合平滑裂纹扩展的前缘，最后将该方法应用到了二维多裂纹自动扩展的问题上。

常规有限元方法的最大缺点是裂纹只能沿着单元的边界进行扩展，因此必须预先设定裂纹扩展路径，无法进行任意路径的裂纹扩展。

（2）扩展有限元法（XFEM）

近年来也有学者利用扩展有限元法研究裂纹的扩展特性，该方法由 Belytschko[46]在 1999 年提出，其核心是在有限元矩阵方程的基础之上加入补充的带有不连续性质形函数，从而描述分析域内的不连续即裂纹的存在。Zi 和 Belytschko[47]利用扩展有限元法对静态粘聚裂纹进行分析，实现了独立的网格划分与裂纹扩展模拟。李建波等[48, 49]使用了特殊的广义节点插值来描述含裂纹结构中的不连续位移场，另外运用了虚拟层合元的方法来处理被裂纹扩展穿越的单元的子域积分问题。

扩展有限元法允许裂纹穿越单元，从而与不含裂纹的普通有限元分析类似只需划分较为规则的网格即可实现裂纹扩展的模拟，无需沿着裂纹边界划分。该方法采用扩展形函数来表达裂纹表面与尖端所产生的不连续，从而可以在较为粗略的规则网格上获得较精确的数值解。

（3）无网格法（Element-free Method）

无网格法由美国西北大学的 Belytschko 等[50]提出，又可称为无网格伽辽金法（Element-free Galerkin Method）。无网格法的计算只需要节点信息即可，非常适合处理存在裂纹结构的非连续问题，在对动态裂纹扩展问题模拟的收敛精度要优于传统或是扩展有限元法。Belytschko 等使用该方法模拟二维裂纹扩展问题后发现该方法计算量较大，但对于裂纹扩展的模拟具有良好的稳定性[51, 52]。Fleming 等[53]进一步在裂纹尖端的位移场函数中加入渐进展开项以平滑裂纹前缘，以消除

裂纹前缘的应力振荡。无网格法的主要优点在于可以不受网格划分对裂纹扩展模拟产生的影响，因此可以模拟任意轨迹的裂纹的扩展问题。

无网格法的主要问题在于其近似方法使用的多数不是一般多项式近似，为了保证计算的精度必须在每个网格处使用高阶高斯积分，从而导致无网格法需要较大的计算量。

（4）虚拟裂纹闭合法（Virtual Crack Closure Method）

虚拟裂纹闭合法是基于线弹性断裂力学的应变能释放率准则，主要适用于脆性材料的裂纹扩展问题。方修君[54]等使用虚设节点法模拟了三支点受弯梁的裂纹扩展问题，该梁所用的材料是准脆性材料。张正艺[55]等为了对船舶结构的大尺度裂纹扩展问题进行模拟，采用虚拟裂纹闭合法将三维结构中的裂纹简化为了线状裂纹模型。

虚拟裂纹闭合法的主要优点在于在只需要节点上的力与位移信息即可进行裂纹扩展的模拟，这些信息可以易于从有限元分析结果中得到。这种方法的主要局限性在于其仅适用于模拟脆性材料的裂纹扩展问题，无法模拟任意未知路径的裂纹扩展问题，在模拟前必须指定初始裂纹以及裂纹扩展路径。

（5）边界元法（Boundary Element Method）

边界元法是在有限元之后被提出的一种新的数值分析方法，相较传统有限元法有着更好的精度与计算效率，适合处理任意轨迹的疲劳裂纹扩展的模拟问题。边界元法的核心思想是在模型的边界上构建边界积分方程，并使用数值方法对其进行求解。边界积分方程是一组边界划分离散后方程组，其构建方法是在控制微分方程的基本解的基础之上，对模型边界进行划分离散。

边界元法的核心思路[56]为：

1）将有限元模型的微分方程组转化为模型边界上的边界积分方程组问题；

2）将边界积分方程转化为易于计算代数方程组。首先将模型边界进行划分离散，每个边界元上节点函数信息由插值确定；

3）代入边界条件对代数方程组进行求解，求得边界节点上的函数结果；

4）由插值方法确定边界区域内的任意一点的求解结果。

Grestle[57]和 Gallego [58]基于边界元法，使用四节点等参单元以及裂纹尖端附近的可移动奇异单元进行了动态裂纹扩展的模拟，同时实现了网格的自动重划分。Doblare[59]等应用边界元法对正交异性材料的裂纹扩展问题进行了模拟。董春迎[60]等更进一步对各向异性材料的界面裂纹扩展进行了模拟。

相比于传统有限元方法而言，边界元法的最大优点[61]是计算效率较高，由于其只对模型边界上的未知量进行数值计算，从而使得方程组相较有限元减少了一个维度，这就大大减少了计算量，在处理复杂的实际结构问题时有着更高的计算

效率。边界元在构建边界积分方程组时只对模型边界进行划分和离散，在求解模型域内时采用的是解析法，因此计算精度较高。边界元在计算时也有着更好的灵活性，可以根据需要合理划分子模型与边界，在处理裂纹扩展问题时可以针对裂纹扩展区域构建边界元子模型，从而使分析更加具有针对性，大大降低了计算量。

综上可见边界元法在线弹性断裂力学框架下处理裂纹扩展问题时能够兼顾计算精度与效率，适用于进行裂纹扩展的模拟，本文所采用的三维断裂模拟软件 FRANC3D 正是基于边界元法对裂纹扩展问题进行分析模拟。

1.4.2 正交异性钢桥面板的疲劳裂纹问题研究现状

如前文所述，国内外均发现了大量的正交异性钢桥面板疲劳裂纹出现的问题，国内外对于钢桥面板疲劳问题也进行了大量的研究，以求解决正交异性钢桥面板的疲劳问题。纵观近些年来国内外学者对正交异性钢桥面板疲劳问题的研究可以发现，随着裂纹扩展相关的数值模拟技术与计算机性能的不断升级，再加上试验设备和技术的不断进步，采用的研究方法主要可以分为两大类，一是采用数值模拟方法进行结构优化设计，二是通过构件试验进行研究。

国内外现有的基于正交异性钢桥面板的研究主要是基于损伤力学进行疲劳荷载验算以及静力分析后的结构参数优化设计[62]，也有少部分基于断裂力学的裂纹扩展研究。姜苏[63]基于 ANSYS 编制的命令流程序对正交异性钢桥面板的面板与纵肋焊缝部位进行了裂纹的应力强度因子计算，拟合曲线并与 Eurocode 规范中 S-N 曲线进行了比较。张高楠[64]基于 ANSYS 有限元和对称伽辽金边界元（SGBEM）叠加的 AGILE 疲劳分析模块对三维应力状态下正交异性钢桥面板的面板与纵肋焊缝部位裂纹尖端应力强度因子与裂纹深度的相关变化情况。高科[65]基于扩展有限元针对横隔板弧形开口这个易损部位进行了不同参数下的应力强度因子 K 的分析，并代入 Pairs 公式得到了理论疲劳寿命曲线，并进行了足尺节段模型的试验，得到了单次裂纹扩展试验的 a-N 曲线进行验证。渠昱[66] 对正交异性钢桥面板的节段模型进行了扩展有限元分析与疲劳试验，分析了纵肋与横隔板焊趾附近的热点应力与裂纹扩展路径。黄云等[67]对正交异性钢桥面板纵肋与顶板焊缝附近的裂纹扩展问题进行了数值模拟与试验研究，得到了疲劳寿命的预测结果。Aygül[68]等模拟了某既有桥梁主次梁焊接处的变形疲劳裂纹扩展问题，进行了应力强度因子的参数分析，同时给出了该桥的疲劳裂纹扩展寿命的预测结果。Triamlumlerd 等[69]对开口类型的正交异性钢桥面板的竖向加劲肋底部焊趾裂纹进行了基于 FRANC3D 的裂纹扩展数值模拟，给出了应力强度因子的参数分析以及疲劳寿命的预测，Mikulski 等[70]则研究了桥梁的十字型焊缝趾部产生裂纹的角

焊缝的疲劳损伤演化规律以及应力强度因子与应力比的相关关系，金通[6]对纵肋上与横隔板连接处的马鞍形疲劳裂纹扩展与加固问题进行了有限元模拟，模拟得到了裂纹应力强度因子与扩展路径，在模拟基础上还进行了试验验证。张清华[62]等在对正交异性钢桥面板的研究综述中也指出基于 Pairs 公式与断裂力学对疲劳裂纹扩展进行数值模拟对正交异性钢桥面板的疲劳损伤机理研究有极大地帮助，不过疲劳裂纹扩展模型参数的确定意义、加载情况的影响以及残余应力等问题还有待进一步的研究。

综上可见，国内外学者已经对基于断裂力学进行的正交异性钢桥面板或钢桥面板的疲劳裂纹扩展试验与数值模拟研究有了一定的成熟方法与尝试，但进行的模拟还都较为基本，主要是在常幅荷疲劳载作用下，针对不同尺寸与深度裂纹的应力强度因子进行分析，最终模拟得到 a-N 曲线的数值研究较少，对于裂纹扩展的不确定分析基本是空白。在试验研究上，由于进行足尺疲劳试验需要大量的时间与成本投入，因此所进行的足尺节段模型试验基本都只进行了较少次数的裂纹扩展试验，在无法进行足够多的试验的情况下，数值模拟与不确定分析对于疲劳寿命的预测是十分重要的。另外由于正交异性钢桥面板构件存在大量的焊接连接与弧形切割，焊缝附近或是钢结构构件加工时很容易存在初始缺陷，这就意味着基于初始裂纹进行断裂力学的疲劳裂纹扩展分析以及不确定分析是非常有必要的。因此本文基于更加专业的三维裂纹扩展软件 FRANC3D 针对横隔板弧形开口处与顶板和纵肋的焊接部位进行疲劳裂纹扩展的仿真数值模拟与不确定分析。

1.4.3 疲劳裂纹扩展不确定分析研究现状

在疲劳裂纹扩展分析中存在多种不确定性，这些不确定性会在分析的不同阶段出现，很难找到合适的模型来描述不同分析阶段的不确定性的相互作用。很多结构分析者针对不同种类的不确定性，采用不同的不确定量化方法对裂纹的疲劳行为作出了预测。

对偶然不确定性的量化相对简单，通常采用概率理论分析，Monte Carlo 法是一种最常用的方法。不确定变量的概率特征或分布可以通过变量的矩，Karhunen-Loeve 技术[71]和多项式混沌展开技术[72, 73]来得到。Besterfield[74]将概率有限元分析与可靠性结合起来，用于预测板的裂纹扩展。Liu 和 Mahadevan[75]提出等效初始裂纹（EIFS）的概念，利用 Monte Carlo 采样法来预测概率疲劳寿命。Patrick 等[76]采用贝叶斯技术推断 EIFS，通过 Paris 公式进行直升机传动部件的概率疲劳寿命预测。Sankararaman 等[77]提出代理模型的概念来对具有复杂几何形状并且受到变振幅多轴荷载的结构进行裂纹扩展分析，对代理模型误差带来的不确

定性进行了量化。Sarkar[78]将 Wiener 混沌展开方法来估计随机振动结构的疲劳损伤。Beck 和 Gomes[79]将多项式混沌用来表达随机裂纹扩展数据，其中认为金属中的裂纹扩展是一个随机过程。Blacha 和 Karolczuk[80]验证了基于概率模型预测钢焊接接头最薄弱节点疲劳寿命的有效性，Riahi[81]提出随机配点法用于随机裂纹扩展的预测。Zhao[82]将随机配点法和贝叶斯方法结合起来用于金属材料的疲劳裂纹预后，其中给定随机参数为一定的分布类型，例如正态分布。与 Monte Carlo 法相比，这种方法具有更高的效率，可以节省时间并且获得更精确的预测结果。然而，当没有足够的数据或者信息缺乏时，将不能获得概率分布函数或高阶统计矩，传统的概率方法将不适用于疲劳寿命预测问题。

与偶然不确定性不同，对于认知不确定性，通常没有足够的数据来获得不确定变量的概率描述，于是一些主观概率描述和基于区间描述的非概率方法被提出来处理认知不确定性。Worden 和 Manson[83]根据给定 Paris 模型参数的变化范围，采用区间算法，研究了参数不确定性对金属板寿命估计的影响。Surace 和 Worden[84]进一步在区间算法的框架内对损伤发展进行了研究。Tang 等[34, 85]运用证据理论对 2024-T42 铝合金板以及混凝土的疲劳构件试验的疲劳寿命认知不确定性进行了分析。

在以往的研究中，对疲劳裂纹扩展中偶然不确定性的分析主要采用概率理论，对认知不确定性的分析主要采用区间算法，考虑的不确定性主要包括荷载条件随机性、材料参数离散性等，对数据不确定性和模型不确定性研究较少，研究对象上对金属板、焊接接头等基本标准试验构件的研究较多，较少有在疲劳损伤预后中考虑裂纹扩展模型的认知不确定性，也几乎没有针对实际工程结构的疲劳损伤不确定分析，因此本文主要针对裂纹扩展模型的认知不确定性采用证据理论和微分演化算法来完成不确定性的量化，并应用到正交异性钢桥面板的关键节点的疲劳裂纹扩展寿命预测上。

1.5 本文的研究内容及框架

1.5.1 本文的研究内容

本文主要针对正交异性钢桥面板。具体内容如下：

（1）第一章为绪论，主要阐述了本文的选题背景、研究意义与研究框架，介绍了正交异性钢桥面板的疲劳问题、疲劳裂纹扩展问题以及基于证据理论的不确定分析方法的研究现状和概况。

（2）第二章为理论简介，主要介绍了基于断裂力学的疲劳裂纹扩展的基本

理论与基于证据理论的不确定分析方法。首先简要介绍了疲劳破坏的不同发展阶段以及裂纹三种分类，详细阐述了裂纹尖端附近的应力场、位移场以及应力强度因子的计算方法。随后进一步详细阐述了三种常用的判断裂纹扩展角度方向的裂纹扩展准则，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）第三章为正交异性钢桥面板关键位置初始裂纹前缘应力强度因子分析。本章首先建立了典型正交异性钢桥面板的两个有限元节段模型，重点分析了横隔板弧形开口处（包括横隔板与 U 肋焊接处）与 U 肋与顶板焊缝处两个位置的疲劳裂纹扩展问题。在 ABAQUS 有限元静力分析的基础上，应用 FRANC3D 模拟计算了初始裂纹的裂纹前缘应力强度因子，并对不同规范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进行了对比分析。另外，本章还对多初始裂纹存在的情况下裂纹前缘应力强度因子的模拟结果进行了分析。

（4）第四章为正交异性钢桥面板关键位置裂纹扩展分析及寿命预测。基于最大周向应力准则，对疲劳裂纹扩展过程进行了精细化模拟，采用 Paris 模型对关键位置裂纹扩展寿命进行预测，并研究了不同初始条件对疲劳裂纹扩展轨迹、疲劳裂纹扩展过程中裂纹形状和裂纹疲劳寿命结果的影响。另外，本章还对基于一般车辆与超重车辆荷载谱的变幅疲劳荷载下的正交异性钢桥面板关键位置裂纹疲劳寿命进行了比较分析。

（5）第五章为基于证据理论的疲劳裂纹扩展不确定分析。本章针对疲劳裂纹扩展问题中普遍存在的模型参数的认知不确定，采用基于证据理论与微分演化算法的不确定分析方法，建立了基于实验数据和数值模拟相结合的结构疲劳裂纹扩展寿命预测不确定分析方法，该方法的合理性通过一 Q345 钢金属板标准 CT 试件的疲劳裂纹扩展试验得到了验证，并将该方法应用于正交异性钢桥面板关键节点的疲劳寿命预测的不确定分析中，得到正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展寿命的量化不确定结果。

（6）第六章为结论与展望。本章对全文的研究工作和结论进行了归纳总结，并对下一步的研究方向进行了展望。

1.5.2 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：

本文首先根据正交异性钢桥面板的结构以及受力特点建立了正交异性钢桥面板节段有限元模型，通过实际工程情况观测以及有限元静力分析获得正交异性钢桥面板的易于发生疲劳裂纹的疲劳热点位置。

随后在疲劳热点处引入初始裂纹，使用专业三维裂纹分析软件 FRANC3D 计算初始裂纹的应力强度因子，并分析各种初始条件对初始裂纹的应力强度因子的影响。

之后，应用 FRANC3D 基于最大周向应力裂纹扩展准则进行裂纹拓展的模拟，应用 Paris 疲劳裂纹扩展模型对进行疲劳寿命预测，并基于此分析不同初始条件对裂纹的扩展轨迹、疲劳裂纹扩展过程中裂纹形状以及裂纹扩展寿命的影响。

最后基于 FRANC3D 的模拟计算结果与证据理论的不确定分析方法对正交异性钢桥面板疲劳裂纹扩展问题进行了不确定分析。针对疲劳裂纹扩展问题中普遍存在的模型参数的认知不确定，基于实验数据和数值模拟相结合建立了正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展寿命预测不确定分析方法，该方法的合理性通过一 Q345 钢金属板标准 CT 试件的疲劳裂纹扩展试验结果得到了验证，并将该方法应用于正交异性钢桥面板关键节点的疲劳寿命预测的不确定分析中，得到了正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展寿命的预测区间结果。

本论文的研究框架如图 1.6 所示。

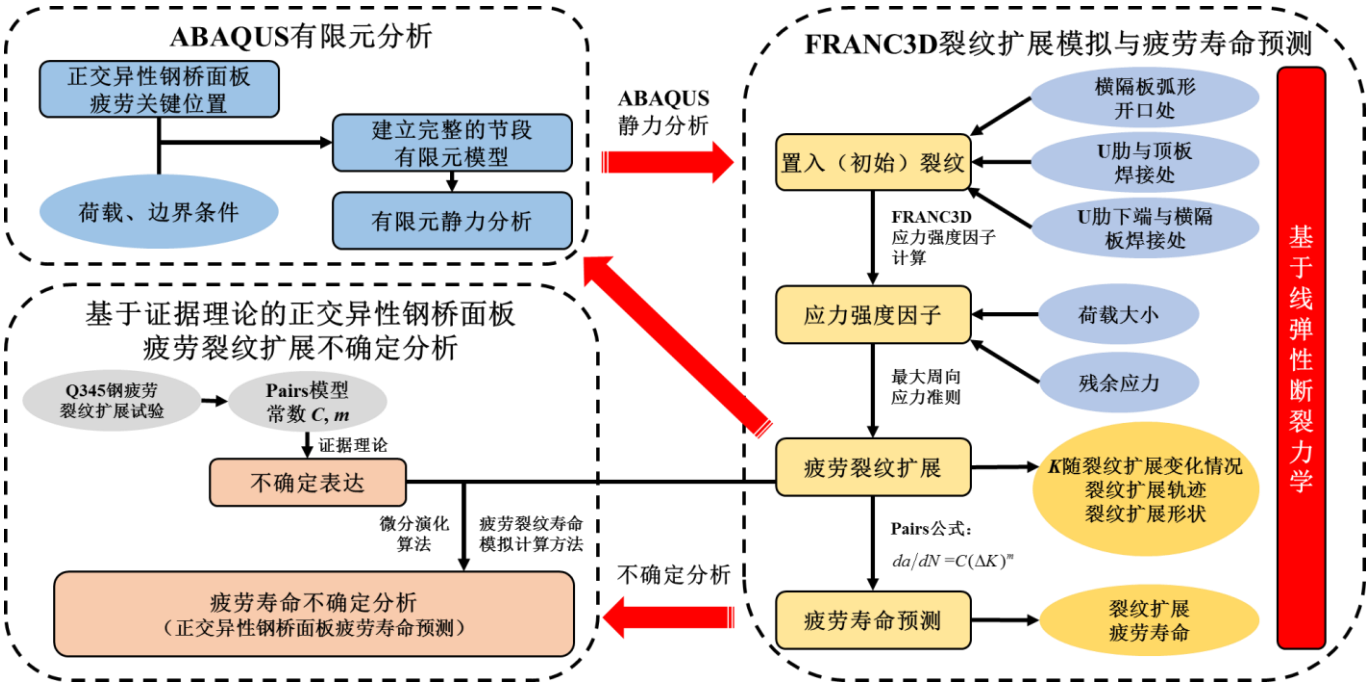


图 1.6 论文研究框架

第 2 章 疲劳裂纹扩展的基本理论与不确定性

2.1 引言

如绪论中所言，断裂尤其是疲劳裂纹扩展导致的断裂是引起结构构件失效的主要原因，并且可能造成重大事故。本文裂纹扩展的分析是基于线弹性断裂力学进行的。英国航空工程师 Griffith[1]于 1920 年尝试解释玻璃的脆性材料疲劳断裂问题，首次引出了断裂力学的概念。

断裂力学是研究裂纹扩展规律与含裂纹结构的使用寿命与强度的一门学科。按研究的思路与内容不同，断裂力学可以分为宏观断裂力学和微观断裂力学，针对正交异性钢桥面板这类实际工程结构的裂纹扩展问题，本文所研究的主要是宏观层面上的裂纹扩展规律。宏观断裂力学一般又可分为线弹性断裂力学和弹塑性断裂力学两大类，前者适用于仅在裂纹尖端周围发生小范围屈服的情况，而后者则适用于裂纹尖端周围发生大范围屈服的情况。实际工程结构中所应用的金属材料裂纹尖端周围的塑性区一般较小，远小于裂纹长度，因此仍然可以在线弹性断裂力学的范畴内来进行分析。因此，本章首先将介绍线弹性断裂力学下的裂纹扩展基本理论，作为后文进行裂纹扩展数值模拟的基础。

不过在对断裂力学以及结构裂纹扩展探究中可以发现，结构裂纹扩展的情况与变化规律存在着很大的不确定性，从众多的疲劳裂纹扩展试验的实例[7-11, 86-88]中可以看到试验测得的疲劳寿命以及 Pairs 模型材料参数 C 和 m 都存在较大的离散性，国内外相关文献中[10, 12]的实测疲劳寿命数据相对整体均值的差异幅度甚至有超过 100%以上。导致试验数据离散的主要原因是金属微观结构的不连续性与外界条件的随机性，在进行理论计算或是数值模拟时，存在着大量的理想化的假设，金属材料在宏观上被认为是均匀连续的，边界条件荷载条件也被认为是确定的，然而实际上并非如此。在疲劳裂纹扩展的分析中存在着不同来源的偶然不确定性和认知不确定性，例如荷载条件的随机性、材料性质的离散性、初始裂纹尺寸的离散性、由于实验数据的离散性引起的裂纹扩展公式参数的离散性、裂纹扩展公式本身的不准确性等。这些不确定性的存在会对疲劳寿命预测产生较大的影响，所以需要在疲劳寿命预测中考虑不确定性以提高预测结果的准确性与可靠性。因此本章还将在线弹性断裂力学基本理论的基础上介绍疲劳裂纹扩展分析中所面临的不确定问题，并阐述裂纹扩展分析中的不确定来源。

2.2 疲劳裂纹发展的阶段与类型

2.2.1 疲劳破坏的不同阶段

疲劳裂纹从发生到最后导致结构破坏是一个极为复杂的过程，这个过程主要可以分为以下三个阶段。

（1）裂纹萌生与微观裂纹扩展阶段（I 区）

对于一个受到小于材料屈服强度的循环应力作用的结构构件，由于材料属性在局部存在不均匀性和变异性，构件表面的部分区域仍会产生相对的塑性滑移。在反复的循环应力作用下，塑性滑移逐步累积形成金属滑移带，滑移带最后会演变为微观裂纹的核。这时候的微观裂纹的核的半径很小，只有约 10 微米左右，而且一般会有多个沿着滑移带分布的微裂纹存在，如图 2.1 所示。裂纹萌生阶段所经历的时间比较漫长，几乎占据整个疲劳寿命的 80%以上。一般该阶段中材料或构件发生失效的风险较低，进行寿命预测的意义不大。

（2）宏观裂纹稳定扩展阶段（II 区）

此时裂纹由微裂纹的核累积形成了单一裂纹，裂纹扩展方向与主拉应力方向垂直，如图 2.1 所示。普遍认为裂纹长度在 0.1mm<a<a_c 范围内时为宏观裂纹稳定扩展阶段。一般在工程实践中只需考虑裂纹稳定扩展的第 II 阶段已完全能够满足实际需要，因此绝大部分研究都是重点分析了裂纹扩展的第 II 阶段。

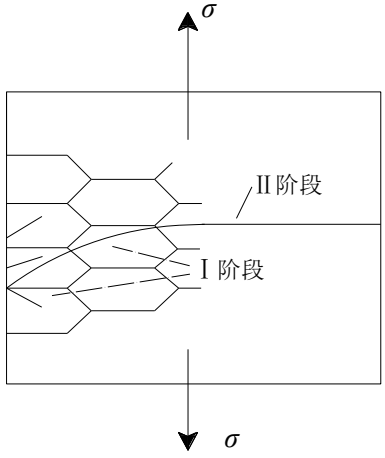


图 2.1 裂纹扩展的不同阶段（I/II 阶段）示意图

（3）断裂破坏阶段（III 区）

当裂纹扩展到临界尺寸 a_c 后，会发生快速失稳扩展，随后导致断裂。断裂破坏阶段（III 区）的时间非常短，只占疲劳总寿命的极小一部分，并且材料或构件在失稳阶段中已丧失了正常服役的能力，因此疲劳损伤预后时可忽略这部分

的计算。

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。由图 2.2 裂纹扩展阶段示意图中可以看出，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[89]。

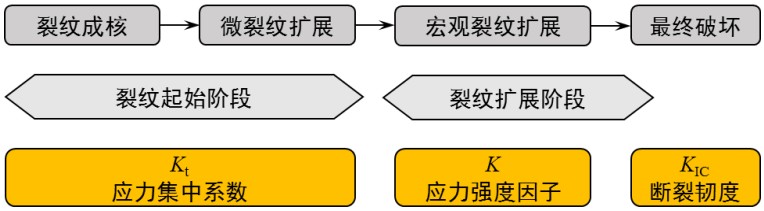
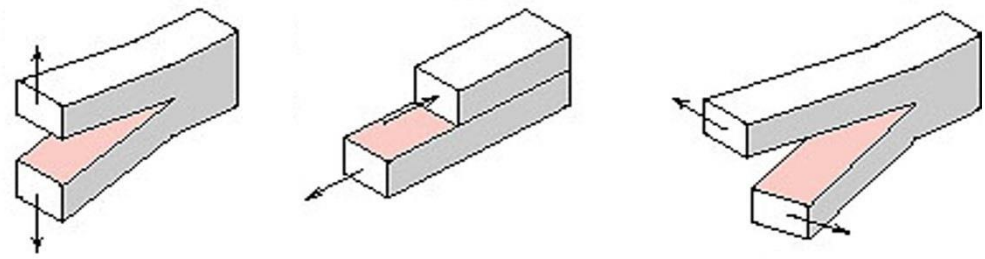


图 2.2 裂纹扩展的不同阶段与相关参数

本文所研究的内容主要针对疲劳裂纹扩展的第 II 阶段——裂纹稳定扩展阶段。

2.2.2 疲劳裂纹的分类

由于构件所受到的外部荷载与边界条件的不同会导致裂纹尖端应力场与位移场的不同，断裂力学模型中根据裂纹受力情况的不同将裂纹分为三种裂纹基本扩展模式——I 型、II 型、III型，图 2.3 显示了三种不同的裂纹基本扩展模式。



I 型：张开型　　II 型：滑开型　　III 型：撕开型

图 2.3 裂纹的三种类型

I 型裂纹即张开型裂纹，该类裂纹扩展时，裂纹表面受到主拉应力作用被拉开，沿着主拉应力方向向两边张开，裂纹尖端则沿主拉应力的法线方向向构件内部扩展。在许多裂纹问题中张开型裂纹一般都占据主导地位，是最为危险的裂纹

扩展模式，大多数的研究也是针对这种模式进行的。

Ⅱ型裂纹即滑开型裂纹，该类裂纹扩展时，裂纹表面受到剪切应力的作用沿剪应力面内方向被推开，裂纹尖端也沿着剪切应力方向拓展。

Ⅲ型裂纹即撕开型裂纹，，裂纹表面受到剪切应力的作用沿剪应力面内方向被拉开，裂纹尖端则沿着剪切应力法线方向拓展。

Ⅱ型（滑开型）裂纹和Ⅲ型（撕开型）裂纹均是由剪切应力所导致的，都属于剪切型裂纹扩展模式。Ⅰ型和Ⅱ型裂纹的扩展模式为面内扩展模式，Ⅲ型裂纹的断裂方式则是面外扩展模式。

实际上并非所有的裂纹扩展问题都仅是上述三个基本裂纹类型之一，实际情况往往是多种类型的裂纹叠加出现，因此存在着复合型裂纹扩展模式即上述三种基本裂纹模式的组合。

2.3 裂纹尖端周边的应力场和位移场计算

Irwin[39]在 1958 年提出了一组近似计算裂纹尖端周边的应力场和应变场分布的公式。下面将简要阐述三种不同裂纹扩展模式下的裂纹尖端周边的应力场和位移场计算，如图 2.4 与 2.5 所示。

2.3.1 Ⅰ型裂纹尖端周边的应力场和位移场

Ⅰ型裂纹尖端应力应变场的计算以一个经典的单裂纹问题为例，假设有一无限大板，中心存在一条长为 2a 的裂纹，在无限远处受双轴均匀拉伸应力作用，如图 2.5 所示。

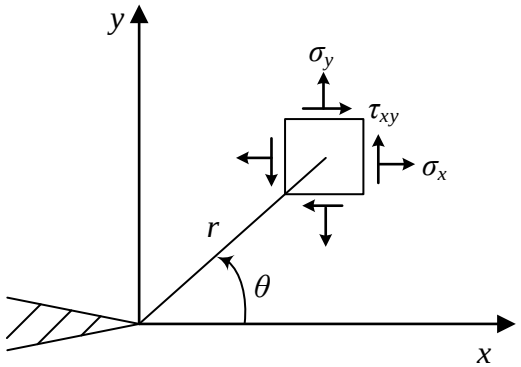


图 2.4 裂纹尖端附近应力场

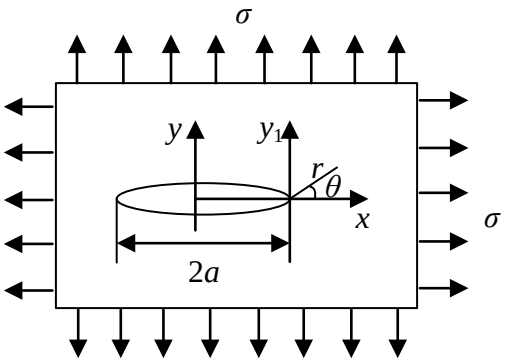


图 2.5 受双轴均匀拉伸应力

对此二维问题使用弹性力学公式求解，可得到裂纹尖端周围的应力场和位移场分布计算公式如下所示：

应力场：

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

位移场：

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

式中，r、θ 表示裂纹尖端周边某点的极坐标系坐标；

u、v、ω 表示该点的位移分量；

σ_x、σ_y、σ_z、τ_{xy}、τ_{xz}、τ_{yz} 为该点的应力分量；

E 表示弹性模量；

K_{I} 表示Ⅰ型裂纹的应力强度因子；

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

式（2.1）和式（2.2）是裂纹尖端周边某点处 (r,θ) 的应力和位移表达式。

裂纹尖端周围任意一点的应力、应变和位移的大小都可以由应力强度因子 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。

2.3.2 II 型裂纹尖端周边的应力场和位移场

Ⅱ型裂纹问题的求解依旧以一个经典问题为例，设有一无限大板，中心存在一条长为 2a 的裂纹，在无穷远处受剪应力作用，如图 2.6 所示。

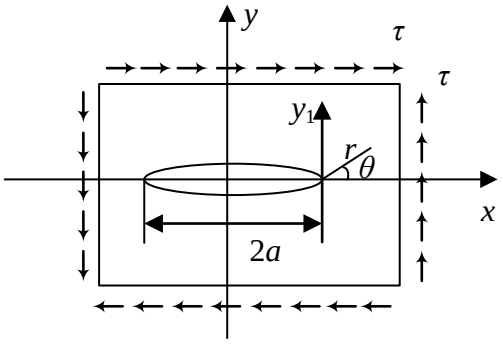


图 2.6 Ⅱ型裂纹问题的受力条件

对此二维问题使用弹性力学公式求解，可得到裂纹尖端周围的应力场和位移场分布计算公式如下所示：

应力场：

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

位移场：

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

式中，符号的意义与式（2.1）和式（2.2）相同。

2.3.3 III 型裂纹尖端周边的应力场和位移场

III型裂纹问题的求解依旧以一个经典问题为例，设有一无限大板，中心存在

一条长为 2a 的裂纹，在无穷远处受与 *xz* 面平行且沿 *z* 轴方向的剪应力作用，如图 2.7 所示。

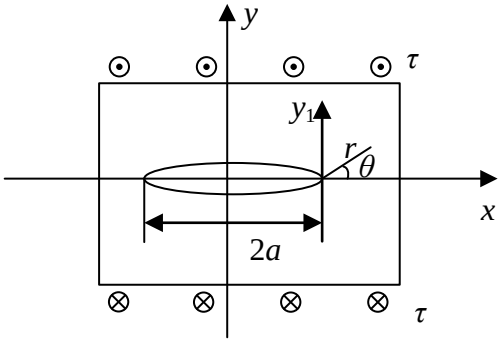


图 2.7 III型裂纹问题的受力条件

与Ⅰ型、Ⅱ型裂纹不同的是，III型裂纹为反平面应变问题，只存在纯剪切变形，因此 *x* 和 *y* 方向上的位移均为零，只有在 *z* 方向 $\omega(x,y)$ 上才存在位移。对此二维问题使用弹性力学公式求解，可得到裂纹尖端周围的应力场和位移场分布计算公式如下所示：

应力场：

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

位移场：

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

式中，符号的意义与式（2.1）和式（2.2）相同。

2.3.4 应力强度因子的计算

三种类型的裂纹尖端周围的应力场和位移场的表达式可以统一为以下形式：

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

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

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；

上下角标 n 与（n）（$n=\text{Ⅰ},\text{Ⅱ},\text{Ⅲ}$），分别表示Ⅰ型、Ⅱ型、Ⅲ型裂纹；

$f_{ij}(\theta)$ 和 $g_i(\theta)$ 表示极坐标角 θ 的函数。

应力场表达式（2.8）有如下特点[90]：

（1）在裂纹尖端（$r=0$ 处）的应力趋近于无限大，应力在裂纹尖端存在奇异现象。如图 2.8 所示。

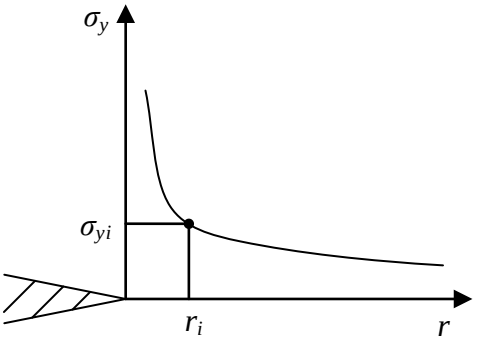


图 2.8 裂纹尖端附近应力分布示意图

（2）应力强度因子 K 在裂纹尖端的值不是无限大的。

（3）裂纹尖端周围区域内的应力是 r 和 θ 的函数，与远处的应力和裂纹扩展了的长度和无关。

由上述特点可以发现，由于奇异性的存在无法使用应力来分析裂纹尖端的扩展。但裂纹尖端的应力强度因子 K 是有限量，表示了应力场的强度大小，可以用来描述裂纹尖端的应力分布。应力强度因子 K 的表达式如下所示：

$$K_n = Y\sigma\sqrt{\pi a} \tag{2.10}$$

式中，σ 表示名义应力（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）；

下角标 n $(n=\text{Ⅰ},\text{Ⅱ},\text{Ⅲ})$，分别代表Ⅰ型、Ⅱ型、Ⅲ型裂纹；

在线弹性断裂力学中，裂纹尖端应力强度因子的求解一直是非常重要的研究内容。裂纹前缘的应力强度因子能够非常好地表达裂纹尖端附近区域应力场分布，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。

目前已有许多计算应力强度因子的方法被提出，除了上文中所给出的解析法外还有边界配置法、有限元法、试验标定法等。通过解析法仅仅可以求解一小部分的基本裂纹问题，无法满足工程实际的需求，大多数复杂情况的裂纹扩展问题必须寻求数值工具的帮助来解决。

2.4 复合型疲劳裂纹扩展准则

实际工程中并非所有的裂纹扩展问题都能归为三个基本裂纹类型之一，通常是多种类型的裂纹同时出现，因此存在着复合型裂纹扩展模式即上述三种基本裂纹模式的组合。不对称的载荷，各向异性的材料，初始裂纹的位置与结构整体几何形状不对称（与主拉应力方向存在一定夹角）等诸多因素都会导致复合型裂纹的产生，复合型裂纹的应力强度因子的计算也更加的复杂。复合型裂纹扩展时并不再简单地在主应力的平面内或平面法线方向上拓展，而是会与主应力方向呈一定角度进行扩展，形成曲线状的裂纹形态。因此复合型裂纹扩展的分析的重点是解决如下两个问题[91]：

（1）扩展方向问题，即确定裂纹开始扩展时与原裂纹的夹角；

（2）扩展条件问题，即确定裂纹扩展开始扩展的条件。

本文接下来将阐述最常见的三种复合型裂纹扩展准则判据，其基本思路是通过应力、位移、能量等参数进行分析，分别为最大周向应力准则或称为最大主应力准则，最大能量释放率准则以及最小应变能密度因子准则。

2.4.1 最大周向应力或最大主应力准则

1963 年，Erdogan 和 Sih[92, 93]根据具有中心斜裂纹承受均匀拉伸荷载的树脂玻璃板试验结果，提出了最大周向应力准则，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：

$$\left.\begin{aligned}
\sigma_r &= \frac{\cos\frac{\theta}{2}}{2\sqrt{2\pi r}} K_{\mathrm{I}}(3-\cos\theta) + \frac{\sin\frac{\theta}{2}}{2\sqrt{2\pi r}} K_{\mathrm{II}}(3\cos\theta-1) \\
\sigma_\theta &= \frac{\cos\frac{\theta}{2}}{2\sqrt{2\pi r}} [K_{\mathrm{I}}(1+\cos\theta) - 3K_{\mathrm{II}}\sin\theta] \\
\tau_\theta &= \frac{\cos\frac{\theta}{2}}{2\sqrt{2\pi r}} [K_{\mathrm{I}}\sin\theta + K_{\mathrm{II}}(3\cos\theta-1)]
\end{aligned}\right\} \tag{2.11}$$

式中，r 为径向坐标，θ 为角坐标。

最大周向应力准则是基于以下两个基本假定：

（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，即如式（2.12）所示，裂纹发生失稳扩展。

$$\lim_{r\to 0}\sqrt{2\pi r}(\sigma_\theta)_{\max}=K_{\mathrm{IC}} \tag{2.12}$$

由式（2.11）可以看出，由于裂纹尖端（即 $r=0$ 处）的应力奇异性的存在，无法得到裂纹尖端的应力值。因此只能求解距裂纹尖端前缘某一小段距离 $r=r_0$ 的圆周上各点处的应力 σ_θ，并求得其极值和相应极值点所在位置，从而确定开裂角 θ_0，裂纹的扩展方向则由下式确定：

$$\begin{cases}\left(\dfrac{\partial\sigma_\theta}{\partial\theta}\right)_{r=r_0}=0\\ \dfrac{\partial^2\sigma_\theta}{\partial\theta^2}<0\end{cases} \tag{2.13}$$

将式（2.13）代入式（2.11）得，

$$K_{\mathrm{I}}\sin\theta+K_{\mathrm{II}}(3\cos\theta-1)=0 \tag{2.14}$$

设 θ_0 是满足方程（2.14）的开裂角，那么裂纹扩展的临界应力强度因子 K_{I} 和 K_{II} 可由下式确定：

$$\cos\frac{\theta_0}{2}\left(K_{\mathrm{I}}\cos^2\frac{\theta_0}{2}-\frac{3}{2}K_{\mathrm{II}}\sin\theta_0\right)=K_{\mathrm{IC}} \tag{2.15}$$

式（2.14）和式（2.15）即为最大周向正应力准则的基本方程，可以看出，极坐标下周向正应力 σ_θ 达到最大的方向即为剪应力（$\tau_\theta=0$）为零的方向，这也是裂纹的开裂方向。

开裂角最终可表示为：

$$\theta_0=2\tan^{-1}\left[\frac{1}{4}\frac{K_{\mathrm{I}}}{K_{\mathrm{II}}}\pm\frac{1}{4}\sqrt{\left(\frac{K_{\mathrm{I}}}{K_{\mathrm{II}}}\right)^2+8}\right] \tag{2.16}$$

在本文的研究中所采用的裂纹拓展准则即为本准则。

2.4.2 最大能量释放率准则

Palaniswqmy[94]在 1978 年提出了最大能量释放率准则，该准则将 Griffith 处理 I 型裂纹问题的能量平衡原理推广到复合型裂纹问题上，建立了裂纹扩展判据（简称 G 判据），该理论主要基于以下两个假设：

（1）裂纹沿能量释放率最大的方向扩展；

（2）当某个方向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分布与扩展路径情况。假设沿 $\theta=\theta_0$ 方向产生长度为 Δa 的新裂纹，其与原裂纹的夹角为 θ_0，当 Δa 趋近于零时，认为此时的新的裂纹尖端的应力场与裂纹扩展前近似相同，结合原裂纹尖端应力场公式可以得到相应的能量释放率为：

$$G_{\theta 0}=\frac{1-\nu^2}{E}[(2\pi r)^{\frac{1}{2}}\sigma_\theta]^2 \tag{2.17}$$

由式（2.17）可以看出，能量释放率与周向应力 σ_θ 函数成平方关系，最大能量释放率在周向应力 σ_θ 达到最大时达到最大，即最大周向应力的方向为裂纹扩展方向。当能量释放率达到临界值 $(G_{\theta 0})_C$ 时，裂纹发生失稳扩展，G 判据如下式所示：

$$G_{\theta 0}=(G_{\theta 0})_C \tag{2.18}$$

式（2.18）中的 $(G_{\theta 0})_C$ 可以通过Ⅰ型裂纹的断裂韧度 K_{IC} 计算得到。

2.4.3 最小应变能密度因子准则

1985 年，Sih[95, 96]提出了复合裂纹扩展的最小应变能密度因子准则（简称 *S* 判据）。在结构的一般变形过程中，存储在弹性体内应变能 *W* 可用下式来表达：

$$W=\int_V \frac{1}{2}\sigma_{ij}\varepsilon_{ij}dV \tag{2.19}$$

式中，σ_{ij} 表示裂纹尖端的奇异应力场；

ε_{ij} 表示裂纹尖端的奇异应力场；

裂纹尖端周边某点的奇异应变能密度表达式如下式所示：

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

在最小应变能密度因子准则中，$S(\theta)$ 与应力强度因子的意义类似。最小应变能密度因子准则存在两个假设：

（1）裂纹尖端周围某点的扩展方向沿最小应变能密度因子 $S_{\min}$ 所在的方向扩展。裂纹的开裂方向由下式确定：

$$\frac{\partial S}{\partial\theta}=0,\ \frac{\partial^2 S}{\partial\theta^2}>0 \tag{2.21}$$

（2）当最小应变能密度因子 $S_{\min}$ 达到临界值 S_{c} 时，裂纹发生扩展，S_{c} 为材

料常数，可以通过 K_{IC} 来计算得到。

2.5 疲劳裂纹扩展速率与疲劳裂纹扩展模型

2.5.1 疲劳裂纹扩展速率

疲劳裂纹扩展速率可以定量表示为 da/dN，其中 da 表示裂纹扩展长度的增量，dN 表示相应的循环荷载次数增量。da/dN 是与裂纹长度 a 与应力幅度或应变幅相关的函数。分析疲劳裂纹扩展速率 da/dN 是为了计算疲劳裂纹扩展的寿命。若已知瞬时裂纹扩展速率 da/dN，初始裂纹长度 a_0，临界裂纹长度 a_c，则裂纹扩展至临界长度 a_c 所需的循环次数可由下式求得：

$$N_f = \int_{a_0}^{a_c} \frac{dN}{da} da \tag{2.22}$$

研究疲劳裂纹扩展速率 da/dN 是为了建立 da/dN 与 a、$\Delta\sigma$、材料性质参数之间的关系与表达式，从而为疲劳裂纹扩展寿命的计算提供理论方法和依据。

大量的试验和研究表明，裂纹扩展速率 da/dN 与应力强度因子幅度 ΔK 之间存在着某种函数关系。依据疲劳裂纹扩展的一般特性，da/dN 与 ΔK 的关系如图 2.9 所示。

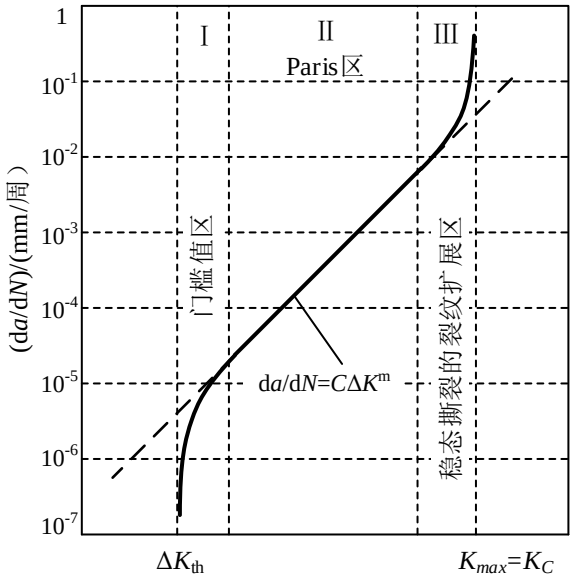


图 2.9 疲劳裂纹扩展速率 da/dN 与应力强度因子幅 ΔK 关系示意图

由图 2.9 中可以看出，da/dN 和 ΔK 的关系曲线有三个区域。第 I 区域为不扩展区（近门槛区），存在应力强度因子幅 ΔK 的某一个下限值 ΔK_{th}，当 ΔK 小于 ΔK_{th} 时，裂纹扩展速率 da/dN 迅速减小趋近于零，此时可以认为裂纹不再发

生扩展，因此ΔK_{th}称为门槛值。在 II 区域是一直线带，为裂纹亚临界扩展区，又称为 Paris 区，在该区域内裂纹的扩展寿命在结构的全寿命周期中起主导的作用。第 III 区域为裂纹失稳扩展区，即当$K_{\max} \to K_{\text{c}}$时，结构会迅速发生断裂，由于进入第 III 区域后裂纹扩展速率极高，该区域对于结构疲劳寿命的贡献可以不考虑。尽管覆盖全范围的$da/dN - \Delta K$关系表达式可以最为精确地进行裂纹扩展寿命预测，但在一般工程结构分析中只需考虑裂纹稳定扩展的 II 阶段已完全能够满足需要，裂纹扩展可以忽略第 I 区域与相对来说耗时极短的第 III 区域没有必要纳入考量，因此绝大部分研究都只重点分析了裂纹扩展的 II 阶段。

2.5.2 几种常见的疲劳裂纹扩展模型

经过大量学者的试验与研究，目前已经形成了大量成熟的裂纹扩展模型理论表达式，其中应用最广泛的有 Paris 公式、Forman 公式、Zheng-Hirt 公式以及裂纹全程扩展公式[97]等。接下来将逐一阐述几个较为常用裂纹扩展模型：

（1）Paris 模型[40]

Paris 在 1961 年开创性地提出了著名的 Paris 公式，如式（2.23）所示，该模型认为裂纹扩展速率da/dN的对数与应力强度因子幅度ΔK成线性关系。

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

式中，ΔK为应力强度因子幅，$\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$；

C，m为材料常数 。

Paris 模型适用于处理各类材料的亚临界裂纹扩展问题，不过该模型不直接考虑应力比的影响，另外也只适用于分析第 II 区域（Pairs 区）中裂纹扩展行为。但这些并不影响 Paris 模型及其修正的版本成为应用最为广泛的裂纹扩展模型。

（2）Walker 模型[98]

由于平均应力对da/dN有影响，Walker 用应力比$R\left(\sigma_{\min}/\sigma_{\max}\right)$考虑了平均应力的影响，并提出了以下计算公式：

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

Walker 模型也只适用于分析第 II 区域（Pairs 区）中裂纹扩展行为。

（3）Forman 模型[41]

为在 Pairs 公式的基础上进一步分析第 III 区域即应力强度因子ΔK接近或超越临界值K_{IC}时的裂纹快速扩展的情况，另外也为了更精确地体现平均应力的影响。Forman 提出了裂纹扩展速率的另一计算公式：

$$\frac{da}{dN}=\frac{C\left(\Delta K\right)^{n}}{\left(1-R\right)K_{\mathrm{C}}-\Delta K} \tag{2.25}$$

Forman 模型适用于分析第 II 区域和第 III 区域中的裂纹扩展行为。

（4）Zheng-Hirt 模型[99]

为了进一步分析第 I 区域内裂纹扩展行为，Zheng 和 Hirt 提出了裂尖钝化开裂模型，并基于 Pairs 模型改进提出了 Zheng-Hirt 公式：

$$\frac{da}{dN}=B\left(\Delta K-\Delta K_{\mathrm{th}}\right)^{2} \tag{2.26}$$

式中，$B=1/2\pi\sigma_{\mathrm{ff}}{}^{2}$ 为疲劳裂纹扩展系数；

σ_{ff} 为固体材料的理论强度。

此模型适用于分析第 I 区域和第 II 区域中的裂纹扩展行为。

（5）裂纹全程扩展模型

王泓等[100]经过大量试验研究于 2002 年提出了裂纹全程扩展模型，该模型表达式如下所示：

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

式中，E 表示弹性模量，ΔK_{th} 表示门槛值，K_{C} 表示断裂韧度，ΔK 表示应力强度因子幅，R 表示应力比。

此模型适合适用于分析第 I~III 所有三个区域中的裂纹扩展行为。

2.5.3 Miner 损伤累积准则

上文所述的各类计算方法均是建立在疲劳裂纹处于恒幅或等效恒幅循环加载条件下的。对变幅循环加载依次作用下的材料的破坏问题需要进行等效后才能使用上述公式进行计算，Miner[101]给出了一个较实用的准则，称之为 Miner 准则或损伤累积准则。该准则的表达式如下所示：

$$\sum_{i=1}^{p}\frac{n_{i}}{N_{i}}=1 \tag{2.28}$$

式中，N_i 为在某一给循环载荷下所能承受的最大循环次数（或称之为在该循环载荷下的寿命）；n_i 为在该循环载荷下的实际循环次数。

例如，在某恒幅循环载荷下，某构件的疲劳寿命为 N_1 次，但该载荷仅循环了 n_1 次，则其损伤为：

$$D_{1}=\frac{n_{1}}{N_{1}} \tag{2.29}$$

显然，当损伤 D_1=1 时材料破坏。该材料接着经受另一等幅循环载荷作用，在该等幅循环载荷下其寿命为 N_2 次，但只循环了 n_2 次，在这一轮循环载荷下其损伤为：

$$D_2 = \frac{n_2}{N_2} \tag{2.30}$$

两次累积造成的损伤为：

$$D = D_1 + D_2 = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} \tag{2.31}$$

当 D=1 时，材料即破坏。由此推导下去即得 Miner 准则式（2.28），它表达了损伤的累积效应。对受多轮次不同循环载荷作用问题，该式具有实际意义。Miner 准则不仅适用于较低应力水平下的高周疲劳，也适用于较高应力水平下的低周疲劳。

后文中基于车辆荷载谱的变幅疲劳荷载作用下的疲劳寿命预测分析中的疲劳损伤换算即是基于 Miner 准则进行的。

2.6 疲劳裂纹扩展的不确定性

不过在对断裂力学以及结构裂纹扩展探究中可以发现，结构裂纹扩展的情况与变化规律存在着很大的不确定性，从众多的疲劳裂纹扩展试验的实例[7-11, 86-88]中可以看到试验测得的疲劳寿命以及 Pairs 模型材料参数 C 和 m 都存在较大的离散性，国内外相关文献中[10, 12]的实测疲劳寿命数据相对整体均值的差异幅度甚至有超过 100%以上。导致试验数据离散的主要原因是金属微观结构的不连续性与外界条件的随机性，在进行理论计算或是数值模拟时，存在着大量的理想化的假设，金属材料在宏观上被认为是均匀连续的，边界条件荷载条件也被认为是确定的，然而实际上并非如此。这意味着在工程实践中考虑疲劳裂纹扩展问题的不确定性是十分有必要的。

根据不确定性的主要来源，Oberkampf[17]和 Helton[18]将不确定性分为偶然不确定性和认知不确定性两类。偶然不确定性，也称不可约不确定性、随机不确定性或变异性，是指数量变化遵循一定规律的不确定性。当样本数量足够时，偶然不确定性可用概率密度函数或累积分布函数进行表征。其中，累积分布函数是概率密度函数的简单积分。认知不确定性，也称可约不确定性或无知不确定性，是指人们在建模和仿真时由于缺乏知识而产生的不确定性。如果增加知识（通过实验、数值逼近的改进、专家意见和逼真度更高的物理建模等），则可减少甚至消

除这种不确定性。通常，认知不确定性可用不相关的置信区间或信任函数进行表征。

具体到结构的疲劳裂纹扩展问题上来说，首先，在实际结构上作用的荷载本身具有随机性，构件的几何形状和边界条件也具有一定的变化性，同时构件的材料性质多数由试验确定，受到试验条件的不同和试验数据的离散性的影响。

其次，对疲劳寿命预测最准确的方法是基于真实初始裂纹开始进行裂纹扩展分析，然而通常情况初始裂纹尺寸不能被准确的计算出来，而且如果初始裂纹尺寸在小裂纹阶段，将无法用 Paris 公式等常用裂纹扩展模型来描述小裂纹的扩展如图 2.10 中所示，可以通过引入等效初始裂纹尺寸（EIFS）[102]来解决，通过不同的试验观测或计算方法来得到 EIFS。用来计算 EIFS 的材料性质通过试验测量，测量数据的离散性将导致 EIFS 中的不确定性。

另外，目前已有许多不同的裂纹扩展模型被提出，不同模型的存在说明了这些模型中没有一个可以普遍的应用于所有的裂纹扩展问题，每个模型都存在着一定的局限性与不确定性。用于传播裂纹的裂纹扩展公式中的参数是通过试验数据拟合得出的，具有一定的离散性。在裂纹扩展的过程中，每个荷载周期下的应力强度因子都是通过当前裂纹尺寸、荷载和几何尺寸的函数得出的，在寿命计算中通常进行一定的近似或利用代理模型来代替大量的重复计算，这样的近似计算也会带来误差。

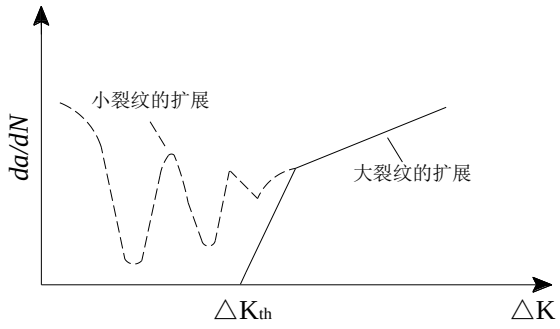


图 2.10 小裂纹早期扩展的示意图

以上所述的不同来源的不确定性可以被划为三种不同类型——物理可变性，数据不确定性和模型不确定性：

（1）物理可变性

A. 荷载随机性

B. 几何参数的随机性与可变性

C. 边界条件的可变性

D. 材料性质离散性（门槛应力强度因子 ΔK_{th}，断裂韧性 K_c）

（2）数据不确定性

A. 试验数据的离散性

B. 试验数据的有限性

（3）模型不确定性

A. 裂纹扩展模型的不确定性

a.裂纹扩展模型的局限性和不精确性

b.模型参数的不确定性

c.对裂纹扩展模型的认识水平

B．应力强度因子计算中的误差

a.计算公式的近似带来的误差

b.代理模型的误差

本文将主要针对疲劳裂纹扩展 Pairs 模型的材料参数 C、m 的不确定性进行不确定分析。

2.7 本章小结

本章首先介绍了断裂力学在自上世纪以来的研究进程及成果，介绍了疲劳破坏发生的不同阶段，根据裂纹的受力不同对其进行了扩展模式分类，总结了Ⅰ型（张开型）Ⅱ型（滑开型）Ⅲ型（撕开型）三种类型裂纹的特征。为了研究三种类型裂纹拓展规律，根据弹性力学的基本公式，给出了裂纹尖端的应力场应变场的推导过程，进而提出了裂纹尖端应力强度因子的概念与计算方法公式。

接下来介绍了三种常见的复合型裂纹扩展准则，从而在三种基本裂纹模式混合出现的即发生复合型裂纹扩展时，判定裂纹的扩展的持续与否以及扩展方向。为进行疲劳裂纹扩展寿命的预测，介绍了裂纹扩展速率的概念以及几种常见的疲劳裂纹扩展速率模型，并简要介绍了用于变幅循环加载寿命换算的 Miner 准则，为接下来的裂纹扩展数值模拟做好了准备。

最后分析了裂纹扩展中存在的不确定问题，从众多的疲劳裂纹扩展试验的实例中可以看到试验测得的疲劳寿命以及 Pairs 模型材料参数 C 和 m 都存在较大的离散性。在疲劳裂纹扩展的分析中存在着不同来源的偶然不确定性和认知不确定性，例如荷载条件的随机性、材料性质的离散性、初始裂纹尺寸的离散性、由于实验数据的离散性引起的裂纹扩展公式参数的离散性、裂纹扩展公式本身的不准确性等。这些不确定性的存在会对疲劳寿命预测产生较大的影响，所以有必要在疲劳寿命预测中考虑不确定性以提高预测结果的准确性与可靠性。

第 3 章 正交异性钢桥面板关键节点裂纹前缘应力强度因子分析

3.1 引言

为了研究正交异性钢桥面板关键位置初始裂纹前缘应力强度因子的变化情况。本章将会建立典型正交异性钢桥面板的两段有限元节段模型，重点分析横隔板弧形开口处（包括横隔板与 U 肋焊接处附近）与 U 肋与顶板焊接处两个位置的疲劳裂纹扩展问题。在 ABAQUS 有限元静力计算结果的基础之上，应用 FRANC3D 模拟分析了初始裂纹前缘的应力强度因子值，并对不同规范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进行了对比分析。另外，多初始裂纹存在的情况下裂纹前缘应力强度因子也将会进行模拟分析。

3.2 正交异性钢桥面板节段模型有限元建模与静力分析

ABAQUS 是一款功能强大的通用有限元分析软件，ABAQUS 拥有十分丰富的单元库与材料模型库，能够模拟任何形状的部件以及各种工程材料包括金属、橡胶、钢筋混凝土、复合材料等。因此，本文应用 ABAQUS 可以有效地对正交异性钢桥面板关键节点进行建模与数值模拟，为后文的 FRANC3D 进行边界元裂纹扩展模拟以及之后的不确定分析提供基础数据。

3.2.1 模型选取与几何参数

如 1.2 中所述，正交异性钢桥面板主要由面板、纵肋（通常为 U 型，也有倒 T 型或竖板形式）、横隔板和边梁等基本构件组成，这些基本构件一般通过焊接到一起共同工作，很容易面临疲劳裂纹的侵扰。

如 1.2.2 中所述，根据实际观测结果与正交异性钢桥面板的受力特点分析，横隔板弧形开口处与顶板和纵肋的焊接位置是最容易出现疲劳裂纹的位置。横隔板弧形开口处的疲劳裂纹产生原因为，在承受竖向车轮荷载作用时，U 肋产生向下的变形与挠度，从而导致横隔板的变形，在横隔板的两个弧形位置产生应力集中，另外在 U 肋与横隔板焊接位置附近由于受到焊接残余应力的影响也会加剧此处疲劳的问题。顶板和纵肋的焊接位置处的疲劳裂纹产生原因为，桥面板承受车辆轮载作用时，由于桥面板与纵肋的厚度都相对较小，因纵肋与面板之间会产

生较大的面外变形，从而在连接焊缝附近较大的弯曲应力，再加上残余应力与焊接初始缺陷的影响，疲劳裂纹就此产生。

因此本文主要针对横隔板弧形开口处与顶板和纵肋的焊接位置，进行疲劳裂纹扩展的数值模拟与不确定分析，另外 U 肋与横隔板焊接区域也会包括在横隔板弧形开口处的模型中进行模拟与分析。为了模拟正交异性钢桥面板易于出现裂纹的横隔板弧形开口处与顶板和 U 肋的焊接位置，本文分别构建了两个有限元模型来分别模拟横隔板弧形开口处与 U 肋与顶板焊缝处的疲劳裂纹扩展情况。

本文研究对象的几何参数选取自国内已建成公路桥梁的典型正交异性钢桥面板的构造参数，部分国内应用正交异性钢桥面板的公路桥梁桥面板构造参数如表 3.1 所示。

表 3.1 部分国内公路桥梁应用正交异性钢桥面板的构造参数汇总

桥梁	顶板厚度（mm）	U 肋（mm）				横隔板（mm）	
		板厚	高度	顶/底宽	间距	板厚	间距
虎门大桥	12	8	260	320/200	620	8（10）	4000
苏通大桥	12~24	10（8）	300	300/180	600	10~14	4000
杭州湾跨海大桥	14~20	8	280	300/170	600	-	3750
济南黄河大桥	14~16	8	280	300/170	600	10	3750
青岛海湾大桥	16	8	280	300/170	600	10	3600
珠江黄埔大桥	16	8	280	300/170	600	8	3200
南京长江三桥	14~16	8	280	300/170	600	8	3750
西堠门大桥	14	8	280	300/170	600	10	3600
润扬长江公路大桥	14	6	280	300/170	600	8（10）	3750
九江长江公路大桥	12~22	8	300	300/180	600	12	3750

由表 3.1 可以看出，正交异性钢桥面板的构造参数取值一般为：面板厚度通常约为 12~20mm，U 肋厚度通常约为 8~10mm，U 肋的顶宽通常为 300mm，U 肋的底宽通常约为 170~200mm，U 肋的高度通常约为 260~300mm，U 肋的间距通常为 600mm，横隔板的厚度通常约为 8~12mm，横隔板的间距通常在 3200~4000mm 之间。通过选取表中出现频率较高的几个参数数值来确定本文所研究的典型正交异性钢桥面板的构造参数，本文决定采用表 3.1 中的西堠门大桥的构造参数来进行疲劳裂纹扩展的模拟分析。

另外由多篇文献[63, 65, 103]的研究结论可知，正交异性钢桥面板受车辆等载荷时的局部效应极为明显，横向与纵向有效的应力影响线的长度都比较有限，考虑计算截面前后 300mm 范围内的节段模型即可，且荷载施加在所研究截面的正上方时是最不利的位置。

因此本文针对横隔板弧形开口处与 U 肋与顶板焊缝处裂纹扩展模拟的研究需要，参考西堠门大桥的相关研究[104]分别构建了与实桥参数相同的两个位置的

有限元模型，横隔板弧形开口处与 U 肋与顶板焊缝处两个位置模型的具体几何参数分别如图 3.1 与图 3.2 所示。

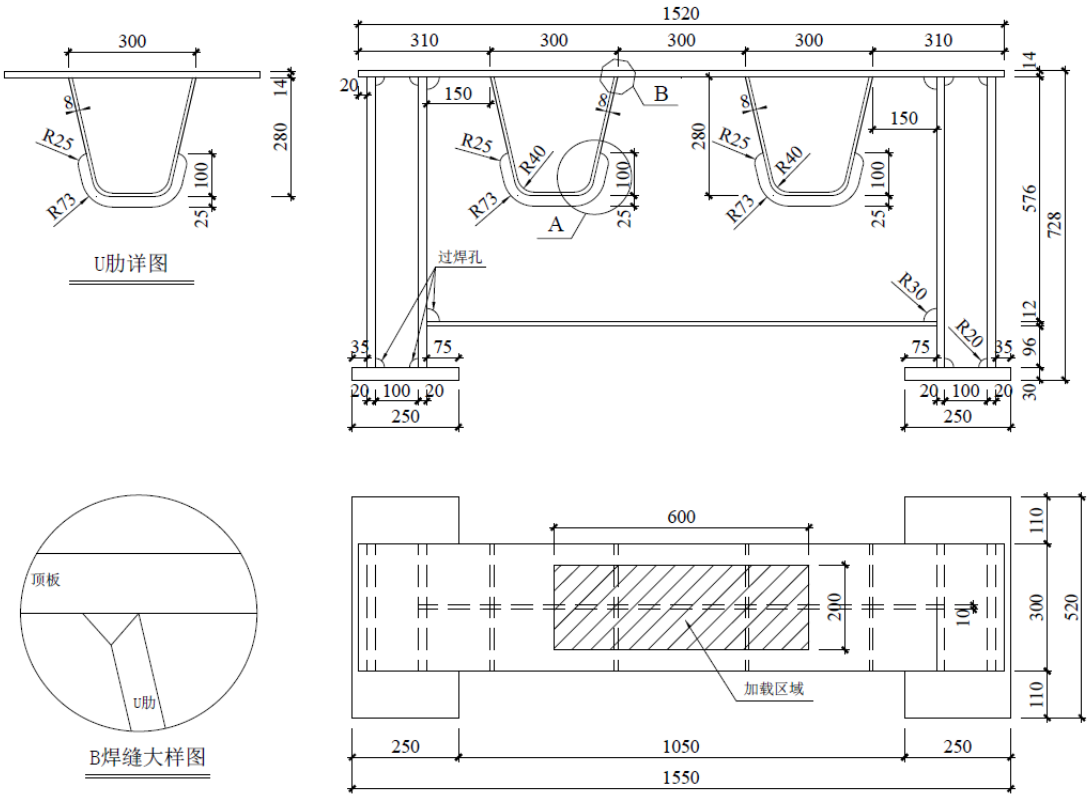


图 3.1 横隔板弧形开口处节段模型几何尺寸

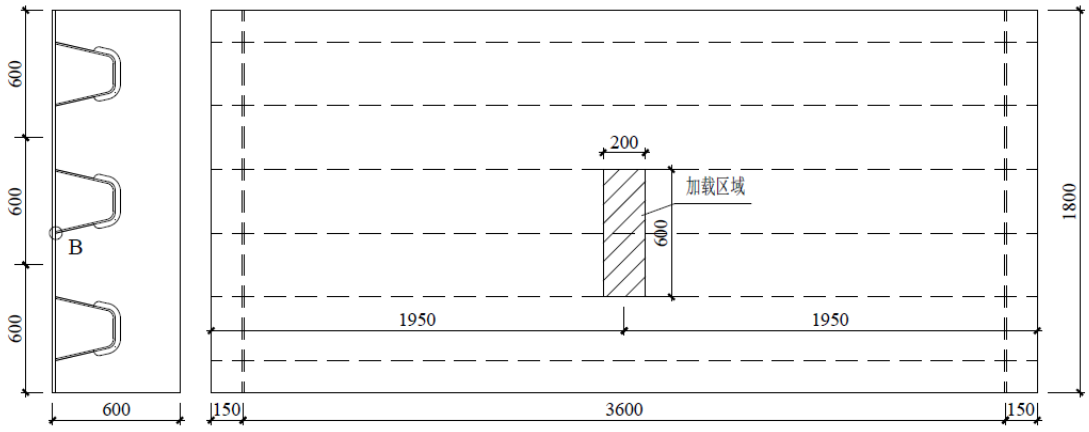


图 3.2 U 肋与顶板焊缝处节段模型几何尺寸

3.2.2 材料参数与有限元模型参数

两个有限元模型的材料均采用的 Q345 桥梁钢的材料参数，设定为各向同性

材料。

密度： $\rho = 7850\text{kg/m}^3$；

弹性模量： $E = 2.06\times10^5\text{Mpa}$；

泊松比： $v = 0.3$；

网格划分：两个模型均采用 C3D8R（8 节点六面体线性减缩积分）实体单元进行建模。使用 Hex 单元划分网格，采用 Advancing Front 算法。

横隔板弧形开口处模型的网格划分全局密度设置为 12mm，在顶板与关键位置加密为 7mm。横隔板弧形开口处模型的网格划分情况如图 3.3 所示。

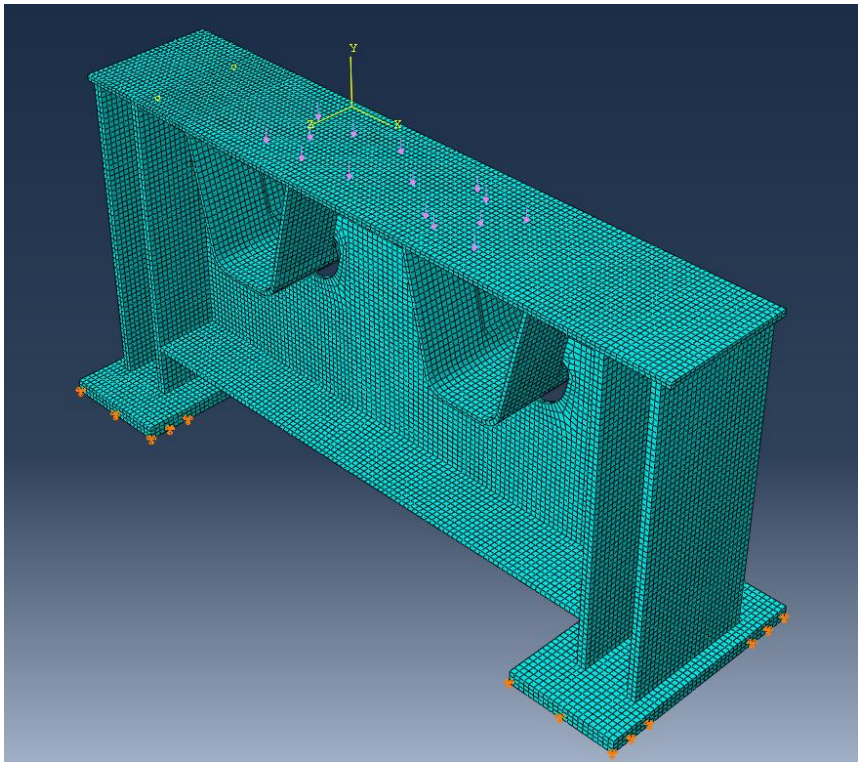


图 3.3 横隔板弧形开口处有限元模型

U 肋与顶板焊缝处模型的网格划分全局密度设置为 15mm，在顶板与关键位置附近加密为 7mm。U 肋与顶板焊缝处模型的网格划分情况如图 3.4 所示。

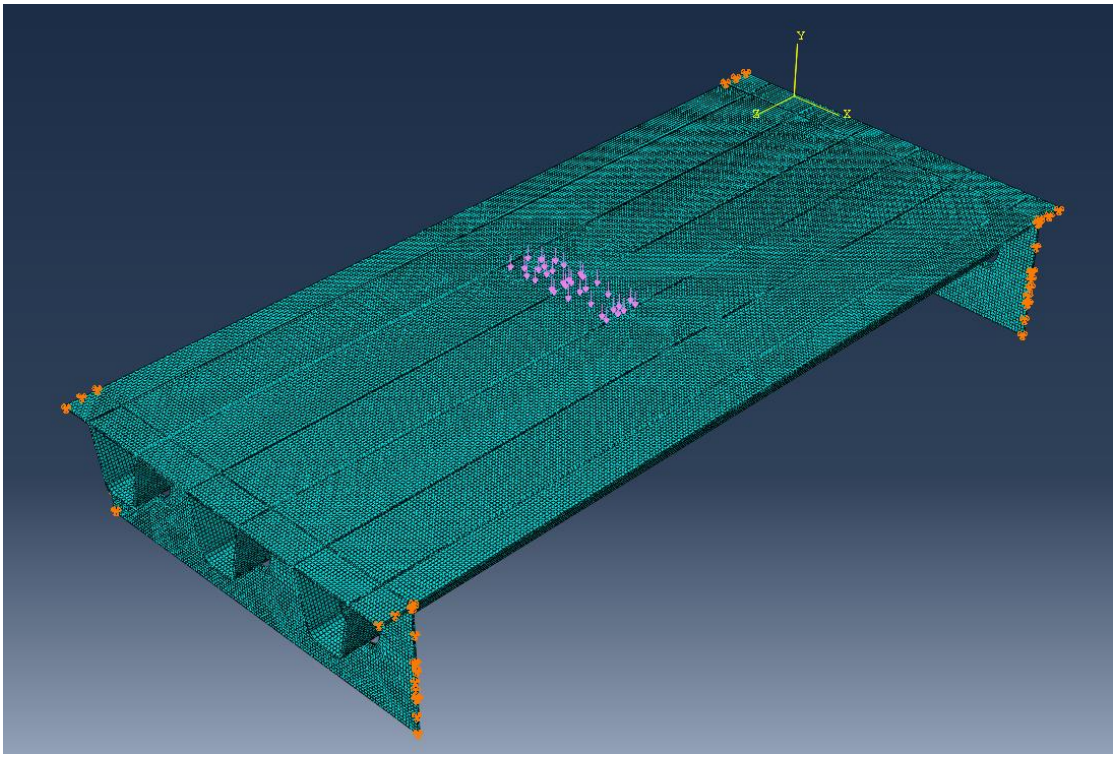


图 3.4 U 肋与顶板连接焊缝处有限元模型

3.2.3 荷载与边界条件

1. 荷载

所施加标准荷载依据 JTG D60-2015《公路桥涵设计通用规范》中 4.3.7 关于疲劳荷载计算模型的相关规定确定，如图 3.5 所示。施加荷载区域大小为 200×600mm，大小为 60kN。

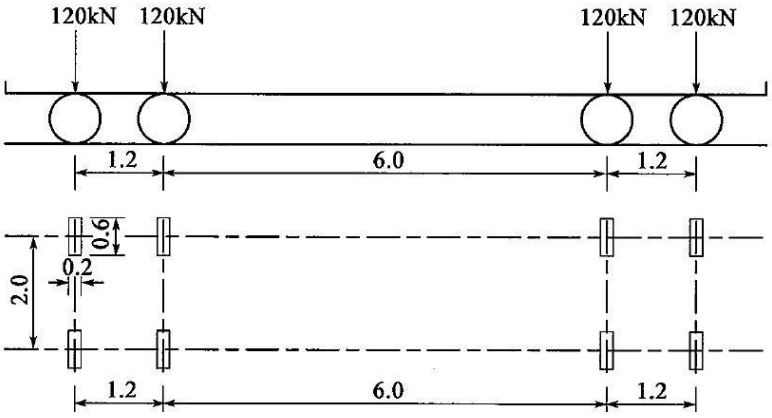


图 3.5 JTG D60-2015 规范疲劳荷载计算模型III

依据其他规范的其余荷载工况施加荷载区域大小统一都为 200×600mm，调

整荷载大小以达到在研究的关键节点的不同应力幅值。

2. 边界条件：

横隔板弧形开口处模型的边界条件底部设置为固定，以模拟节段模型的受力情况。

U 肋与顶板连接焊缝处模型的边界条件设置模型的两端横隔板以及附近的顶板为固定，以模拟实桥节段模型的受力情况。

3.2.4 基本模型静力分析结果

本节主要分析了正交异性钢桥面板两个关键节点在截面的正上方荷载作用下的应力分布情况，以得到关键节点的应力集中区域，为进一步进行裂纹扩展的模拟确定应力集中位置与结构应力分布结果。

1. 横隔板弧形开口处基本模型静力分析

如 3.2.3 所述的模型，在模型顶板上施加荷载，所得到的模型整体应力云图如图 3.6 所示，模型关键局部的应力云图如图 3.7 所示。

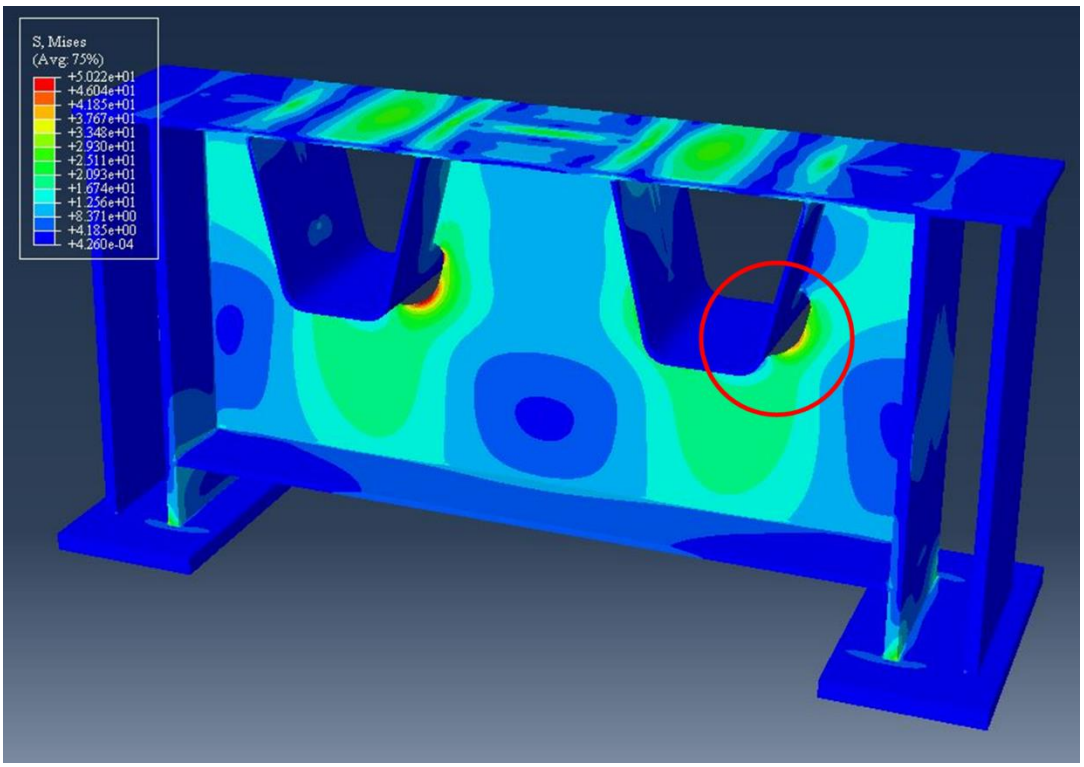


图 3.6 横隔板弧形开口处模型整体应力云图

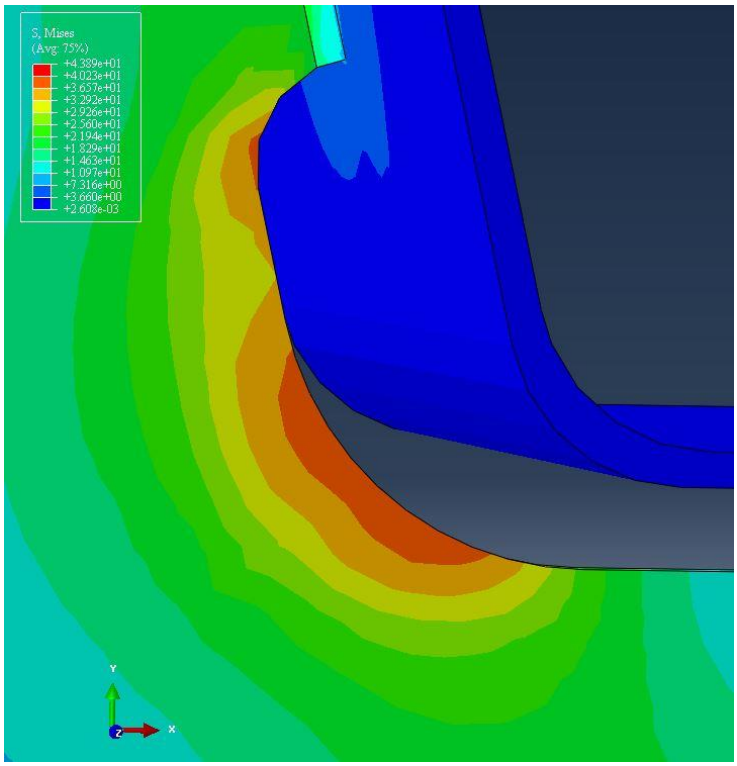


图 3.7 横隔板弧形开口处模型关键细节应力云图

从图 3.6 和图 3.7 中可以看到，横隔板弧形开口处的上下两个圆弧位置是应力集中位置，以 JTG D60-2015 规范的荷载模拟结果为例，下端处的应力达 40.86Mpa，上端靠近 U 肋焊缝附近处应力达 32.78Mpa，另外靠近 U 肋焊缝附近处的位置还需考虑焊接残余应力带来的影响，这会导致应力幅的进一步增大，因此本文主要在横隔板弧形开口处选取了这两个疲劳热点进行分析模拟。

本文模拟所得到的应力结果与文献[104]中采用同济大学疲劳车的试验与模拟结果相近，可见适用于正交异性钢桥面板的疲劳裂纹扩展的模拟。本文的使用的更多荷载工况详见 3.2.5 中的表 3.2 所示。

2. U 肋与顶板焊缝处模型静力分析

如 3.2.3 所述，在 U 肋与顶板焊缝处顶板上施加荷载，所得到的模型整体应力云图如图 3.8 所示。模型关键局部的 U 肋与顶板焊缝外侧细节应力云图如图 3.9 所示，U 肋与顶板焊缝内侧细节应力云图如图 3.10 所示。

从图 3.8~ 3.10 中可以看到，节段跨中的 U 肋与顶板焊缝处的外侧以及内侧是区域应力集中的位置，以 JTG D60-2015 规范的荷载模拟结果为例，U 肋与顶板焊缝处的外侧应力达 31.23Mpa，U 肋与顶板焊缝处的外侧应力达 17.11Mpa，所对应的该区域内外两种裂纹扩展模式如图 3.11 所示。本来该区域主要是受压区域，但是由于焊缝附近残余拉应力的存在，使得该区域也受到循环拉应力作用，

形成危险疲劳位置。因此本文主要在 U 肋与顶板焊缝处选取了跨中附近的外侧与内侧这两个疲劳热点进行分析模拟。

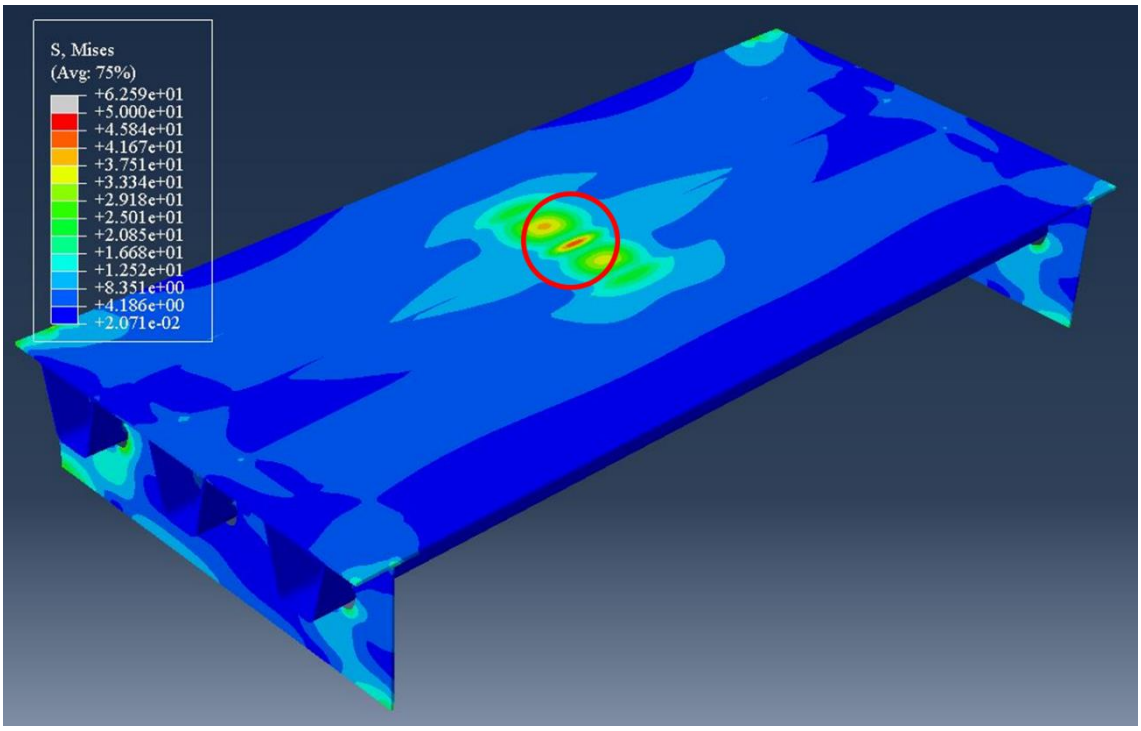


图 3.8 U 肋与顶板焊缝处模型整体应力云图

模型关键局部的 U 肋与顶板焊缝外部细节应力云图如图 3.9 所示，U 肋与顶板焊缝内部细节应力云图如图 3.10 所示。

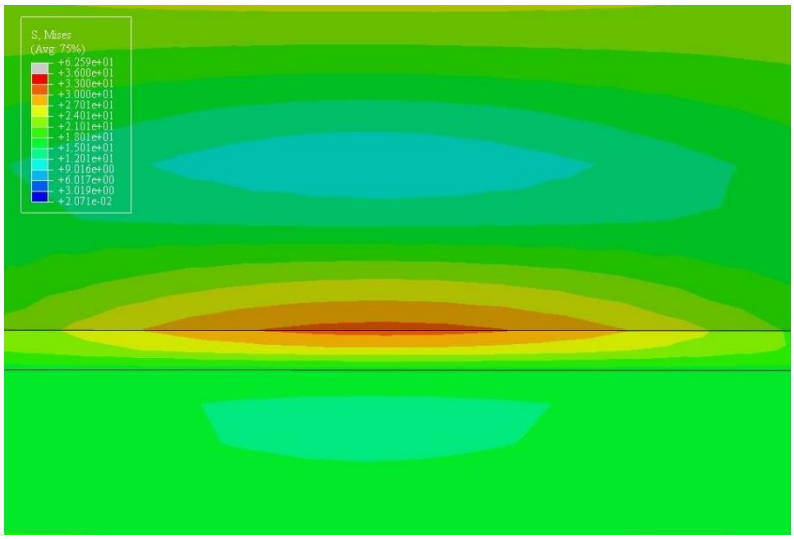


图 3.9 U 肋与顶板焊缝处外侧细节应力云图

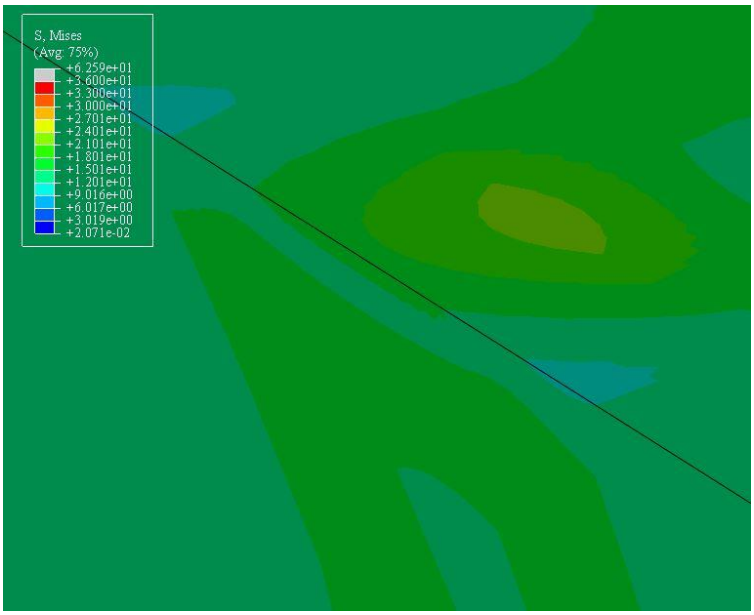


图 3.10 U 肋与顶板焊缝处内侧细节应力云图

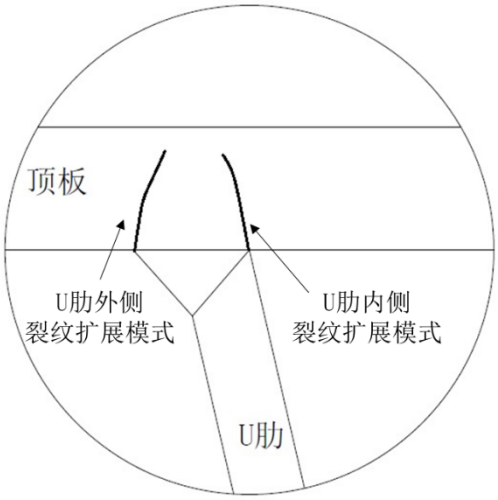


图 3.11 U 肋与顶板焊缝处裂纹扩展模式示意图

3.2.5 有限元模拟工况

除了采用 JTG D60-2015《公路桥涵设计通用规范》中的规范计算，本文还参考了文献[104]中基于美国规范 AASHTO 以及欧洲规范 Euorcode 所验算得到的等效应力幅值进行分析模拟。

为了便于疲劳分析时对比并方便直观理解，使用模拟考虑的疲劳危险点处的应力幅值（未计入残余应力值）来表示加载的工况，本文所模拟的主要位置的加载工况表如表 3.2 所示。

表 3.2 模拟的有限元加载工况

序号	位置	规范	初始应力幅（Mpa）
1	横隔板弧形开口处 应力集中位置周边 （7.5mm范围内）	JTG D60-2015	0~40.86
		AASHTO	0~48.6
		Euorcode	0~61
		两倍 Euorcode	0~122
2	横隔板弧形开口处应力集 中位置斜上方20mm处 （垂直距离18mm）	JTG D60-2015	0~35.95
3	横隔板与U肋焊缝附近 （横隔板弧形开口处上端）	JTG D60-2015	-45.05~32.78
4	U肋与顶板焊缝处 （外侧）	JTG D60-2015	0~31.23
		AASHTO	0~37.48
		Euorcode	0~46.85
		两倍 Euorcode	0~93.69
5	U肋与顶板焊缝处 （内侧）	JTG D60-2015	0~17.11
		AASHTO	0~20.53
		Euorcode	0~25.66
		两倍 Euorcode	0~51.33

3.3 初始裂纹前缘的应力强度因子分析

3.3.1 FRANC3D V7.1 简介与分析流程

基于断裂力学所进行的裂纹扩展计算中非常重要的一项工作是计算得到裂裂纹前缘的应力强度因子值，但如绪论中所述并非所有的裂纹问题都能得到解析解，绝大多数实际工程中的裂纹问题需要借助数值工具来求解。因此一些大型通用有限元软件如 ABAQUS、ANSYS、NASTRAN 等以及边界元软件如 BEASY，FADD3D 等也提供裂纹扩展分析的功能。不过基于拓展有限元或边界元的裂纹扩展分析只是这些软件众多功能中的一小部分，无法做到深入与全面。而 FRANC3D V7.1（FRacture ANalysis Code 3D Version 7.1）是美国 FAC 公司（Fracture Analysis Consultants.Inc.）与康奈尔大学裂纹工作组（Cornell Fracture Group）所开发的最新一代专业裂纹分析软件，可以用来模拟工程结构在任意复杂的几何形状、载荷条件以及裂纹形态下的三维裂纹扩展和疲劳寿命，软件本身基于边界元法进行裂纹扩展的分析模拟，同时基于有限元软件获取结构应力分析结果[105]，软件与 ABAQUS、ANSYS 和 NASTRAN 均配有接口，可以对断裂力学中的多种计算参数进行设置模拟。

FRANC3D V7.1 采用边界元法来模拟计算断裂力学参数和并在此基础上进行裂纹扩展寿命的模拟，其主要工作流程如图 3.12 所示。

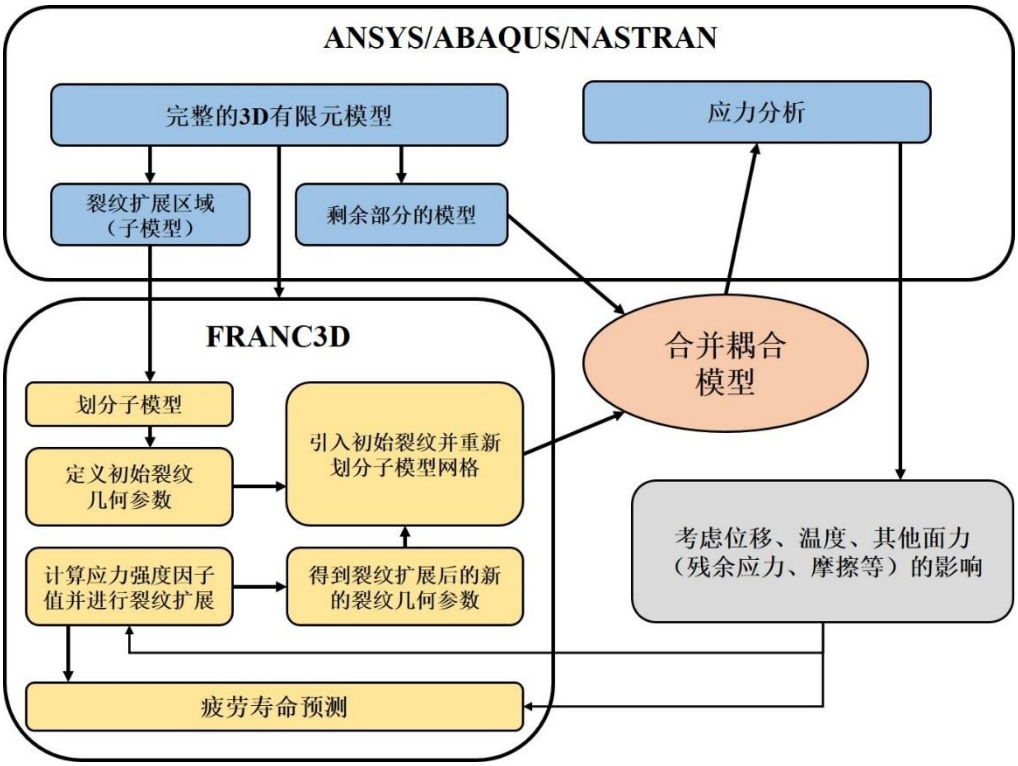


图 3.12 FRANC3D 裂纹扩展模拟工作流程

FRANC3D 的工作流程大致可分为以下几个步骤[106]：

（1）建立完整的 ABAQUS/ANSYS/NASTRAN 有限元模型

使用有限元软件创建不含裂纹的有限元模型，例如本文所采用的 ABAQUS，FRANC3D V7.1 也支持 ANSYS 或是 NASTRAN。FRANC3D 所能够进行分析的有限元模型需要本身能够进行静力分析，即必须完成单元类型的定义、网格的划分以及边界条件与荷载的定义。

（2）导入 FRANC3D 进行子模型划分

在完成有限元模型的构建后，可以将有限元模型导入到 FRANC3D 中进行子模型的划分，一般我们会选择将裂纹扩展发生的附近区域选择定义为 FRANC3D 中的子模型，之后 FRANC3D 的边界元划分以及裂纹扩展模拟都将在这个子模型中进行，因此子模型需要选定一个大小适中的区域，略大于裂纹扩展模拟结束时的范围最佳，以达到数值模拟需求与效率的平衡。

（3）引入初始裂纹

在子模型划分完成后，可以在子模型中引入初始裂纹，FRANC3D V7.1 支持引入椭圆形裂纹、单/双前缘穿透裂纹、双面椭圆形裂纹、长浅表面裂纹、长浅

深埋裂纹等多种裂纹类型，另外 FRANC3D 也支持自定义初始裂纹前缘形状、裂纹的网格划分方式与精细程度以及不相交的多裂纹的置入。初始裂纹参数设置完成后 FRANC3D 会对子模型的网格重新进行划分。

（4）设置附加裂纹前缘扩展应力数据以及荷载情况

这一步对模型的附加裂纹面扩展力进行定义，这主要是为了对结构的表面或内部残余应力进行模拟，如果不存在此类荷载情况可以跳过此步，或者提前在有限元软件中对此情况提前设置进行模拟。FRANC3D V7.1 支持将裂纹面附加扩展应力设定为常数、一维分布、二维分布、表面处理残余应力以及基于有限元网格划分的残余应力设定。

（5）执行有限元静力分析

将设置完初始裂纹与附加裂纹面扩展应力的子模型提交给有限元软件进行分析，以得到初始裂纹前缘的应力强度因子值，FRANC3D V7.1 支持 M 积分法（M-integral）、最大位移相关法（Displacement Correlation）、虚拟裂纹闭合法（Virtual Crack Closure）对应力强度因子值进行计算，一般选择最为精确的 M 积分法进行计算。

（6）裂纹扩展类型与方式定义

FRANC3D V7.1 支持将裂纹扩展类型设置为亚临界裂纹扩展（包括疲劳裂纹、应力腐化和微动疲劳裂纹模型）、准静态裂纹扩展或是基于 Python 的自定义裂纹扩展模型。本文中选用亚临界裂纹扩展的疲劳裂纹扩展模型，接下来也将以此为例进行裂纹扩展参数设定的阐述。之后需要设定确定裂纹扩展扭转角度（kink angle model）的准则，FRANC3D 中支持选择最大拉应力准则（Max Tensile Stress）、最大切应力准则（Max Shear Stress）、最大周向应力准则（Generalized Stress）、最大能力释放率准则（Strain Energy Release Rate）。加载模式、有限元模型的单位、复合裂纹扩张模式下应力强度因子值 K 的算法、有效应力强度因子值 ΔK_{eff} 的确定方法、积分方式等设置也需要在这里完成设置。FRANC3D 中支持的加载模式有简单循环模式（Simple Cyclic）、非比例循环模式（Non-Proportional Cyclic）、瞬变循环模式（Transient）、自定义谱循环模式（Spectrum），另外以上四种模式还可以配合暂停（Hold Event）自定义合成为所需模拟的加载模式。最后需要进行裂纹扩展前缘的拟合方式确定，以平滑裂纹扩展的前缘形状，先确定扩展的步长，一般选为 0.15-0.5mm 之间，步长越小则扩展的模拟越精确，随后确定裂纹扩展前缘的拟合方式，FRANC3D 主要支持多项式拟合、三次样条差值、移动平均线、部分区域拟合、无平滑扩展等几种模式，一般选用多项式拟合进行平滑。

（7）FRANC3D 自动裂纹扩展模拟

之前的各项设置完成后，只需再设置所需要自动模拟的步数后，FRANC3D

现在开始就能够开始自动裂纹扩展模拟，FRANC3D 能够自动读取应力分析结果并计算所有裂纹前缘节点的应力强度因子，从而进行裂纹扩展模拟，在下一步长的计算时更新裂纹前缘位置，重新划分子模型网格。FRANC3D 会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，得到新的一步的应力分析结果，如此循环往复，直至设定的拓展步数或是停止条件。

（8）疲劳寿命预测

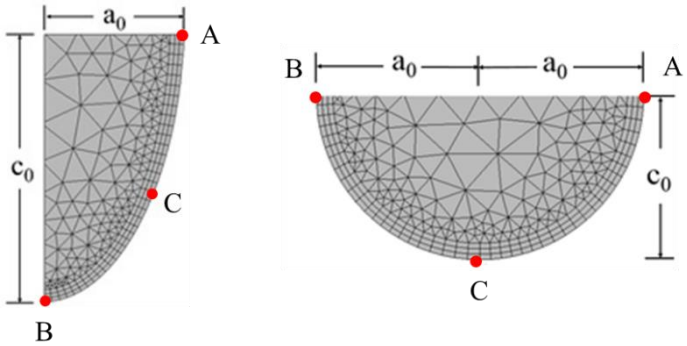
完成所需步数的运算模拟后，现在可以对疲劳寿命进行预测，先对疲劳裂纹扩展速率模型参数进行定义，FRANC3D 支持 Paris 模型，双线性 Pairs 模型或是自定义，在考虑应力比方面支持 Walker 模型、Newman 模型以及自定义模式。最后完成各项参数定义后就可以分析得到疲劳裂纹扩展的 *a*-*N* 曲线。

3.3.2 子模型划分与初始裂纹的置入

1. 初始裂纹的尺寸

有国外研究机构进行了大量的结构疲劳试验，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[107-109]。周太全[110]等所进行的恒幅荷载焊接构件的疲劳实验也得出了相同的结论。国内也有文献[111]指出，由焊接缺陷引起的微裂纹长度一般在 0.5~2mm 之间取值。

因此本文中引入的初始裂纹形状为四分之一椭圆形（角裂纹）或半椭圆形（面内裂纹）。在疲劳热点位置引入标准尺寸为短轴 a_0=1mm，长轴 c_0=1mm 初始角裂纹或面内裂纹，如图 3.13 所示，进行裂纹尺寸对比研究时会再引入不同尺寸的 a_0/ c_0 的裂纹。



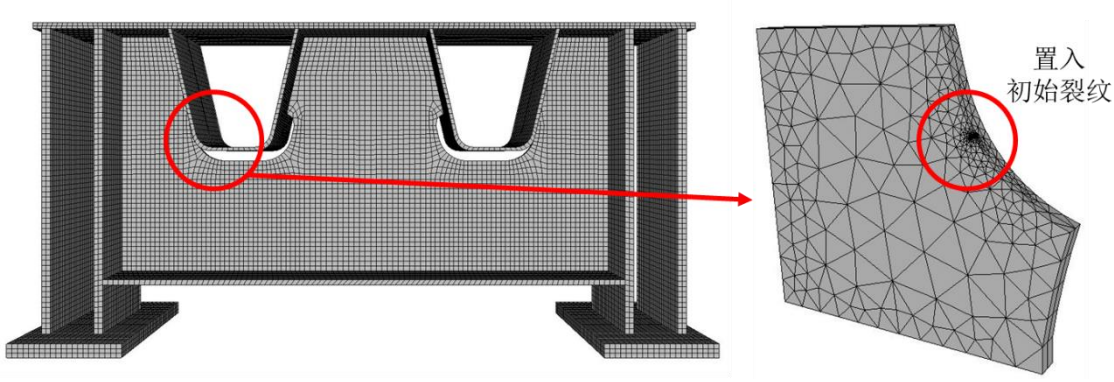
（a）初始角裂纹　　（b）初始面内裂纹

图 3.13 初始裂纹形状

2. 横隔板弧形开口处的初始裂纹置入

根据 3.2.4 中的静力分析结果，横隔板弧形开口处的上下两个圆弧位置为应

力集中位置，是疲劳热点位置。因此，本节将在这个位置引入初始裂纹以进行疲劳裂纹的扩展模拟。首先在 FRANC3D 中导入 ABAQUS 有限元模型的 inp 文件，为了提高边界元计算效率，截取初始裂纹附近的区域为子模型，如图 3.14（b）所示，原来的节段模型即为全局模型，如图 3.14（a）所示。随后需要在子模型上引入初始裂纹，初始角裂纹的 a_0 方向位于横隔板厚度方向，c_0 方向位于横隔板弧形表面法线方向，面内裂纹位置位于横隔板弧形厚度中央，面内裂纹方向与角裂纹相同，两种裂纹形状如图 3.13 所示。

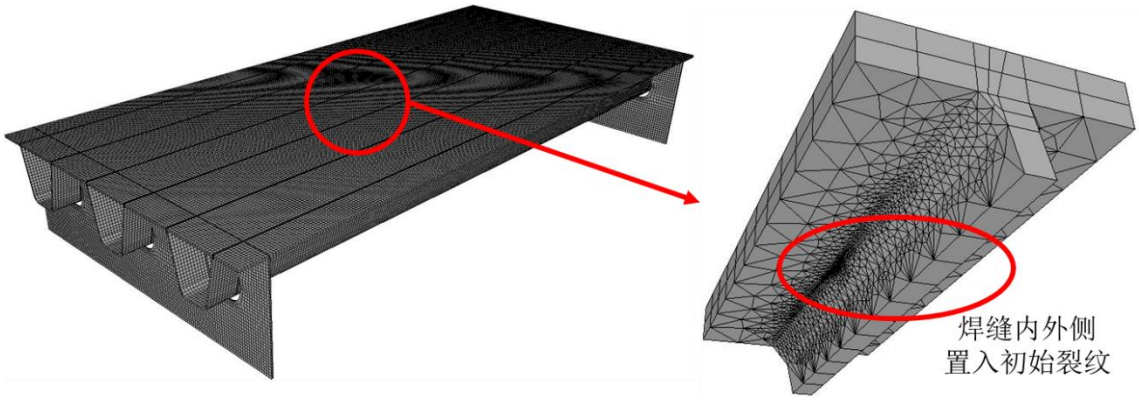


（a）全局横隔板弧形开口处　　（b）子模型横隔板弧形开口处

图 3.14 节段横隔板弧形开口处子模型划分

3. U 肋与顶板焊缝处的初始裂纹置入

根据 3.2.4 中的静力分析结果，跨中的 U 肋与顶板连接焊缝处的外侧和内侧是应力集中位置，是疲劳热点位置。因此在这两个位置引入初始裂纹以进行疲劳裂纹的扩展模拟，如图 3.15 所示。此位置引入的均为面内裂纹，裂纹 a_0 方向平行于焊缝方向，c_0 方向则垂直于焊缝方向（顶板法线方向）。



（a）全局 U 肋与顶板焊缝处　　（b）子模型 U 肋与顶板焊缝处

图 3.15 节段 U 肋与顶板焊缝处子模型划分

3.3.3 裂纹前缘应力强度因子初步分析

1. FRANC3D 三维裂纹前缘处理方法

FRANC3D 对于三维裂纹的处理方式是在对裂纹前缘面进行边界元划分，在每个节点上建立一个与该点切线方向正交的平面，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 3.16 所示。

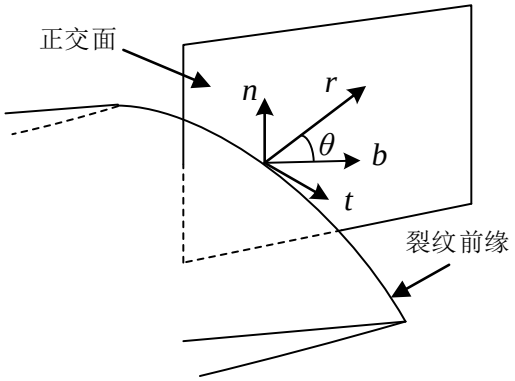


图 3.16 FRANC3D 中三维裂纹前缘分析方法

FRANC3D 应力强度因子的计算是通过位移相关技术获得的[112]，通过裂纹张开或滑动位移计算。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。在许多金属疲劳裂纹扩展问题上 FRANC3D 的应力强度因子的计算结果与解析解以及试验结果都较为接近[86, 113, 114]，这能够说明 FRANC3D 模拟的准确性与适用性。

图 3.13 中也显示了裂纹面前缘的网格划分情况，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，给到图中 A、B 和 C 三点为参考点。A、B 分别为两个裂纹边缘表面的点，它们的应力强度因子直接决定裂纹在结构表面的扩展规律，C 为裂纹前缘的中点，可以表征裂纹在结构内部的扩展情况。

2. 横隔板弧形开口处的应力强度因子

基于 JTG D60-2015 中国规范荷载作用下（后文若对于荷载情况不进行说明或标注，则默认均是指基于此工况），在横隔板弧形开口处的疲劳热点 C1 处（如图 3.17 所示）置入 a_0=1mm，c_0=1mm 的初始角裂纹，可由 FRANC3D 计算得到初始裂纹前缘的应力强度因子，图 3.18 为横隔板弧形开口处的 C1 点处的裂纹前缘应力强度因子的分布曲线。其中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，是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 3.13（a）中所示的 A、B、C 点的归一化长度分别为 0、1、0.5。

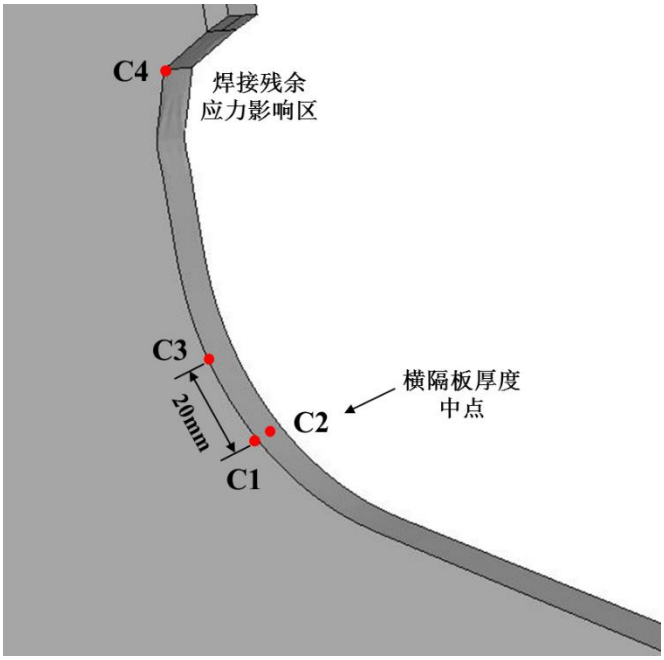


图 3.17 横隔板弧形开口处初始裂纹的不同位置

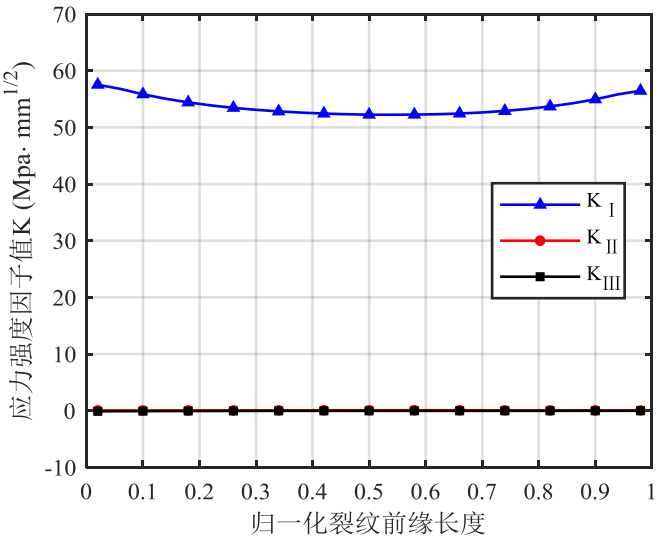


图 3.18 应力强度因子沿裂纹前缘分布（横隔板弧形开口处，C1 点）

从图 3.18 可知，横隔板弧形开口处在荷载作用下，Ⅰ型应力强度因子最大值为 57.52Mpa•mm$^{1/2}$，最小值为 52.22Mpa•mm$^{1/2}$，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 点应力强度因子与 A 点几乎相同，B 点应力强度因子略大一些，即横隔板弧形表面厚度方向表面上的裂纹应力强度因子略大于横隔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 0.091Mpa•mm$^{1/2}$，最小值为 0.037Mpa•mm$^{1/2}$。Ⅲ型应力强度因子最大值为 0Mpa•mm$^{1/2}$，最小值为-0.11Mpa•mm$^{1/2}$，可见横隔板弧形开口处裂纹的Ⅱ型和Ⅲ型应力强度因子相较Ⅰ型应力强度因子基本可以忽略不计。

对横隔板弧形开口处的初始裂纹前缘的三类应力强度因子进行比较可以发现，Ⅰ型应力强度因子远大于Ⅱ型Ⅲ型应力强度因子，因此裂纹在初始阶段表现为张开型为主的复合型裂纹。而且 K_{I} 呈现出总体上有着两边大中间小的分布规律，因此裂纹在扩展的初始阶段在横隔板表面的扩展速率将略大于深度方向的扩展速率。

3. U 肋与顶板焊缝处的应力强度因子

U 肋与顶板焊缝处的疲劳热点几乎不受到拉应力作用，主要承受的是压应力作用，但是由于焊缝附近存在着较大残余拉应力，因此该位置也会承受循环拉应力作用。

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：

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \tag{3.1}$$

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：

$$K_{\mathrm{r,max}} = K_{\max} + K_{\mathrm{r}} \tag{3.1}$$

$$K_{\mathrm{r,min}} = K_{\min} + K_{\mathrm{r}} \tag{3.3}$$

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 ΔK_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。

$$\Delta K_{\mathrm{r}} = K_{\mathrm{r,max}} - K_{\mathrm{r,min}} \tag{3.4}$$

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

$$\Delta K_{\mathrm{r,t}} = K_{\max} - K_{\min} \tag{3.5}$$

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

$$\Delta K_{\mathrm{r,p}} = K_{\max} + K_r \tag{3.2}$$

因为裂纹只有在张开的情况下才会扩展，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 ΔK_{eff} 为：

$$\Delta K_{\mathrm{eff}} = \begin{cases} \Delta K_{\mathrm{r,t}} = K_{\max} - K_{\min} \\ \Delta K_{\mathrm{r,p}} = K_{\max} + K_{\mathrm{r}} \end{cases} \tag{3.7}$$

由相关文献[115, 116]的该类尺寸的 U 肋试验及研究可知，U 肋与顶板焊缝周围的横向残余应力在顶板上表面最大值为 224Mpa，焊缝下表面最大值为 100Mpa，可见顶板中存在的横向残余应力均大于此处验算荷载的压应力幅值。

在 U 肋与顶板焊缝处的疲劳热点（跨中焊缝外侧）置入 a_0=1mm，c_0=1mm 的初始角裂纹后，将残余应力数据导入 FRANC3D，可由 FRANC3D 计算得到初始裂纹前缘的应力强度因子。

图 3.19 给出了外荷载、残余应力、外荷载+残余应力以及有效应力强度因子的图线，在该情况下，有效应力强度因子曲线即为外荷载的相反数。为了更直观地理解裂纹扩展的情况，后文都将绘制有效应力强度因子 ΔK_{eff} 的情况。

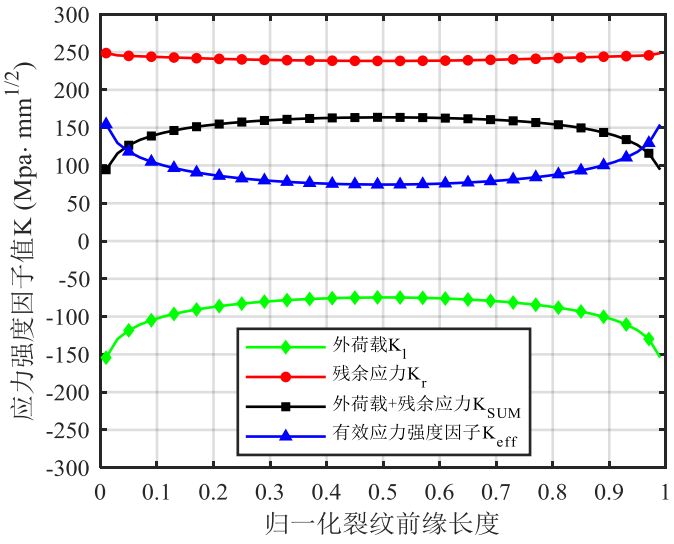


图 3.19 应力强度因子 K_{I} 沿裂纹前缘分布（U 肋与顶板焊缝处焊缝外侧）

如图 3.20 中给出了 U 肋与顶板焊缝处的 K_{I}，K_{II}，K_{III}三类有效裂纹前缘应力强度因子的分布曲线。

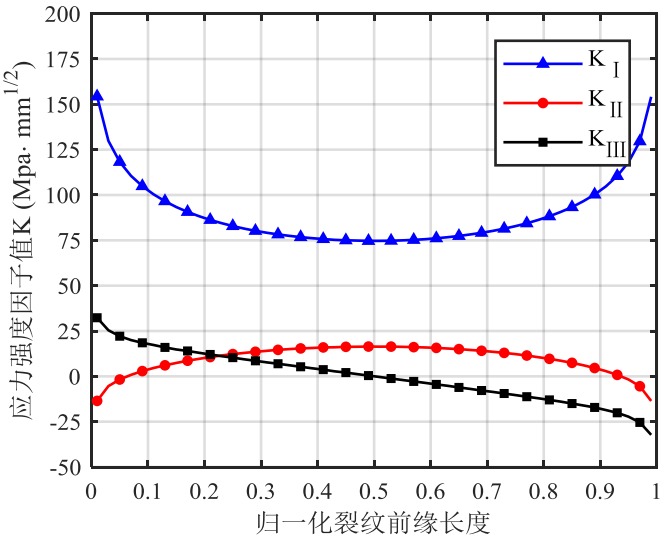


图 3.20 有效应力强度因子沿裂纹前缘分布（U 肋与顶板焊缝处焊缝外侧）

从图 3.20 可知，U 肋与顶板焊缝处在荷载作用下，Ⅰ型应力强度因子最大值为 154.32Mpa•mm$^{1/2}$，最小值为 74.67Mpa•mm$^{1/2}$，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 点应力强度因子与 A 点几乎相等，即两个平行焊缝方向表面上的裂纹应力强度因子大于垂直焊缝方向上（顶板平面法线方向）的裂纹应力强度因子。

Ⅱ型应力强度因子最大值为 16.39Mpa•mm$^{1/2}$，最小值为-13.58Mpa•mm$^{1/2}$。Ⅲ型应力强度因子最大值为 32.31Mpa•mm$^{1/2}$，最小值为-32.26Mpa•mm$^{1/2}$，可见与横隔板弧形开口处的情况类似，U 肋与顶板焊缝处裂纹的Ⅱ型和Ⅲ型应力强度因子也不占主导地位。

对 U 肋与顶板焊缝处的初始裂纹前缘的三类应力强度因子进行比较可以发现，与横隔板弧形开口处情况相同 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} 呈现出总体上有着两边大中间小的分布规律，因此裂纹在扩展的初始阶段平行焊缝方向表面上的扩展速率将大于垂直焊缝方向（顶板平面法线方向）。

4. 横隔板弧形开口处与 U 肋与顶板焊缝处应力强度因子分布的对比

将横隔板弧形开口处和 U 肋与顶板焊缝处的结果进行对比可以发现，尽管横隔板弧形开口处的裂纹位置的应力幅（40.78Mpa）相较 U 肋与顶板焊缝处的裂纹位置的应力幅（31.23Mpa）小，但是由于 U 肋与顶板焊缝处的几何形状突变更加严重，U 肋与顶板焊缝处的Ⅰ型应力强度因子（74.67~154.32Mpa•mm$^{1/2}$）相较横隔板弧形开口处（52.22~57.52Mpa•mm$^{1/2}$）更大。

3.4 横隔板弧形开口处初始裂纹前缘应力强度因子的影响因素

根据线弹性断裂力学基本理论可知，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 3.3 中的分析可知，裂纹前缘的 I 型应力强度因子 K_I 在本类结构裂纹扩展问题中占主导地位，比其他两种应力强度因子大得多，即主要发生的是 I 型张开型裂纹扩展，因此分别对载荷大小、裂纹尺寸对Ⅰ型应力强度因子的影响进行研究。

由 3.2 中的模型有限元分析可知，横隔板弧形开口处的上下两个圆弧位置以及节段跨中的 U 肋与顶板焊缝处的内外侧为疲劳热点，但考虑到初始缺陷有可能出现在危险位置附近的不同的部位，因此这里也将对不同初始裂纹位置对应力强度因子的影响进行研究。

另外针对横隔板弧形开口区域并非所有应力集中位置均位于焊接残余应力影响区附近的特点，对受到焊接残余应力影响区域的疲劳热点也进行了对比分析。最后对于疲劳热点周边多裂纹同时存在的情况也进行了分析模拟。

3.4.1 初始裂纹位置的影响

为了研究初始裂纹的不同位置对横隔板弧形开口处裂纹前缘应力强度因子的影响，本节分别建立了如图 3.17 所示的 3 个不同位置下的初始裂纹分析模型。初始裂纹 C1 位于应力最大的疲劳热点的横隔板边缘处，裂纹形状为部分穿透型角裂纹。初始裂纹 C2 位于应力最大的疲劳热点的横隔板厚度中点处，C1、C2 相距 5mm。初始裂纹 C3 位于横隔板边缘处，与 C1 相距 20mm，垂直方向相距 18mm，裂纹形状为部分穿透型面内裂纹，3 个不同位置下的初始裂纹尺寸均为 a_0=1mm，c_0=1mm。

图 3.21 给出了横隔板弧形开口处不同位置裂纹的应力强度因子 K_I 分布。

由图 3.21 可以看出，当 a_0=c_0=1mm 时，角裂纹和面内裂纹的应力强度因子 K_I 基本上都呈现为两端大中间小的对称分布。随着初始裂纹位置从横隔板应力集中位置向周边移动时，裂纹应力强度因子会逐渐降低，这和有限元分析所得到的应力幅变化趋势是一致的。

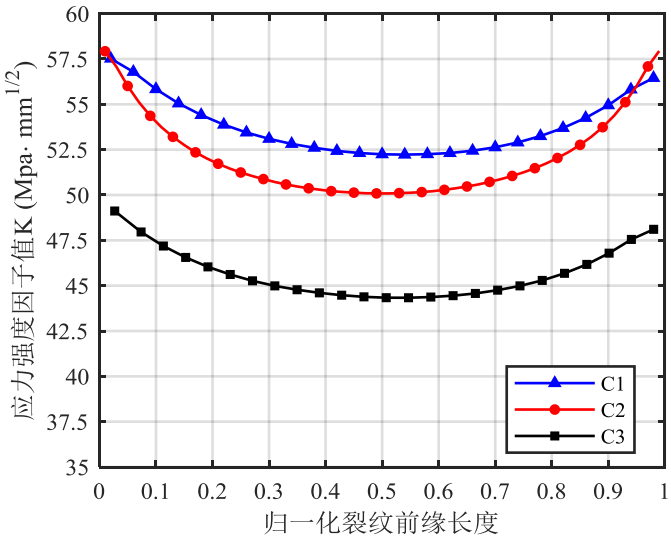


图 3.21 不同裂纹位置的应力强度因子 K_I 分布（横隔板弧形开口处）

由于 C1、C2 裂纹均位于横隔板应力最大的位置，C2 处的裂纹应力强度因子与 C1 处的结果相近，但位于横隔板厚度中央的 C2 裂纹的两端应力强度因子略大一些，但在裂纹前缘中部的应力强度因子相较 C1 小一些。

3.4.2 荷载大小的影响

为了分析荷载大小对对横隔板弧形开口处应力强度因子的影响，分别计算中国规范 JTG D60-2015，美国规范 AASHTO，欧洲规范 Euorcode 以及两倍欧洲规范 Euorcode 四种情况下的 I 型应力强度因子大小，荷载加载情况详见表 3.2 所示。初始裂纹设定为角裂纹，位于横隔板弧形开口处的疲劳热点 C1 处，如图 3.17 所示，初始裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm。

图 3.22 中显示了横隔板弧形开口处裂纹在不同荷载大小作用下的应力强度因子 K_I 分布情况。

由图 3.22 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。中国规范 JTG D60-2015，美国规范 AASHTO，欧洲规范 Euorcode 以及两倍欧洲规范 Euorcode 对应的的最大裂纹应力强度因子分别为 57.52Mpa•mm$^{1/2}$、68.30Mpa•mm$^{1/2}$、85.66 Mpa•mm$^{1/2}$ 和 168.98 Mpa•mm$^{1/2}$。

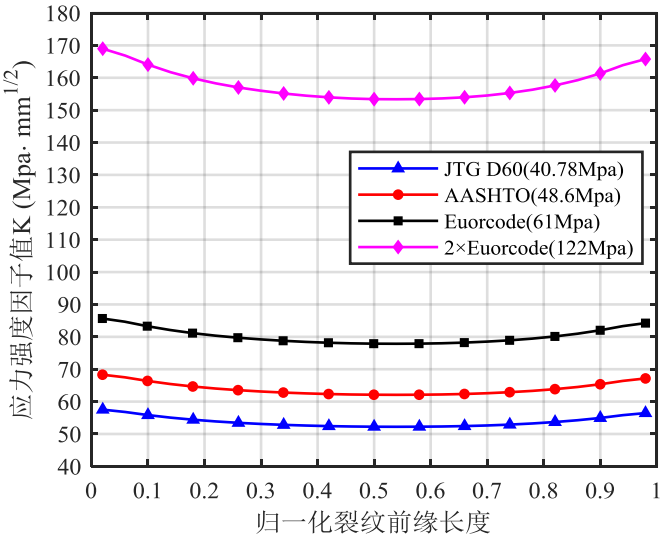


图 3.22 不同荷载作用下的应力强度因子 K_I 分布（横隔板弧形开口处，C1 点）

图 3.23 给出了裂纹前缘上 A、B 和 C 点的应力强度因子 K_I 随荷载大小的变化规律，可以看出 K_I 与荷载的大小基本呈线性关系。

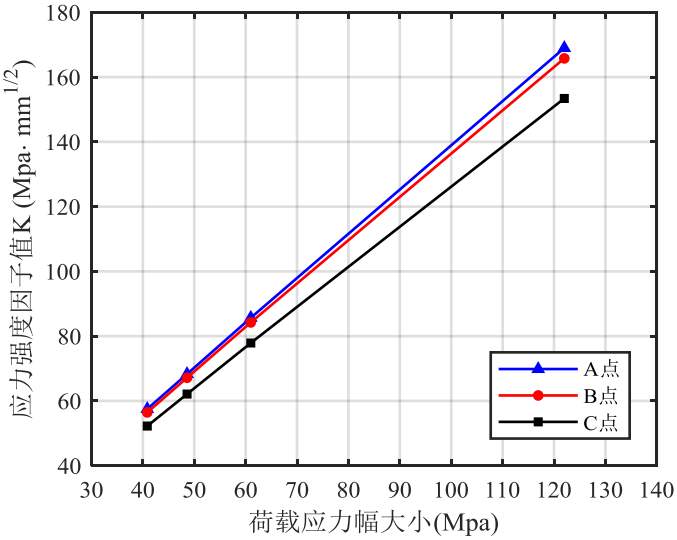


图 3.23 各点应力强度因子 K_I 随荷载的变化规律（横隔板弧形开口处）

3.4.3 初始裂纹尺寸与形状的影响

为了研究裂纹尺寸大小对横隔板弧形开口处的应力强度因子 K_I 的影响，分别计算初始裂纹半径为 1mm、2mm、3mm、4mm、5mm 时在 JTG D60 中国规范荷载（40.86Mpa）作用下的初始裂纹前缘应力强度因子的大小，结果如图 3.24

所示。

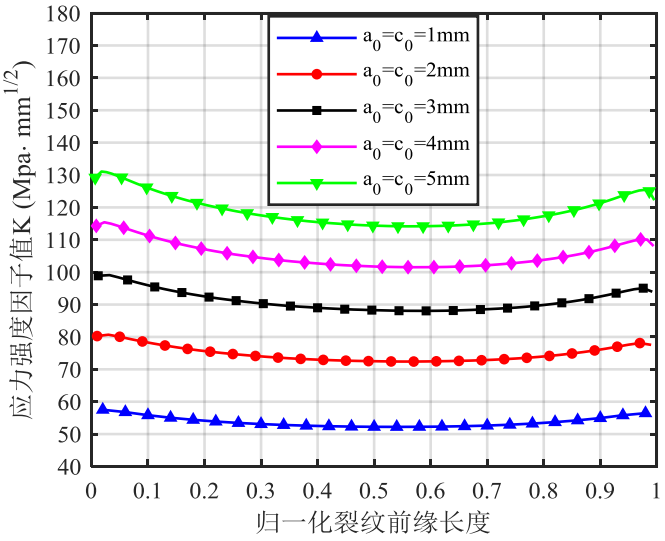


图 3.24 不同初始裂纹半径下的应力强度因子 K_I 分布曲线（横隔板弧形开口处，C1 点）

由图 3.24 可以看出，不同初始裂纹半径下的应力强度因子 K_I 基本都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 也随之逐渐增大，这也符合裂纹逐渐扩展时的实际情况。

另外为了研究不同裂纹形状对应力强度因子 K_I 的影响，分别计算初始裂纹 a_0=1mm，c_0=1、2、3、4、5mm 时，在中国规范 JTG D60-2015 荷载（40.86Mpa）作用下的初始裂纹前缘应力强度因子的大小，结果如图 3.25 所示。

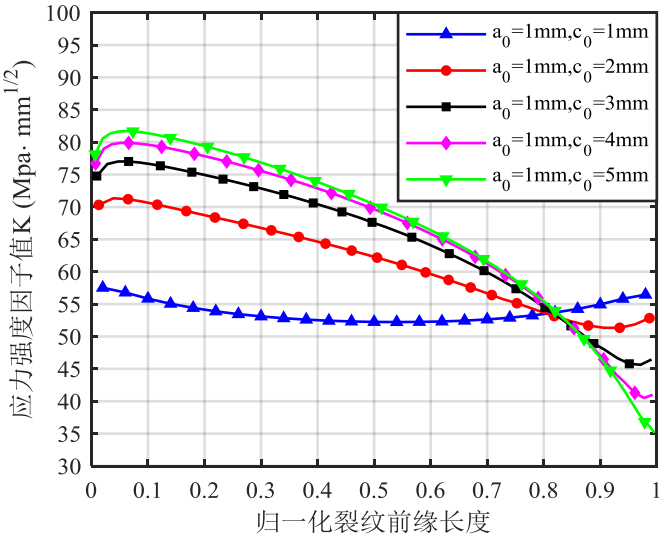


图 3.25 不同初始裂纹形状时应力强度因子 K_I 分布曲线（横隔板弧形开口处，C1 点）

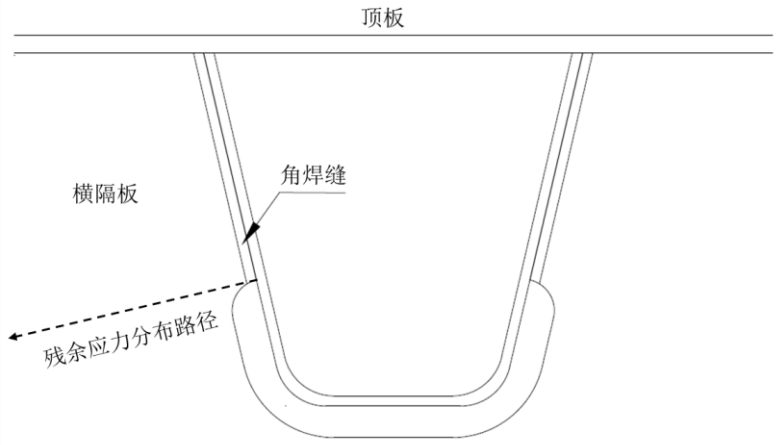
由图 3.25 可以看出，随着初始裂纹长轴半径的变化，裂纹应力强度因子只有当初始裂纹长轴和短轴半径相等时，应力强度因子 K_I 的分布是对称的。随着长轴长度 c_0 的增加，应力强度因子 K_I 逐渐转变为总体上增加的分布规律，应力强度因子在 A 点处逐渐减小，在 B 点处逐渐增加，而在中点 C 偏 A 点处大致相等，裂纹中间点 C 点附近应力强度因子也较为接近。可见裂纹形状也会对应力强度因子的分布规律产生一定影响。

3.4.4 残余应力的影响

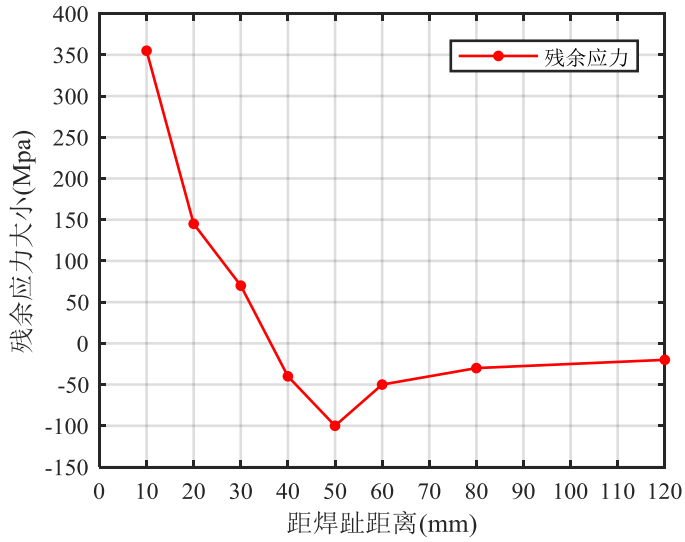
之前所研究的问题均是针对横隔板弧形开口处远离焊缝的位置的应力集中点 C1，C2，C3 裂纹处，由 3.2 中的静力分析可知，在横隔板弧形开口处上端圆弧处也存在一个应力集中的位置 C4（如图 3.20 所示），尽管其所受拉应力 32.78Mpa 小于 C1，C2，C3 等处，但是由于该位置靠近 U 肋与横隔板的焊缝末端，仅有 14mm 左右的距离，会受到较大的焊接残余拉应力的影响，压应力 -45.05Mpa 也能够对裂纹扩展提供张开力，因此也需要着重关注与研究。

由相关文献[115, 116]可知该类尺寸的 U 肋与横隔板焊缝附近的残余应力分布如图 3.26（b）所示，图中 x 轴距离表示距角焊缝焊趾的距离，如图 3.26（a）所示。

由图 3.26（b）中可以看到残余应力在 U 肋焊缝附近由近及远从 355Mpa 开始大幅减小，并且进入压应力状态，压应力最大达到-100Mpa，最后压应力逐步减小消失。可见在裂纹扩展的初步阶段，残余拉应力对于裂纹展开扩展会带来很大的帮助，后期逐步减少，甚至变为压应力起到反作用，限制裂纹的扩展速度。



（a）残余应力分布路径



（b）纵向残余应力分布

图 3.26 U 肋与横隔板焊缝附近表面纵向残余应力分布

将残余应力数据导入 FRANC3D，可以得到 C4 点处各类应力引起的应力强度因子 K_I 分布曲线，如图 3.27 所示。

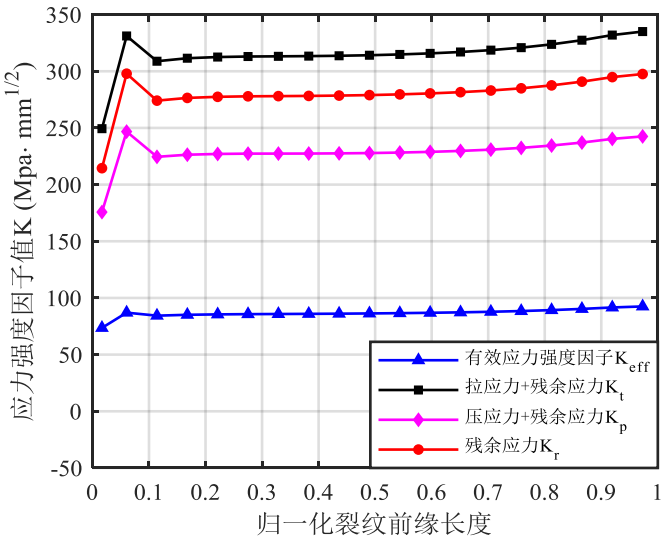


图 3.27 应力强度因子 K_I 分布（横隔板弧形开口处，C4 点）

由图 3.27 可以看到，有效应力强度因子曲线即为拉应力+残余应力引起应力强度因子与压应力+残余应力引起的应力强度因子之差，可见在裂纹扩展的初期拉应力的存在使得原本的压应力也贡献为循环拉应力，导致裂纹扩展张开力增加。

图 3.28 中将 C4 处受焊接残余应力影响位置与 C1、C2、C3 处的应力强度因

子进行了对比。

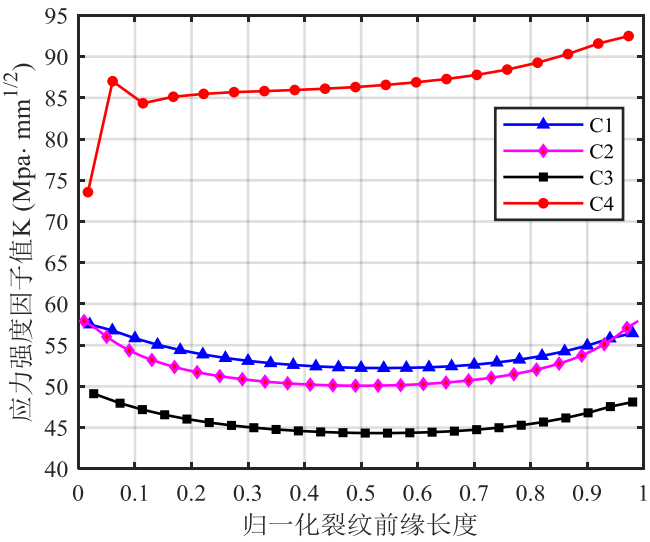


图 3.28 各点应力强度因子 K_I 分布曲线（横隔板弧形开口处）

由图 3.28 可以看出，本身 C4 点处受到的拉应力仅为 32.78Mpa，小于 C1、C2 点的 40.78Mpa，但是受残余应力影响后，应力幅值来到 77.83Mpa，最大应力强度因子为 92.50Mpa•mm$^{1/2}$，超过 C1 处应力强度因子大小约 60%。

3.4.5 多裂纹的影响

由于在实际情况中初始裂纹的出现是随机的，任意的微小损伤均有可能逐渐扩展成为具有一定尺寸的初始裂纹，为了研究多裂纹存在下的裂纹扩展规律，本文在横隔板弧形开口处下端的疲劳危险点 C1 点附近相距 7mm 处选取了 CL 和 CR 两点同时置入裂纹进行对比分析，如图 3.29 所示。

首先本文在点 C1 与 CL 处同时置入 a_0=1mm，c_0=1mm 的角裂纹，研究两裂纹情况下的情况。C1 与 CL 处同时置入裂纹以及仅在 C1 处有裂纹时的应力强度因子 K_I 分布情况如图 3.30 所示。

由图 3.30 可以看到 C1 和 CL 同时存在裂纹的时候，C1 处的应力强度因子大小略大于 CL 处，这与 3.4.1 中对不同裂纹位置的分析得到的结论是相同的。而在双裂纹同时存在的情况下 C1 处应力强度因子大小略小于仅有 C1 处有裂纹时的应力强度因子大小，可见多裂纹的存在会降低区域内单个裂纹的应力强度因子大小。这是由于多裂纹张开后应力集中区域的应力略有降低造成的。

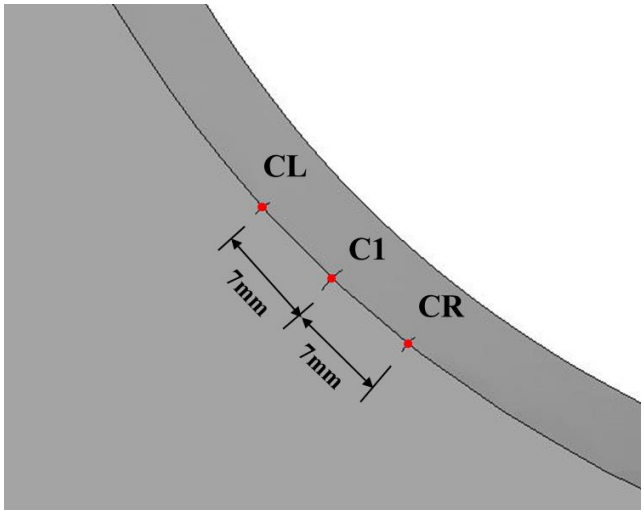


图 3.29 多裂纹位置示意图（横隔板弧形开口处）

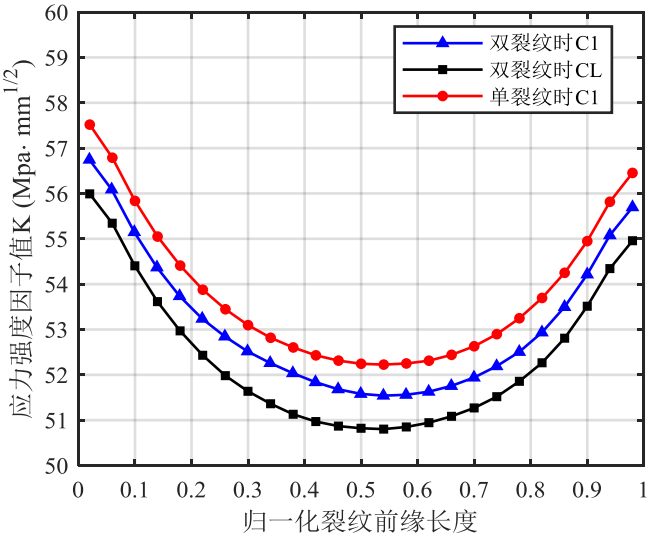


图 3.30 双裂纹时应力强度因子 K_I 分布曲线（横隔板弧形开口处）

接下来进一步对三裂纹的情况进行模拟，在点 C1 与 CR 处置入 a_0=1mm，c_0=1mm 的角裂纹，在 CL 处同时置入 a_0=2mm，c_0=2mm 的角裂纹。应力强度因子 K_I 分布情况如图 3.31 所示。

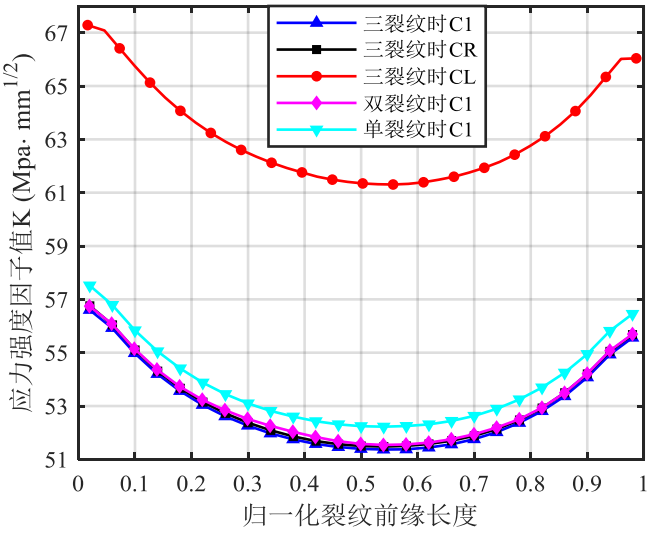


图 3.31 三裂纹时应力强度因子 K_I 分布曲线（横隔板弧形开口处）

由图 3.31 可以看出三裂纹时的应力强度因子情况与双裂纹时类似，C1 点的应力强度因子大小相较双裂纹与单裂纹的情况继续略有减小，可见多裂纹的存在会不断降低区域内单个裂纹的应力强度因子大小，但是影响程度有限。另外由于 CL 点置入了半径为 2mm 的较大裂纹，CL 处的应力强度因子值是最大的，这与 3.4.3 中得出的结论相同。

3.5 U 肋与顶板焊缝处初始裂纹前缘应力强度因子的影响因素

3.5.1 初始裂纹位置的影响

为了研究初始裂纹的不同位置对 U 肋与顶板焊缝处裂纹前缘应力强度因子的影响，本节分别建立了如图 3.11 所示的外侧与内侧 2 个不同位置下的初始裂纹分析模型。初始裂纹形状设置为部分穿透型面内裂纹，分别位于节段模型跨中的U肋与顶板焊缝的外侧与内侧，2个位置的初始裂纹尺寸均为a_0=1mm，c_0=1mm。模拟结果如图 3.32 所示。

由图 3.32 可以看出，当 a_0=c_0=1mm 时，内外侧的面内裂纹的应力强度因子 K_I 基本上都呈现为两端大中间小的对称分布，这与横隔板弧形开口处模拟中得到的结论相同。外侧裂纹的两端应力强度因子值比内侧裂纹的更大，但在中点附近（裂纹深度方向上）与内侧裂纹几乎相同，这说明两种裂纹在扩展的初始阶段在沿焊缝方向的扩展速率会大于垂直焊缝的深度方向，而外侧焊缝在沿焊缝方向的

扩展速率会略大于内侧裂纹。

考虑到内外侧焊缝不同的应力幅，外侧为 31.23Mpa，内侧为 17.11Mpa，而内外侧裂纹的应力强度因子值计算结果有较大区域的重叠，数值上较为接近，这说明内侧焊缝的几何突变更加明显，这导致了在裂纹处更大的应力强度因子的计算结果。

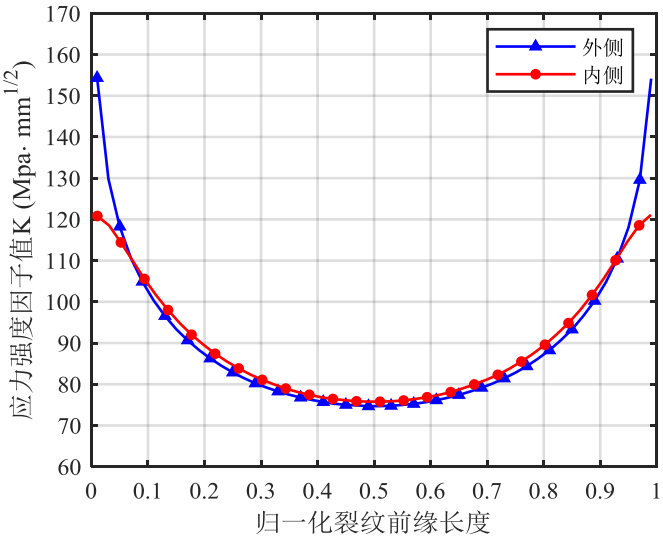


图 3.32 不同裂纹位置的应力强度因子 K_I 分布（U 肋与顶板焊缝处）

3.5.2 荷载大小的影响

为了分析荷载大小对 U 肋与顶板焊缝处应力强度因子的影响，分别计算中国规范 JTG D60-2015，美国规范 AASHTO，欧洲规范 Euorcode 以及两倍欧洲规范 Euorcode 四种情况下的 I 型应力强度因子大小，荷载加载情况详见表 3.2 所示。初始裂纹设定为面内裂纹，位于节段模型的跨中焊缝外侧处，如图 3.11 所示，初始裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm。

图 3.33 显示了 U 肋与顶板焊缝处裂纹在不同荷载大小作用下的应力强度因子 K_I 分布情况。

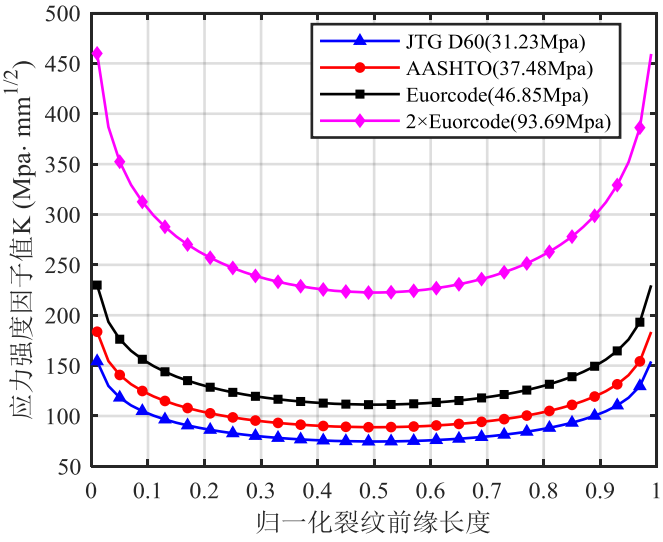


图 3.33 不同荷载作用下的应力强度因子 K_I 分布（U 肋与顶板焊缝处，外侧）

由图 3.33 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，这与 3.4.2 中得出的结论相同。中国规范 JTG D60-2015，美国规范 AASHTO，欧洲规范 Euorcode 以及两倍欧洲规范 Euorcode 对应的的最大裂纹应力强度因子分别为 154.32Mpa•$mm^{1/2}$、183.64Mpa•$mm^{1/2}$、229.94Mpa•$mm^{1/2}$ 和 459.87Mpa•$mm^{1/2}$。

裂纹前缘上特定点的应力强度因子 K_I 与横隔板弧形开口处得到的结果相同，与荷载的大小基本呈线性关系，此处不再赘述。

3.5.3 初始裂纹尺寸与形状的影响

为了研究裂纹尺寸大小对 U 肋与顶板焊缝处的应力强度因子 K_I 的影响，分别计算初始裂纹半径为 1mm、2mm、3mm 时在 JTG D60 中国规范荷载（31.23Mpa）作用下的 U 肋与顶板焊缝处外侧裂纹初始裂纹前缘应力强度因子的大小，结果如图 3.34 所示。

由图 3.34 可以看出，不同初始裂纹半径下的应力强度因子 K_I 基本都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 也随之逐渐增大，则与 3.4.3 中得出的结论相同，不过 U 肋与顶板焊缝处增大的幅度不如横隔板弧形开口处，特别是在前缘中点位置，这说明裂纹在垂直焊缝深度方向上的扩展速率较平行焊缝方向慢。

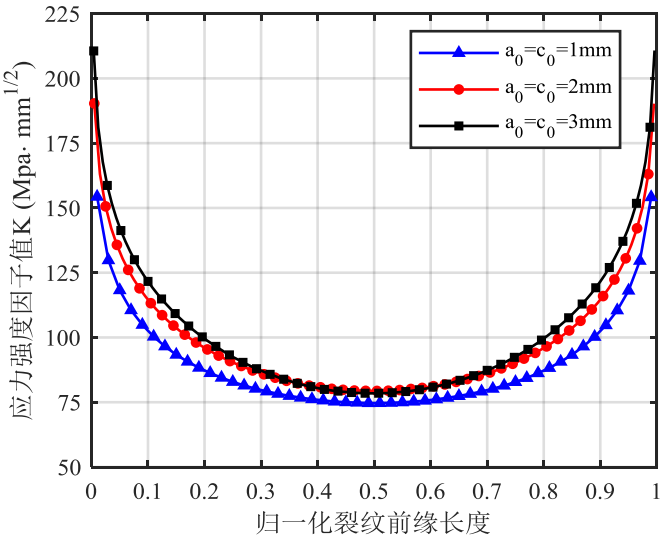


图 3.34 不同初始裂纹半径下的应力强度因子 K_I 分布曲线（U 肋与顶板焊缝处，外侧）

另外为了研究不同裂纹形状对 U 肋与顶板焊缝处裂纹的应力强度因子 K_I 的影响，分别计算初始裂纹 a_0=1mm，c_0=1、2、3、4、5mm 时，在中国规范 JTG D60-2015 荷载（31.23Mpa）作用下的初始裂纹前缘应力强度因子的大小，结果如图 3.35 所示。

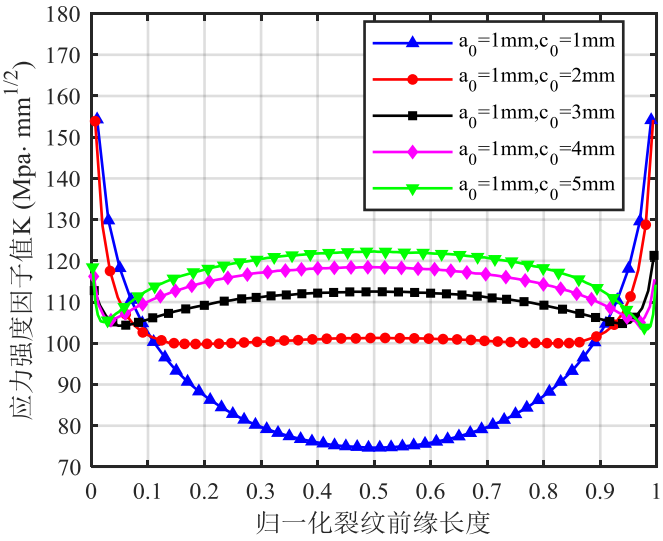


图 3.35 不同初始裂纹半径时应力强度因子 K_I 分布曲线（U 肋与顶板焊缝处，外侧）

由图 3.35 可以看出，随着初始裂纹长轴半径的变化，裂纹应力强度因子 K_I 的分布一直是对称的，这与 3.4.3 中得出的结论不同，这是由于 U 肋与顶板焊缝处置入的是本身就轴对称的面内裂纹，而横隔板弧形开口处置入的是角裂纹。随

着的长轴 c_0 的增大，应力强度因子 K_I 总体上呈现为两端减少中间增加的规律，这意味着 a_0/c_0 越小裂纹在沿焊缝方向的扩展速率会越小，而垂直焊缝方向扩展速率会增大。可见裂纹形状、长短轴的比例也会对应力强度因子的分布规律产生一定影响。

3.5.4 多裂纹的影响

为了研究多裂纹存在下的裂纹扩展规律，本文在 U 肋与顶板焊缝处模型的节段跨中焊缝内外侧同时置入裂纹进行对比分析，裂纹位置如图 3.11 所示，置入裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm 的面内裂纹。U 肋与顶板焊缝处内外侧多裂纹存在情况下的应力强度因子 K_I 分布情况如图 3.36 所示。

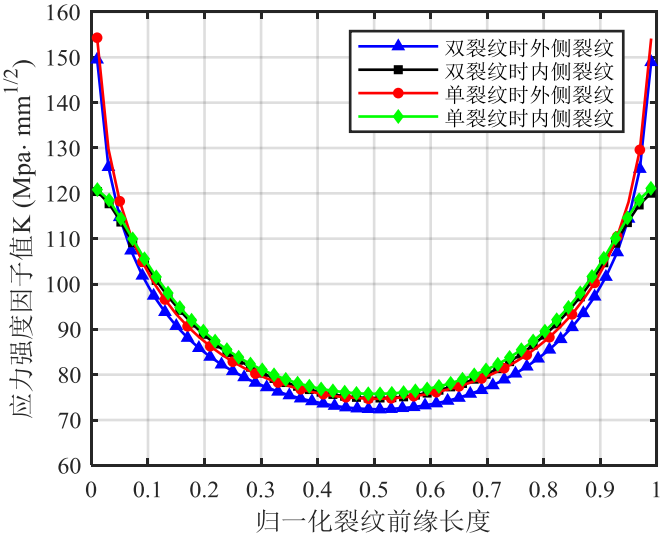


图 3.36 双裂纹时应力强度因子 K_I 分布曲线（横隔板弧形开口处）

由图 3.36 可以看出，U 肋与顶焊缝外侧与内侧同时存在裂纹的情况下，双裂纹情况下的两处裂纹应力强度因子大小均略小于仅有一处存在裂纹时的应力强度因子大小，可见多裂纹的存在会降低区域内单个裂纹的应力强度因子大小，这与 3.4.5 中得出的结论相同。

3.6 本章小结

本章研究完成的主要工作有：

（1）根据正交异性钢桥面板的结构受力特点及疲劳特性分别建立了横隔板弧形开口处与顶板和 U 肋焊接位置的两个有限元节段模型。

（2）对两个模型进行了有限元静力分析，得到了两个模型上具体的疲劳热点。

（3）在有限元静力分析的基础上，在疲劳热点引入初始裂纹，并计算了两个模型的疲劳热点的初始裂纹裂纹前缘的应力强度因子。在此基础上，分析了裂纹应力强度因子 K_I 受初始裂纹位置、荷载大小、裂纹大小及形状、残余应力影响、多裂纹影响等各类因素影响下的变化规律。

本章得出的主要结论如下：

（1）由静力分析的结果可知，横隔板弧形开口处的上下两个圆弧位置以及节段跨中的 U 肋与顶板焊缝内外侧为疲劳热点，横隔板下圆弧位置（C1 点）的受到的拉应力最大，超过上圆弧位置（C4 点）。U 肋与顶板焊缝处的 U 肋外侧受到的应力幅比内侧要大。

（2）在对两个模型的初始裂纹应力强度因子的分析中可以发现，应力强度因子 K_I 在两个位置的疲劳裂纹扩展中均占据主导地位，面内裂纹的应力强度因子 K_I 基本呈现为两端大中间小的轴对称分布。

（3）在对两个模型的初始裂纹应力强度因子的影响因素的对比分析中都可以发现，裂纹的应力强度因子 K_I 在应力越大的位置时越大，与荷载大小近似呈线性关系，裂纹的应力强度因子 K_I 会随着初始裂纹半径的增大而增大，但是与裂纹形状的变化关系不太明确，需要具体情况具体分析。

（4）对比横隔板弧形开口处的 C1 点与 C4 点（受残余应力影响区域）可以发现，残余拉应力能对裂纹提供额外的张开力，使得原本所受拉应力小于 C1 点的 C4 点的应力幅值超过 C1 点，从而有了更高的应力强度因子值。

（5）对比横隔板弧形开口处与 U 肋与顶板焊缝处的应力强度因子分析结果可以发现，尽管横隔板弧形开口处的应力幅更大，但是由于 U 肋与顶板焊缝处几何形态突变更加明显，因此 U 肋与顶板焊缝处在相同荷载条件下计算得到的应力强度因子更大，在裂纹扩展初期的速度会更快。

（6）在有多裂纹同时存在的情况下，两个模型均能看出多裂纹的存在相较单裂纹会降低区域内单个裂纹的应力强度因子大小，但是原有的应力强度因子大小与裂纹初始位置、大小等的规律关系不受到影响。

第 4 章 正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展分析与寿命预测

4.1 引言

在第 2 章中介绍了多种裂纹扩展理论，其中使用最为广泛的是最大周向正应力准则，本章将基于此准则进行裂纹扩展的模拟。在第 3 章中建立了两个不同位置的具有初始裂纹的有限元模型，对正交异性钢桥面板横隔板弧形开口处与 U 肋与顶板焊缝处的裂纹在不同初始条件下裂纹应力强度因子的分布及变化规律进行了分析。

本章首先将基于最大周向正应力准则以及 Paris 疲劳裂纹扩展模型，在第 3 章初始裂纹的应力强度因子分析的基础上，通过 FRANC3D 进一步模拟在裂纹扩展过程中裂纹应力强度因子的分布及变化规律、裂纹扩展轨迹的模拟，并在裂纹扩展模拟的基础上进行裂纹扩展寿命的预测。最后，采用对比的方法研究分析裂纹位置、荷载大小、裂纹尺寸与形状、随机载荷作用等不同因素下对裂纹扩展轨迹和裂纹扩展寿命的影响，作为下一章对正交异性钢桥面板疲劳裂纹扩展寿命进行不确定分析的基础。

4.2 FRANC3D 疲劳裂纹扩展模拟与疲劳寿命预测方法

4.2.1 FRANC3D 裂纹扩展模拟方法

FRANC3D V7.1 能够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 V7.1 对三维裂纹扩展问题的模拟方法是，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，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与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距离）下，裂纹从初始裂纹开始扩展该距离距离变成新裂纹的过程。例如初始裂纹为一个半径为 1mm 的半圆形裂纹，指定扩展步长为 0.5mm，则裂纹扩展一步之后的裂纹半径均值为 1.5mm。一般情况下，模拟时裂纹前缘上每个节点的扩展距离是不同的，

FRANC3D V7.1 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。FRANC3D 中裂纹前缘扩展的模拟方法示意图如图 4.1 所示，任一节点 i 的扩展距离的计算方法 FRANC3D 中系统默认为式（4.1）：

$$\Delta a_i = \Delta a_{\mathrm{m}} \cdot (\frac{\Delta K_i}{\Delta K_{\mathrm{m}}})^2 \tag{4.1}$$

式中：ΔK_{m} 表示应力强度因子中值；

Δa_{m} 表示定义的应力强度因子中值节点的裂纹扩展尺寸；

ΔK_i 表示任一节点的裂纹应力强度因子值。

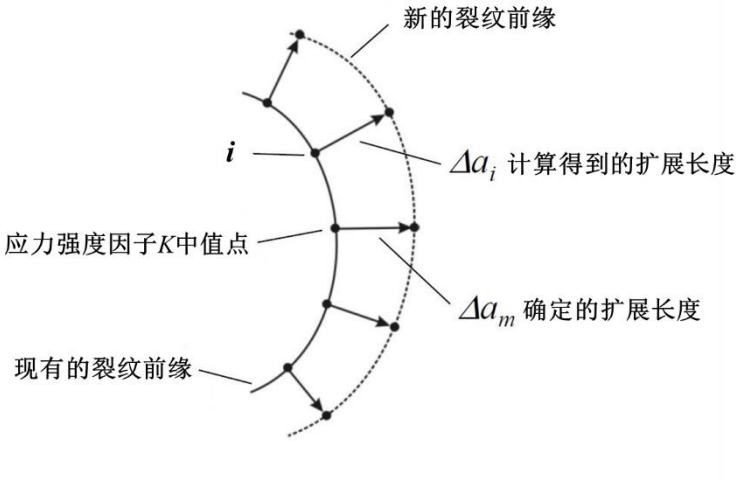


图 4.1 FRANC3D 中裂纹前缘扩展的模拟方法

根据式（4.1）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。由于新的裂纹前缘数据点是由每个点的数值计算结果给出的，如果将这些点直接连线一般无法形成光滑的裂纹前缘，而是会呈现出锯齿状的折线。这时候就需要利用多项式曲线拟合来拟合裂纹前缘以消除不规则的振荡或是锯齿，使得裂纹扩展的前缘尽可能平滑。一般采用单个多项式曲线即可模拟裂纹前缘扩展形状，FRANC3D 也支持应用多个多项式曲线拟合的组合以更加准确地模拟例如长浅型裂纹等前缘更为复杂的裂纹情况。

根据上述分析可知，FRANC3D V7.1 模拟三维裂纹扩展主要可以分为以下五个步骤：

（1）计算裂纹前缘上每个节点的应力强度因子值；

（2）定义应力强度因子中值点的扩展长度；

（3）计算裂纹前缘上每个节点的局部裂纹扩展方向；

（4）计算裂纹前缘上每个节点的局部裂纹扩展距离；

（5）对扩展后的新裂纹前缘进行多项式曲线拟合平滑处理。

4.2.2 疲劳裂纹扩展速率模型

在诸多疲劳裂纹扩展模型中，本文选取应用最为广泛的 Paris 模型作为预测疲劳裂纹扩展寿命的模型，Pairs 模型如式（4.2）所示。

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

式中，ΔK 为应力强度因子范围，$\Delta K=K_{\max}-K_{\min}$，$C$，$m$ 为材料常数。

Paris 模型参数采用文献[11]中给出的 Q345 桥梁钢疲劳裂纹扩展试验得到的拟合结果，C=1.585×10^{-11}，m=2.67。疲劳裂纹扩展的门槛值 ΔK_{th} 与断裂韧性 K_c 的取值比较难以确定，根据多位学者[87, 88, 117]的试验结果 ΔK_{th} 的离散性较大，而且与试验所选择的应力幅有较大关系，出于保守估计，选择桥梁钢实测试验中的较小值 ΔK_{th} =1.2806 Mpa•mm$^{1/2}$。另外由于本文的仿真模拟中所考虑的疲劳验算应力幅幅值较小，并未达不到桥梁钢的断裂韧性 K_c 上限，故无需考虑断裂韧性 K_c 的影响。

4.3 疲劳裂纹扩展特征分析

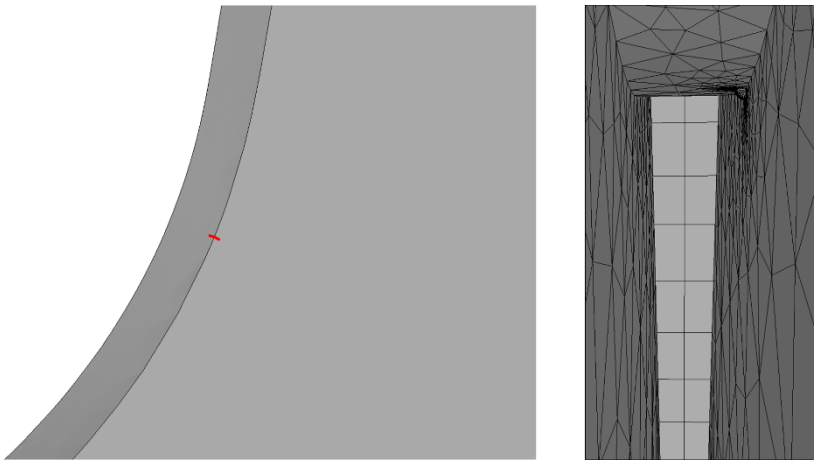
4.3.1 裂纹扩展轨迹模拟

4.3.1.1 横隔板弧形开口处

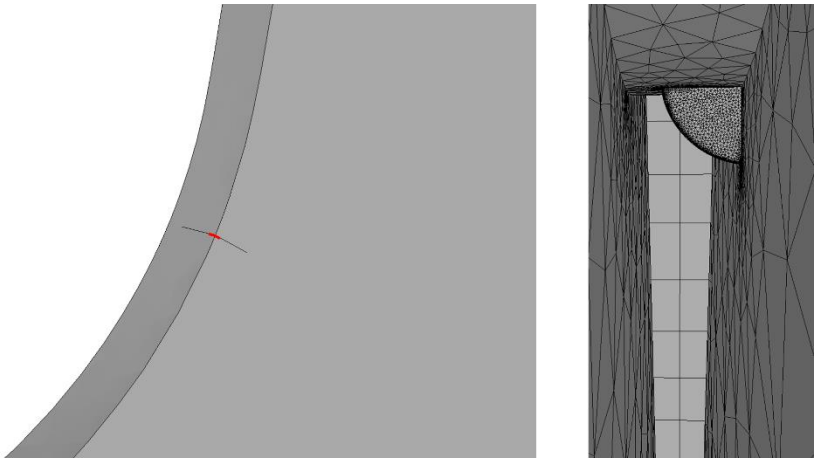
以横隔板弧形开口处的疲劳热点 C1 点为例进行裂纹扩展轨迹模拟结果的说明，初始角裂纹尺寸为 a_0=c_0=1mm，在 JTG D60-2015 中国规范荷载（40.86Mpa）作用下进行疲劳裂纹自动扩展分析。设定步长为 0.5mm，裂纹前缘采用简易三次多项式拟合平滑，当裂纹发生扩展的长度达到 30mm 时停止分析，总共进行了 60 步的裂纹扩展分析。

图 4.2 展示了 FRANC3D 模拟得到的不同步长时的横隔板弧形开口处 C1 点的裂纹扩展情况，图中裂纹扩展轨迹中红色线段标识出了初始裂纹的位置，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 4.2 可以看出，初始角裂纹逐渐向板内部扩展，在横隔板厚度方向上的扩展速率与横隔板平面内方向上扩展速率基本相同，裂纹外形基本保持为四分之一椭圆形状，在裂纹扩展贯穿整个横隔板厚度方向后，拓展深度较浅一侧的横隔板表面裂纹扩

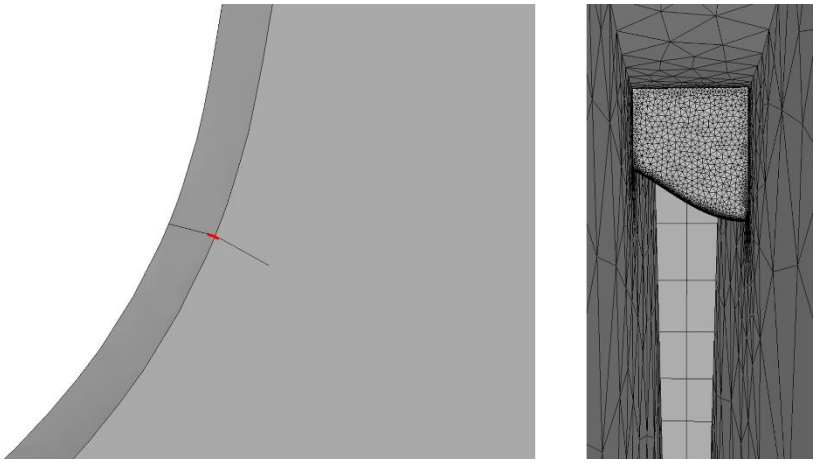
展速率比初始裂纹所在的表面的速率快，逐渐追上至相同的深度，随后沿横隔板弧形开口处法线方向继续向横隔板中央处扩展。其中，图 4.2（g）为裂纹扩展模拟整体过程示意图，图中的红线也是之后计算裂纹扩展 a-N 曲线所选取的路径。



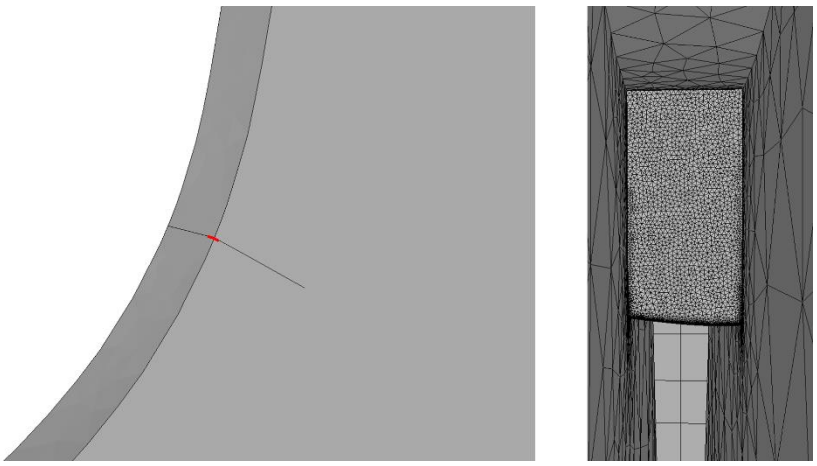
（a）初始裂纹（横隔板弧形开口处，C1 点）



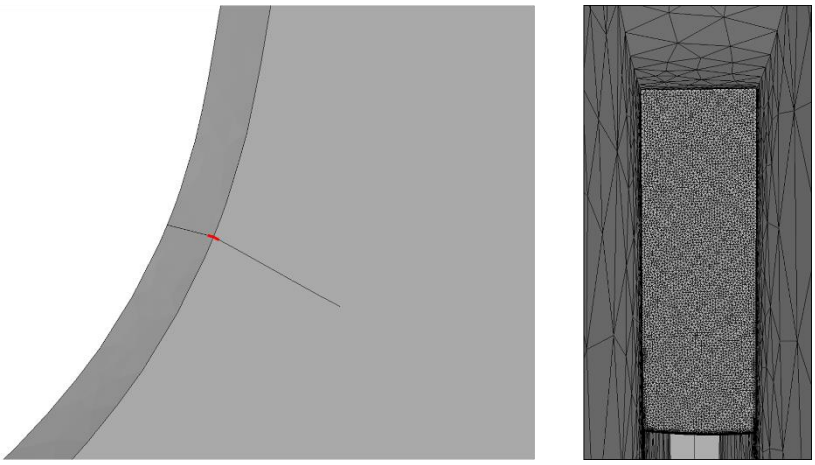
（b）扩展 10 步（横隔板弧形开口处，C1 点）



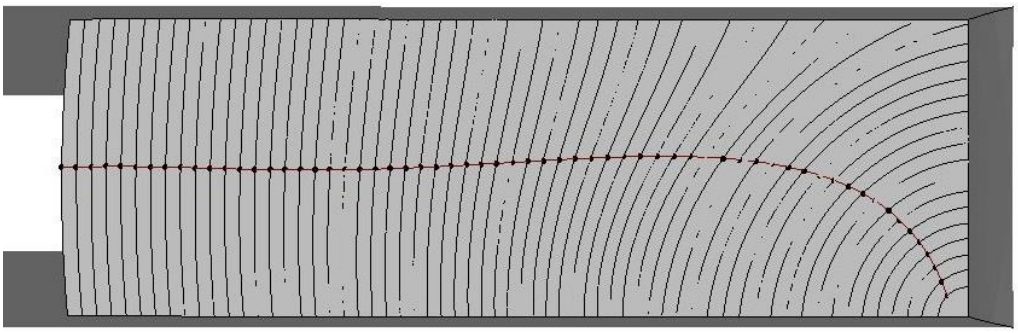
（c）扩展 20 步（横隔板弧形开口处，C1 点）



（d）扩展 40 步（横隔板弧形开口处，C1 点）



（e）扩展 60 步（横隔板弧形开口处，C1 点）



（f）裂纹扩展整体过程示意图（横隔板弧形开口处，C1 点）

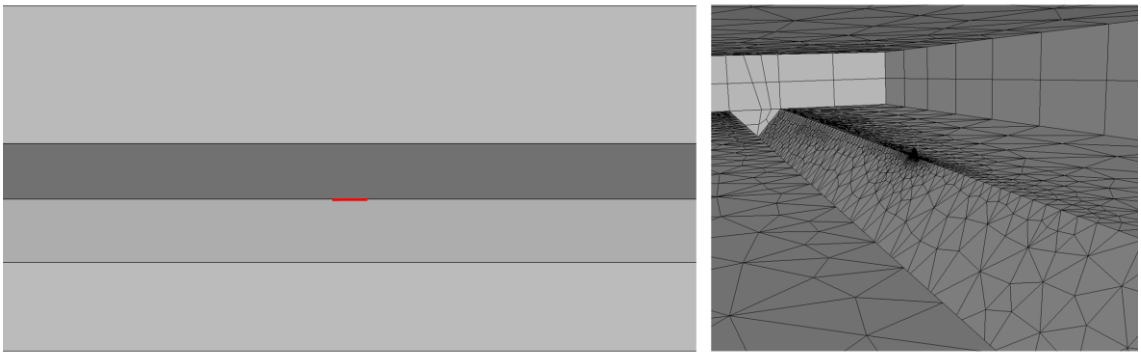
图 4.2 横隔板弧形开口处裂纹扩展过程（横隔板弧形开口处，C1 点）

4.3.1.2 U 肋与顶板焊缝处

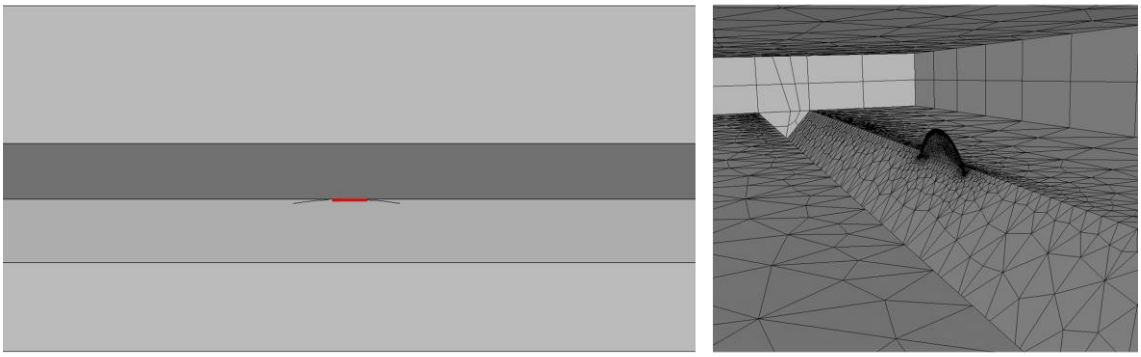
以 U 肋与顶板焊缝处外侧为例进行裂纹扩展轨迹模拟结果的说明，内侧裂

纹的扩展轨迹也是类似的。初始面内裂纹尺寸为 a_0=c_0=1mm，在 JTG D60-2015 中国规范荷载（40.86Mpa）作用下进行疲劳裂纹自动扩展分析。设定步长为 0.3~0.5mm，裂纹前缘采用简易三次多项式拟合平滑，当裂纹发生扩展的长度达到 10mm 接近击穿顶板时停止分析，总共进行了 25 步的裂纹扩展分析。

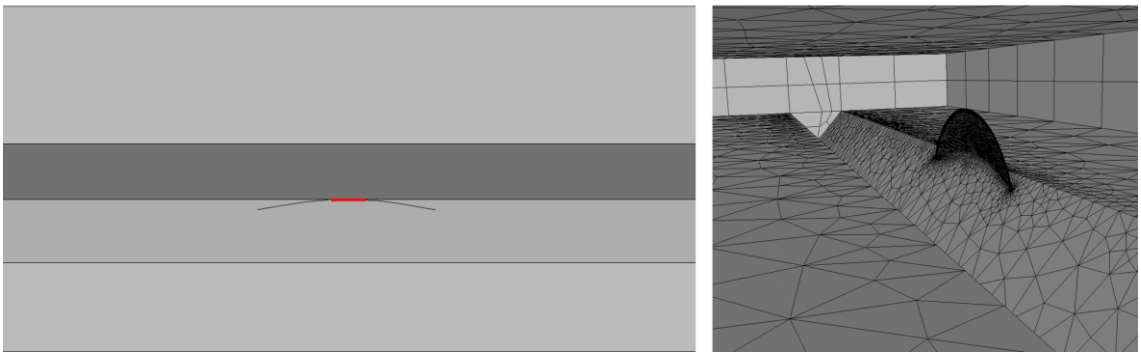
图 4.3 展示了 FRANC3D 模拟得到的不同步长时的 U 肋与顶板焊缝处外侧的裂纹扩展情况，图中裂纹扩展轨迹中红色线段标识出了初始裂纹的位置，左侧图为裂纹在构件表面的扩展轨迹，右侧图为裂纹面在构件内部的形状，由图可知，裂纹在扩展过程中一般保持着半椭圆的形状，。其中，图 4.3（f）为裂纹扩展过程示意图，图中的红线也是之后计算裂纹扩展 a-N 曲线所选取的路径。



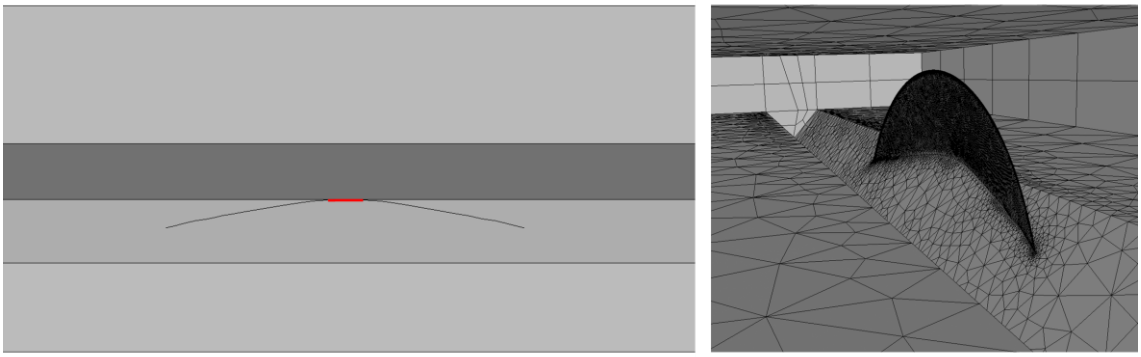
（a）初始裂纹（U 肋与顶板焊缝处外侧）



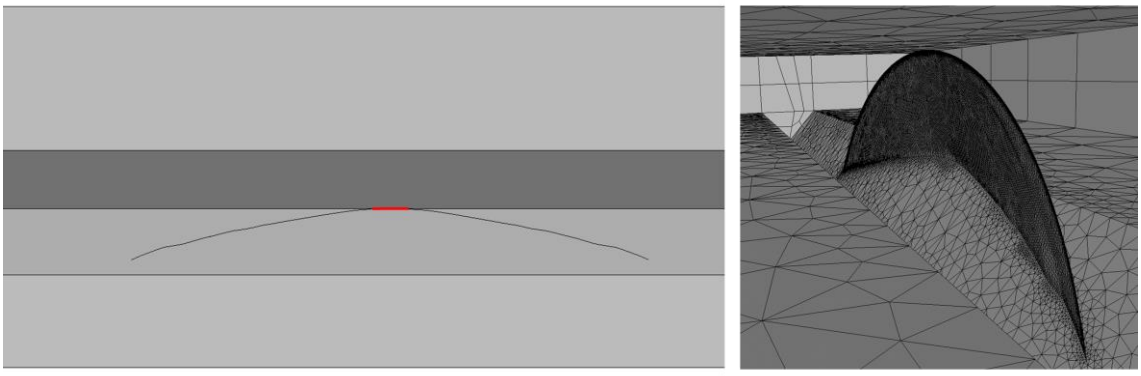
（b）扩展 5 步（U 肋与顶板焊缝处外侧）



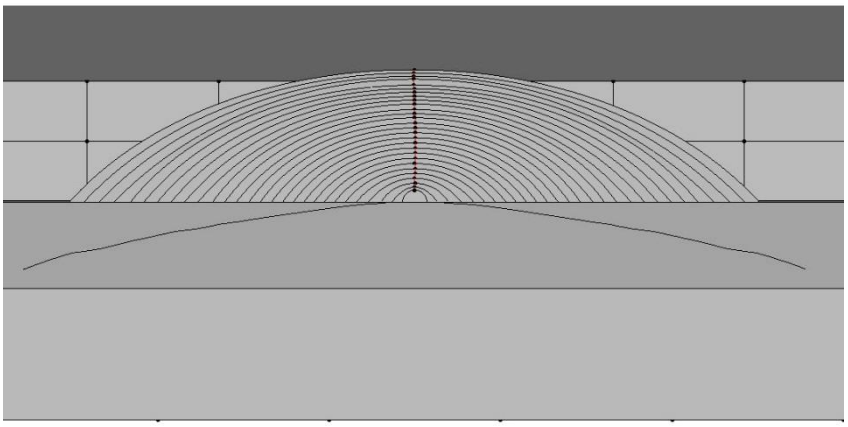
（c）扩展 10 步（U 肋与顶板焊缝处外侧）



（e）扩展 20 步（U 肋与顶板焊缝处外侧）



（f）扩展 25 步（U 肋与顶板焊缝处外侧）



（f）裂纹扩展整体过程示意图（U 肋与顶板焊缝处外侧）

图 4.3 U 肋与顶板焊缝处裂纹扩展过程（U 肋与顶板焊缝处外侧）

4.3.2 裂纹扩展过程中的应力强度因子变化分析

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单位裂纹扩展尺寸共同决定。通过观察应力强度因子的变化情况可以了解裂纹扩展过程中疲劳裂纹扩展速率的变化情况。

1. 横隔板弧形开口处

经过 FRANC3D 的模拟，图 4.4 给出了横隔板弧形开口处 C1 点在中国规范 JTG D60-2015 荷载作用下（40.86Mpa）的初始裂纹以及经过 15、30、45 和 60 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情况。

由图 4.4 可知，横隔板弧形开口处 C1 点的每一扩展步的裂纹前缘应力强度因子 K_{I} 的分布规律大致相同，而且 K_{I} 的值随着裂纹的扩展逐渐增大，这说明裂纹扩展速率会随着裂纹的扩展而不断增大。另外各步的裂纹前缘应力强度因子分布大小基本相等，这说明在两端的扩展速度基本相同，这与上一节裂纹扩展轨迹模拟的所看到的结果相一致。

为了能够更好地理解裂纹扩展过程中的应力强度因子的变化情况，图 4.5 给出了横隔板弧形开口处 C1，C4 点沿如图 4.2（f）所示路径上的应力强度因子的随裂纹扩展长度的变化情况。

由图 4.5 可知，C1 点处的应力强度因子 K_{I} 的值已知随着裂纹的扩展逐渐增大，这与从图 4.4 中读取到的不同步数的应力强度因子情况相一致。C4 点的应力强度因子 K_{I} 的值呈现出先增大后大幅度减小的趋势，这是由于 C4 点处受到如

图 3.26 所示的焊接残余应力的影响，裂纹扩展的初段受到了残余拉应力的帮助，但随着裂纹逐渐远离焊缝残余应力影响区，残余拉应力逐渐减小直至变为拉应力限制了裂纹扩展的张开力。总体来说，受残余应力影响的 C4 处的应力强度因子在裂纹扩展到 30mm 的阶段内均大于 C1 处，可见裂纹扩展速率也会更快。

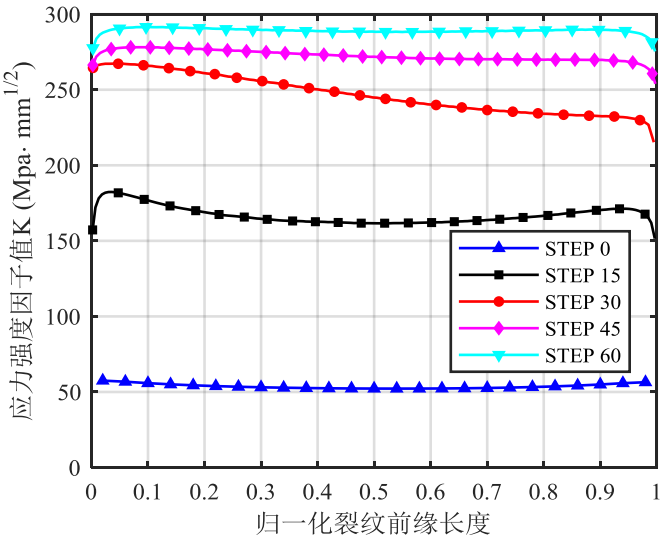


图 4.4 裂纹扩展过程中应力强度因子 K_I 分布曲线（横隔板弧形开口处，C1 点）

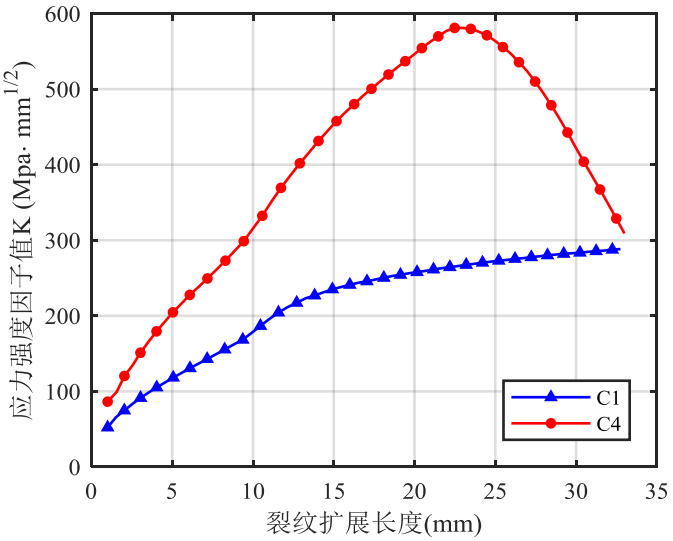


图 4.5 应力强度因子 K_I 随裂纹扩展长度变化曲线（横隔板弧形开口处）

2. U 肋与顶板焊缝处

经过 FRANC3D 的模拟，图 4.6 给出了 U 肋与顶板焊缝处外侧在中国规范 JTG D60-2015 荷载作用下（40.86Mpa）的初始裂纹以及经过 5、10、15、20 和

25 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情况。

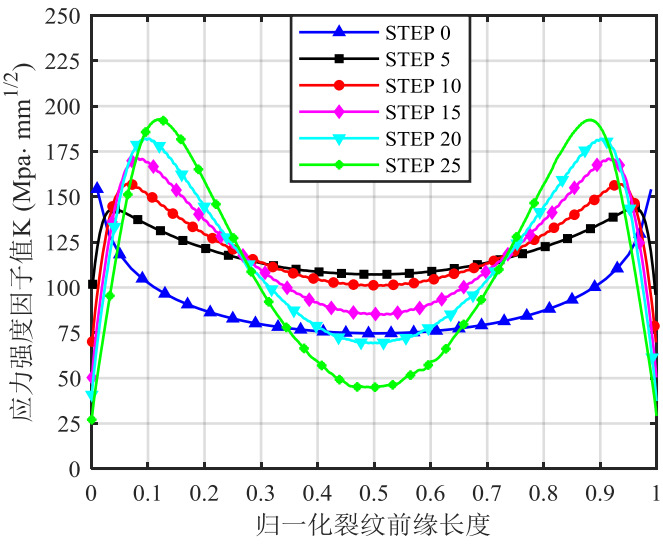


图 4.6 裂纹扩展过程中应力强度因子 K_I 分布曲线（U 肋与顶板焊缝处外侧）

由图 4.6 可知，U 肋与顶板焊缝处外侧的每一扩展步的裂纹应力强度因子 K_I 沿裂纹前缘应力强度因子的分布规律大致相同，都呈轴对称分布。裂纹前缘应力强度因子 K_I 的值随裂纹的扩展变化规律较为复杂，随着扩展步的增加，归一化前缘两端的 K_I 的值一直减小，中点附近则先增大后减小，归一化前缘长度 0.1 和 0.9 处则一直呈增大的趋势。从整体上来看，应力强度因子 K_I 的变动幅度有限，随着裂纹的扩展并没有明显增大或减小的规律。

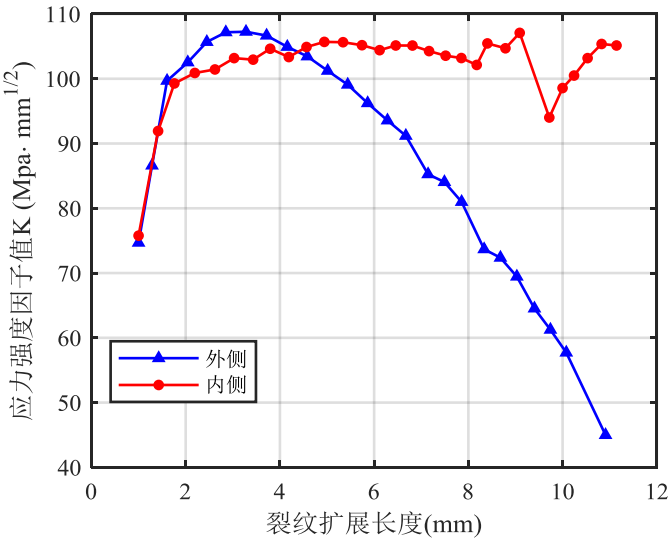


图 4.7 应力强度因子 K_I 随裂纹扩展长度变化曲线（U 肋与顶板焊缝处）

为了能够更好地理解裂纹扩展过程中的应力强度因子的变化情况，图 4.7 给出了 U 肋与顶板焊缝处外侧与内侧沿如图 4.3（f）所示垂直焊缝路径上的应力强度因子的随裂纹扩展长度的变化情况。由图 4.3 中可以看到裂纹扩展初期，外侧与内侧位置的裂缝的应力强度因子 K_{I} 几乎完全相同，但随着裂纹的扩展，内侧位置的裂纹的应力强度因子 K_{I} 逐渐稳定在 100Mpa•mm$^{1/2}$ 附近，而外侧位置的裂纹的应力强度因子 K_{I} 在达到峰值 107Mpa•mm$^{1/2}$ 后一路下滑，这说明内侧位置的裂纹应该较外侧位置的裂纹扩展速率更快。

4.4 横隔板弧形开口处疲劳裂纹扩展寿命的影响因素

根据 4.2 中所述的方法与参数，即可由 FRANC3D 根据某条路径上的应力强度因子的数据模拟得到裂纹扩展的疲劳寿命结果，本节将对横隔板弧形开口处的疲劳裂纹扩展寿命进行分析。

4.4.1 初始裂纹位置的影响

由 3.4.1 可知，由于应力集中的疲劳热点附近的应力分布会有较大变化，裂纹位置对裂纹应力强度因子有一定影响，因此本节将分析横隔板弧形开口处的疲劳裂纹扩展寿命与初始裂纹位置之间的关系。考虑图 3.20 所示的 3 个不同位置 C1、C2、C3 处的初始裂纹分析模型，进行疲劳裂纹扩展分析。初始裂纹尺寸均为 a_0=1mm，c_0=1mm，其中 C1、C3 为角裂纹，C2 为面内裂纹。

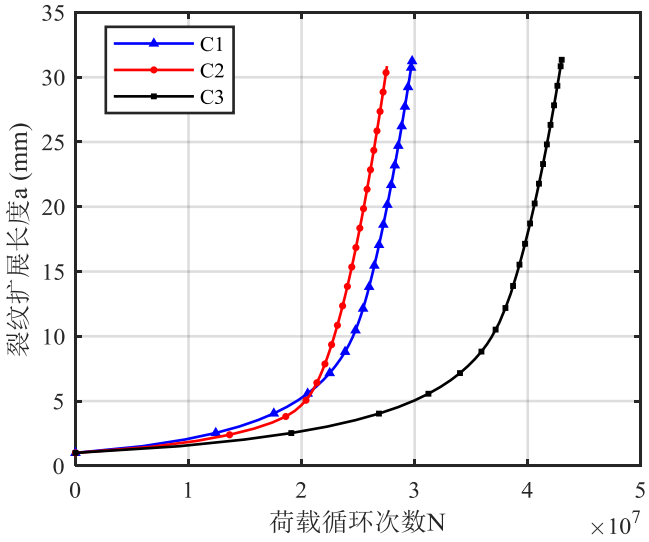


图 4.8 不同初始裂纹位置处疲劳裂纹扩展寿命（横隔板弧形开口处）

图 4.8 给出了横隔板弧形开口处的初始裂纹在不同位置的裂纹前缘 B 点处的疲劳裂纹扩展长度与荷载循环次数之间的关系曲线。由图 4.8 中 C1 和 C3 的对比可以看出，随着初始裂纹位置远离应力集中的区域，扩展速率急剧下降，疲劳寿命显著增加。C1 和 C2 点处的疲劳裂纹扩展寿命则很相近，这是由于两者均位于应力集中的最危险疲劳位置，而位于横隔板厚度中点处的 C2 点处的疲劳寿命最终更小一些，因此横隔板厚度表面的面内初始缺陷或转角处都值得关注是否有裂纹萌生。

4.4.2 荷载大小的影响

3.4.2 中分析了荷载大小对初始裂纹应力强度因子的影响，本节将基于之前的数据继续分析荷载大小对横隔板弧形开口处的疲劳裂纹扩展寿命的影响。分别计算中国规范 JTG D60-2015，美国规范 AASHTO，欧洲规范 Euorcode 以及两倍欧洲规范 Euorcode 四种情况下的裂纹扩展的疲劳寿命，荷载加载情况详见表 3.2 所示。初始裂纹设定为角裂纹，位于横隔板弧形开口处的疲劳热点 C1 处，如图 3.20 所示，初始裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm。

图 4.9 给出了在不同荷载下，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 4.9 可知，横隔板弧形开口处的 C1 点处疲劳裂纹扩展寿命均对荷载大小变化极为敏感，随着荷载的变大，荷载循环次数急剧减少，在更高荷载的作用下疲劳裂纹扩展寿命大幅缩短。

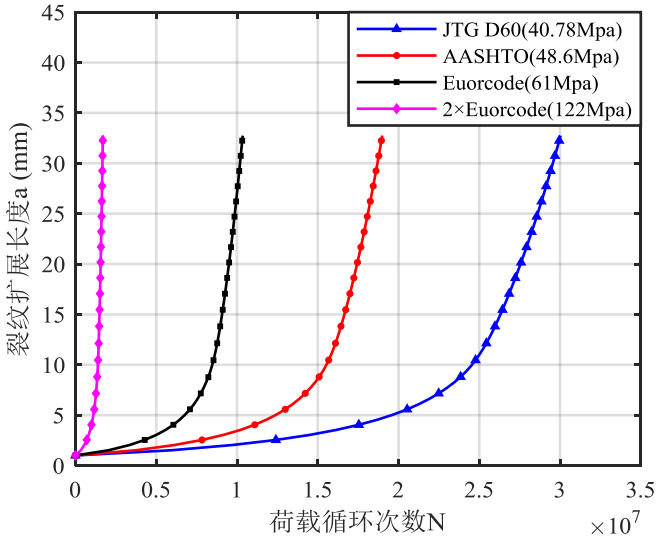


图 4.9 不同荷载作用下的疲劳裂纹扩展寿命（横隔板弧形开口处，C1 点）

4.4.3 初始裂纹尺寸的影响

3.4.3 中分析了裂纹的初始大小以及形状对初始应力强度因子的影响，本节将基于之前的数据继续分析初始裂纹尺寸对横隔板弧形开口处的疲劳裂纹扩展寿命的影响。由于 3.4.3 中考虑的裂纹初始大小即为角裂纹的半径，在横隔板弧形开口处的裂纹扩展疲劳寿命分析上，由于应力强度因子的分布呈现为轴对称的形态，这意味着裂纹在初期扩展过程中能够较好地保持椭圆形的形状，不同的角裂纹的半径仅仅意味着初始裂纹长度或深度的不同，因此本节就裂纹的形状对疲劳寿命的影响展开重点研究。分别计算初始裂纹 a_0=1mm，c_0=1、2、3、4、5mm 时，在中国规范 JTG D60-2015 荷载（40.86Mpa）作用下 C1 点的疲劳裂纹扩展寿命，结果如图 4.10 所示。

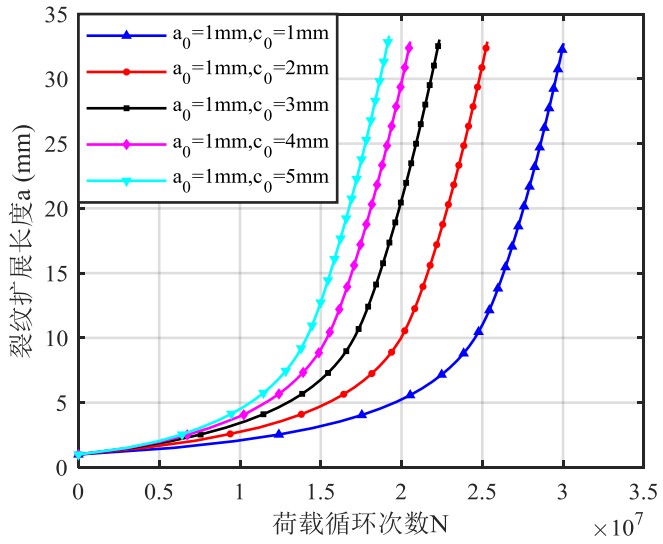


图 4.10 不同初始裂纹形状时疲劳裂纹扩展寿命（横隔板弧形开口处，C1 点）

由图 4.10 可以看出可以随着长轴 c_0 的逐渐增大，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。即疲劳寿命会降低。

4.4.4 残余应力影响区的影响

由 3.4.4 以及 4.3.2 中的分析可知，横隔板弧形开口处的靠近 U 肋与横隔板焊缝位置的 C4 点由于受到焊接残余应力的影响，其应力强度因子值大小超过了横隔板弧形开口处最大应力集中位置 C1 点，因此对其疲劳寿命进行模拟计算，并与 C1、C2、C3 点进行对比。初始裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm，计算在中国规范 JTG D60-2015 荷载（40.86Mpa）作用下的疲劳裂纹扩展寿命。C4 点的疲劳

寿命计算结果如图 4.11 所示。

由图 4.11 可以发现，由于 C4 受到焊接残余拉应力影响疲劳裂纹扩展速率先增大后减小，在扩展前期与 C1 等点的一般扩展情况类似，扩展速率呈现为逐步增加的趋势，但是在扩展的末段扩展速率有一个下降，这是由于残余应力逐渐消散甚至转变为压应力，减少了对于裂纹扩展的张开力的贡献。

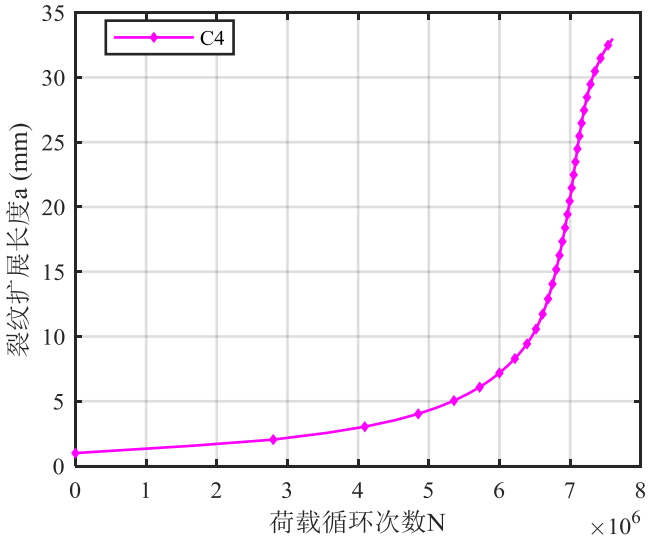


图 4.11 受残余应力影响的 C4 点疲劳裂纹扩展寿命曲线（横隔板弧形开口处）

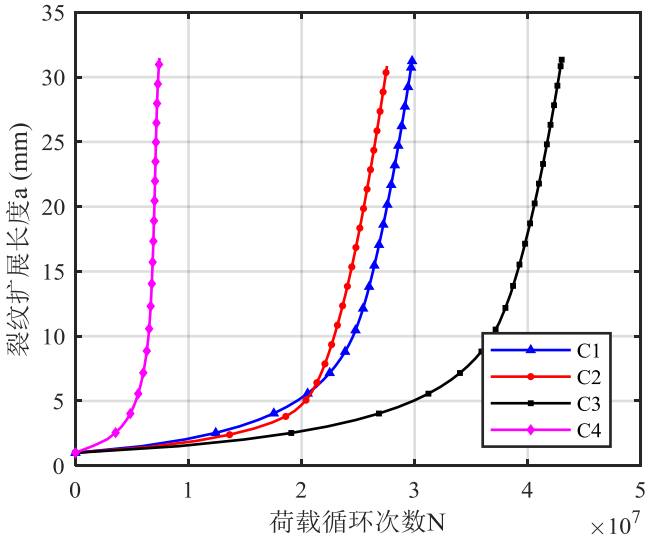


图 4.12 各位置裂纹的疲劳裂纹扩展寿命（横隔板弧形开口处）

图 4.12 中显示了横隔板弧形开口处的 C1、C2、C3、C4 点处的疲劳裂纹扩展寿命模拟情况。从图 4.12 中可看出，受焊接残余应力影响所导致的应力幅以

及应力强度因子的增大，使得 C4 处的疲劳裂纹扩展加速，荷载循环次数急剧减少，疲劳寿命远小于 C1 等位置。

4.5 U 肋与顶板焊缝处疲劳裂纹扩展寿命的影响因素

4.5.1 初始裂纹位置的影响

由 3.5.1 中的分析可知，U 肋与顶板焊缝处外侧裂纹与内侧裂纹的初始应力强度因子 K_I 大致相同，但是在两端外侧裂纹的应力强度因子 K_I 更大一些。另外由 4.3.2 的分析可知，随着裂纹的扩展内侧裂纹的应力强度因子 K_I 逐渐稳定在 100Mpa•mm$^{1/2}$ 左右，而外侧裂纹则在达到峰值 107Mpa•mm$^{1/2}$ 后一路下滑。

本节将进一步研究外侧与内侧两个位置的疲劳裂纹扩展寿命情况，外侧与内侧初始裂纹尺寸均为 a_0=1mm，c_0=1mm，疲劳裂纹扩展寿命模拟结果如图 4.13 所示。

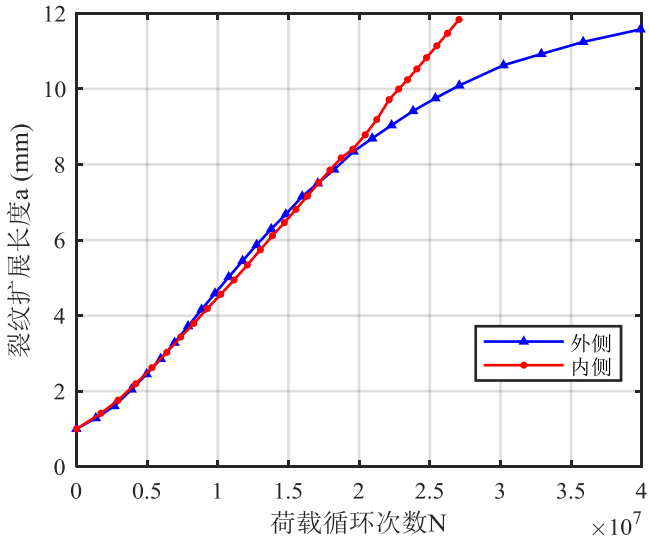


图 4.13 不同初始裂纹位置处疲劳裂纹扩展寿命（U 肋与顶板焊缝处）

由图 4.13 可以看出，外侧与内侧裂纹在裂纹扩展前期的速率几乎一致，但在末段内侧裂纹的扩展速率基本保持不变，而外侧裂纹的扩展速率则逐步减小，这也与应力强度因子随裂纹扩展的变化情况分析相吻合。可见 U 肋与顶板焊缝处的内侧疲劳裂纹相较外侧裂纹有着更稳定的扩展速率以及更短的疲劳裂纹扩展寿命。

4.5.2 荷载大小的影响

3.5.2 中分析了荷载大小对初始裂纹应力强度因子的影响，本节将基于之前的数据继续分析荷载大小对 U 肋与顶板焊缝处疲劳裂纹扩展寿命的影响。分别计算中国规范 JTG D60-2015，美国规范 AASHTO，欧洲规范 Euorcode 以及两倍欧洲规范 Euorcode 四种情况下的裂纹扩展的疲劳寿命，荷载加载情况详见表 3.2 所示。初始裂纹设定为面内裂纹，位于 U 肋与顶板焊缝处外侧，初始裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm。

图 4.14 给出了在不同荷载下，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。

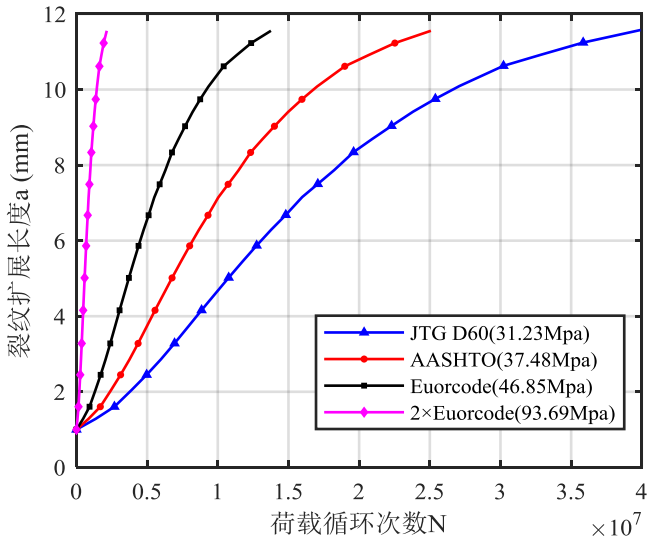


图 4.14 不同荷载作用下的疲劳裂纹扩展寿命（U 肋与顶板焊缝处外侧）

由图 4.14 可知，U 肋与顶板焊缝处的外侧裂纹的扩展寿命均对荷载大小变化极为敏感，随着荷载的变大，荷载循环次数急剧减少，在更高荷载的作用下疲劳裂纹扩展寿命大幅缩短。这与横隔板弧形开口处所得出的结论相同。

4.5.3 初始裂纹尺寸的影响

3.5.3 中分析了裂纹的初始大小以及形状对初始应力强度因子的影响，本节将基于之前的数据继续分析裂纹尺寸对 U 肋与顶板焊缝处外侧裂纹的疲劳裂纹扩展寿命的影响。分别计算初始裂纹 a_0=1mm，c_0=1、2、3、4、5mm 时，在中国规范 JTG D60-2015 荷载（40.86Mpa）作用下 C1 点的疲劳裂纹扩展寿命，结果如图 4.15 所示。

由图 4.15 可以看出可以随着 c_0 的逐渐增大，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。即疲劳寿命会降低。另外可以发现当 a_0/c_0 逐渐减小时，疲劳裂纹扩展速率呈现出略微增大的趋势，而且原本 U 肋与顶板焊缝处外侧裂纹末段疲劳扩展速率降低的情况也不再出现。

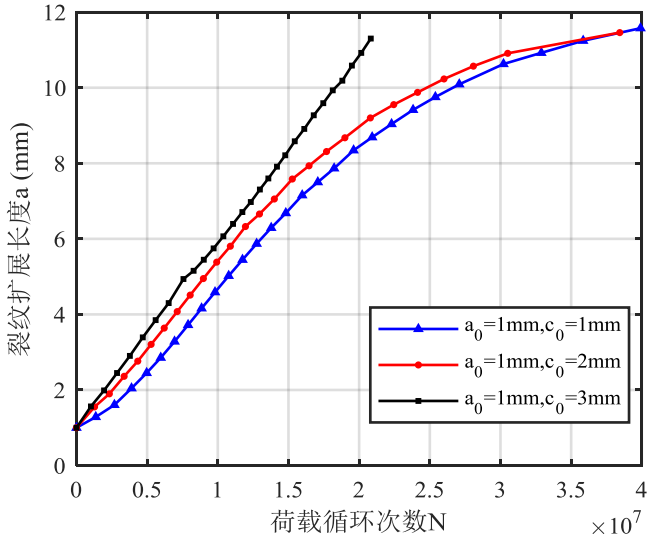


图 4.15 不同初始裂纹形状时疲劳裂纹扩展寿命（U 肋与顶板焊缝处外侧）

4.6 变幅疲劳荷载作用下的疲劳裂纹扩展寿命分析

4.6.1 基于车辆荷载谱的变幅疲劳荷载

前文的模拟结论均是针对等效后的恒幅疲劳荷载的模拟结果，以中国规范为例，采用的是总重 480kN 的四轴疲劳车，这意味着这些恒幅疲劳荷载主要考虑了重型车辆的影响。但在现实情况中，除了大货车，也存在着大量的质量较小的各类客车，而大货车、工程车辆等重型车辆车辆也存在着超载的可能，因此本文选取了文献[118]中针对中国公路桥梁现状研究得到的基于车辆荷载谱的两种变幅疲劳荷载模型，以更好地对实际交通情况进行模拟，其中的一种是一般单向车辆荷载谱，另一种是超载车辆荷载谱，这两种荷载谱的具体荷载分布分别如表 4.1 和表 4.2 所示。

表 4.1 一般单向车辆荷载谱

车型	车重（kN）	数量（辆）	出现概率（%）
V2	77	6800	39.45%
V3	175	5355	31.07%

V4	269	294	1.71%
V5	274	1440	8.35%
V6	404	475	2.76%
V7	402	698	4.05%
V8	485	619	3.59%
V9	631	26	0.15%
V10	645	1220	7.08%
V11	608	311	1.80%

表 4.2 超载车辆荷载谱

车型	车重（kN）	数量（辆）	出现概率（%）
V2	250	44	1.57%
V3	260	1115	39.91%
V4	370	70	2.51%
V5	380	339	12.13%
V6	540	159	5.69%
V7	520	232	8.30%
V8	695	158	5.65%
V9	740	15	0.54%
V10	825	518	18.54%
V11	750	144	5.15%

由表 4.1 与表 4.2 可以看出超载车辆荷载谱的车重大大超过一般单向荷载的情况，能够模拟繁重公路车辆超载的情况。本节将基于这两种随机变幅车辆荷载谱对正交异性钢桥面板的关键节点进行进一步的疲劳裂纹扩展寿命预测模拟，并与恒幅疲劳荷载下得出的的结论进行对比。

4.6.2 横隔板弧形开口处的变幅荷载下疲劳寿命

将基于车辆荷载谱的两种变幅荷载谱导入 FRANC3D 的加载工况，可得疲劳寿命的模拟分析结果。以横隔板弧形开口处的 C1 点为例进行模拟，依旧采用初始裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm 的角裂纹。图 4.16 分别绘制了横隔板弧形开口处的 C1 裂纹在各类型的恒幅荷载作用下、在一般车辆荷载谱作用下以及超载车辆荷载谱变幅作用下的疲劳裂纹扩展寿命模拟结果。

由图 4.16 可以看出，在几种不同的规范荷载以及所选取的车辆荷载谱的作用下，疲劳裂纹的扩展寿命产生了较大的差异。所选取的一般车辆荷载谱的疲劳裂纹扩展寿命是最大的，扩展速率也最慢，通过观察可以发现该车辆荷载谱包含了大量 200kN 以下的中小型车辆，这些车辆通过时在裂纹尖端产生的应力强度因子值都达不到疲劳裂纹扩展的门槛值 ΔK_{th}，因此对于裂纹扩展无法做出贡献，这就增大的了计算得到的疲劳裂纹扩展寿命值。而超载车辆荷载谱由于包含了大

量的超重型车辆，所计算得到的疲劳裂纹扩展寿命值最低，另外三种规范计算得到的结果位于两者之间，其中根据 Eurocode 计算得到的裂纹扩展疲劳寿命与超重车辆荷载谱计算得到的较为接近。这也进一步说明了疲劳裂纹扩展寿命对于荷载的变化十分敏感，因此选取合适的车辆荷载谱或是等效恒幅荷载对于准确预测疲劳裂纹的扩展寿命是十分重要的。

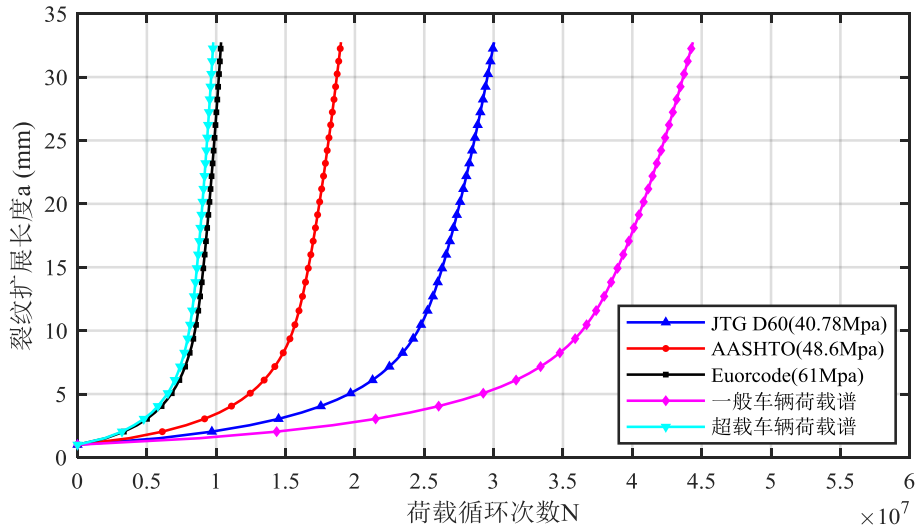


图 4.16 不同恒载与变荷载作用下的疲劳裂纹扩展寿命（横隔板弧形开口处，C1 点）

4.6.3 U 肋与顶板焊缝处的变幅荷载下疲劳寿命

将基于车辆荷载谱的两种变幅荷载谱导入 FRANC3D 的加载工况，可得疲劳寿命的模拟分析结果。以 U 肋与顶板焊缝处外侧为例进行模拟，采用初始裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm 的面内裂纹。图 4.17 分别绘制了 U 肋与顶板焊缝处的外侧裂纹在各类恒幅荷载作用下、在一般车辆荷载谱作用下以及超载车辆荷载谱变幅作用下的疲劳裂纹扩展寿命模拟结果。

由图 4.17 可以看出，在几种不同的规范荷载以及所选取的车辆荷载谱的作用下，疲劳裂纹的扩展寿命产生了较大的差异，基本的情况与 4.6.2 中横隔板弧形开口处的分析结果类似，另外 U 肋与顶板焊缝处的裂纹扩展速率在各类加载模式下都保持了先增加后减小的规律。

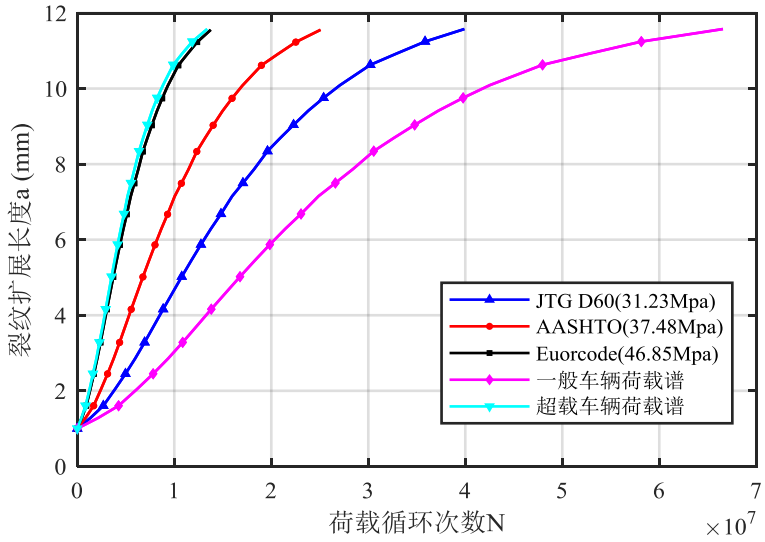


图 4.17 不同恒载与变荷载作用下的疲劳裂纹扩展寿命（U 肋与顶板焊缝处外侧）

4.7 正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展寿命对比分析

为了对正交异性钢桥面板不同的关键节点位置的疲劳性能进行比较，以得到最危险的疲劳位置，本节将对本文所进行模拟的横隔板弧形开口处以及 U 肋与顶板焊缝处进行裂纹扩展情况进行对比分析。采用初始裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm 的面内裂纹或是角裂纹，在中国规范 JTG D60-2015 荷载作用下，对横隔板弧形开口处 C1、C4 点、U 肋与顶板焊缝外侧、内侧四个位置进行疲劳裂纹扩展寿命的对比。图 4.18 给出了横隔板弧形开口处 C1、C4 点、U 肋与顶板焊缝处外侧、内侧这四个位置的疲劳裂纹扩展寿命 a-N 曲线。

由图 4.18 可以看出，横隔板弧形开口处上端弧形位置（C4 点）由于受到残余拉应力的影响是疲劳裂纹扩展速率最快的位置，因此位置是本文说模拟的正交异性钢桥面板关键节点中最危险的疲劳位置。

对比横隔板弧形开口处上端弧形位置（C1 点）与 U 肋与顶板焊缝的外侧、内侧裂纹的疲劳裂纹扩展速率可以发现，裂纹扩展前期，C1 处的裂纹扩展速率小于 U 肋与顶板焊缝处的扩展速率，但随着裂纹扩展的深入，C1 处的裂纹扩展速率逐渐增加并大大超过了 U 肋与顶板焊缝处。

对比横隔板弧形开口处与 U 肋与顶板焊缝的裂纹扩展模式可以发现，尽管横隔板弧形开口处的裂纹扩展速率会不断增大，但是由于横隔板横向竖向纵深均超过 200~300mm，相对较短的疲劳裂纹不会很快引发破坏等灾难性后果。而 U 肋与顶板焊缝的裂纹扩展向上至 10mm 以上后在本模型中就已接近贯穿上顶板，

这时候疲劳破坏不再占主导地位，，车辆带来的剪切荷载容易导致变薄了的顶板的受剪破坏，因此 U 肋与顶板焊缝处的裂纹也需要引起重视与预防。

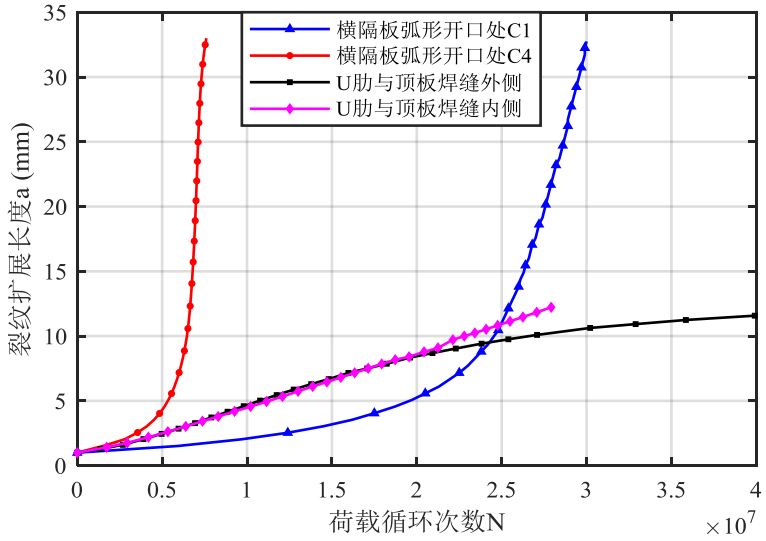


图 4.18 正交异性钢桥面板不同关键位置的疲劳裂纹扩展寿命

4.8 本章小结

本章研究完成的主要工作有：

（1）基于第三章的关键节点正交异性钢桥面板关键节点的静力分析与疲劳热点初始裂纹应力强度因子分析基础上，采用最大周向应力扩展准则，应用 FRANC3D 对疲劳裂纹扩展过程进行了较为细致的模拟。

（2）基于 FRANC3D 模拟计算结构，采用 Paris 疲劳裂纹扩展模型对横隔板弧形开口处与 U 肋与顶板焊缝位置的疲劳裂纹扩展寿命进行了模拟，运用对比分析的方法研究了初始裂纹位置、荷载大小和初始裂纹形状等不同初始条件对裂纹扩展寿命的影响。

（3）基于一般车辆与超重车辆荷载谱的两种变幅荷载模型对正交异性钢桥面板关键节点的疲劳裂纹扩展寿命进行了模拟，并与采用的规范的等效恒幅荷载得出的结果进行了对比。

本章得出的主要结论如下：

（1）对疲劳裂纹扩展轨迹进行模拟可以发现，正交异性钢桥面板的横隔板应力集中区域的裂纹扩展模式为沿横隔板弧形厚度表面向横隔板内部扩展，裂纹在横隔板两个表面的扩展速度与深度随裂纹扩展的深入变化逐渐趋于相同。U 肋与顶板焊缝内外侧焊缝的扩展模式为两边沿平行焊缝方向，竖向沿垂直焊缝方向

（即顶板厚度方向扩展）呈半椭圆形状扩展，在平行焊缝方向扩展长度相较垂直方向更长。

（2）在诸多影响疲劳裂纹扩展寿命的因素当中，所受荷载的大小和初始裂纹位置的作用最为明显，其中也包括能够引起裂纹所受荷载应力幅变化的残余应力，残余应力的存在对疲劳裂纹扩展寿命的影响也很明显。随着所受荷载的减小或是初始裂纹位置逐渐远离应力集中位置，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，也没有较固定的规律可循，需要具体算例具体分析。

（3）选取不同的车辆荷载谱与等效恒幅荷载对于疲劳裂纹的扩展寿命有着很大的影响，因此选取合适的车辆荷载谱或是等效恒幅荷载对于准确预测疲劳裂纹的扩展寿命是十分重要的。

（4）U 肋与顶板焊缝处的外侧与内侧裂纹在扩展的前期扩展速率几乎一致，但在扩展的后期内侧裂纹的扩展速率基本保持不变，而外侧裂纹则速率逐步减小，内侧疲劳裂纹相较外侧有着更稳定的扩展速率以及更短的疲劳裂纹扩展寿命。U 肋与顶板焊缝的裂纹扩展向上至 10mm 后已接近贯穿上顶板，此时疲劳破坏不再占据主导地位，车辆带来的剪切荷载容易导致变薄了的顶板受到剪切破坏，因此 U 肋与顶板焊缝处的裂纹很需要引起重视与预防。

（5）在本文所进行模拟的横隔板弧形开口处 C1、C4 点、U 肋与顶板焊缝外侧、内侧四个主要位置中，横隔板弧形开口处上端弧形位置（C4 点）由于受到残余拉应力的影响是疲劳裂纹扩展速率最快的位置，模拟得到的疲劳裂纹扩展寿命也大大小于其余各处，因此该位置是本文所模拟的正交异性钢桥面板关键节点中最危险的疲劳位置。

第 5 章 基于证据理论的疲劳裂纹扩展不确定分析

5.1 引言

在进行疲劳裂纹扩展分析的过程中，存在着不同来源的偶然不确定性和认知不确定性，如荷载条件的随机性、材料性质的离散性、初始裂纹尺寸的离散性、由于试验数据的离散性引起的裂纹扩展公式参数的离散性、裂纹扩展公式本身的不准确性。这些不确定性的存在会对疲劳寿命预测产生巨大的影响，所以在疲劳寿命的预测中必须要考虑不确定性以提高预测结果的可靠性。

概率理论一直以来是处理不确定性问题的最普遍的方法，尤其在不确定变量的概率分布已知的情况下。不过概率理论的局限性在于无法处理统计数据较少或计算模型不够精确的不确定问题，由信息不精确引起的认知不确定性就无法用概率理论来准确表达。不过在证据理论中，不确定变量由许多非连续集来表达，不精确信息没有明确函数表达，因此为了提高不确定分析的计算效率，本文在针对正交异性钢桥面板疲劳裂纹扩展问题采用了基于证据理论和微分演化算法的不确定量化分析方法。

本章采用 Paris 公式作为裂纹扩展模型，利用文献中的 Q345 钢疲劳裂纹扩展试验所回归给出 Paris 模型参数，分析其离散性，采用基于微分演化算法的证据理论进行不确定量化分析。为了验证基于微分演化算法与证据理论的不确定分析方法的有效性，以及 FRANC3D 数值模拟的准确性，本章将基于规范理论法与 FRANC3D 数值模拟结果的证据理论的预后结果与试验结果的累积概率密度函数（CDF）进行比较，验证了疲劳裂纹扩展速率模型参数认知不确定性作用下的本疲劳寿命预测方法的合理性和有效性。

随后将基于微分演化算法的证据理论方法应用到正交异性钢桥面板的疲劳寿命预测的不确定分析上，得到正交异性钢桥面板关键节点在不同位置与条件下的的疲劳裂纹扩展寿命的量化不确定结果，为工程设计应用提供参考。

5.2 不确定性的证据理论量化方法

5.2.1 证据理论概述

1967 年，Dempster[29]首次提出了证据理论的雏形，Shafer[30]则在 Dempster

研究的基础之上进一步推广了证据理论的 Dempster 合成规则，使其能够应用于更普遍的情形，最终形成了一种专门研究信息不完备情况下的不确定量化方法。在证据理论中 Dempster 首次提出了上、下界概率与不满足可加性概率区间的概念，从而能够采用概率区间来进行不确定分析。为了纪念两人的重要贡献，故而证据理论又被命名为 Dempster-Shafer 证据理论（简称 D-S 理论）。

证据理论在表达不确定时，建立的是从集合到集合（[0,1]）的映射，这不同于概率理论的概率分配方法，概率理论需要将概率分配到单个事件上，建立的是单点到[0,1]上的映射，证据理论集合对集合的特性使得不精确的信息无需明确其概率分布也能够进行不确定表达。这是证据理论相对概率理论的一大优势。

证据理论的主要优点可以归纳为以下几点：

（1）证据理论无需明确不确定参数的精确概率分布情况，而是通过构建概率的上、下界利用信任函数（CPF）和似然函数（CBF）来表达累积概率分布。

（2）证据理论在处理不确定性信息上具有较强适应性，既能够处理随机问题所带来的偶然不确定性，又能够在不作出任何额外假设的情况下，处理不具体性所产生的认知不确定性。

（3）证据理论拥有进行更新升级的能力，随着收集到的证据，可以逐步收缩概率区间。

（4）证据理论能将“不确定”或“不清楚”的不同情况明确区分开来。

（5）证据理论无需事先确定先验概率和条件概率密度。

5.2.1.1 辨识框架

在证据理论中，辨识框架Θ用于定义某个事件发生的所有可能情况，以式（5.1）为例，对于包含 n 个基本元素的辨识框架Θ，其中的$\theta_1,\theta_2,\cdots,\theta_j,\cdots,\theta_N$都是两两互斥的。

$$\Theta=\left\{\theta_1,\theta_2,\cdots,\theta_j,\cdots,\theta_N\right\} \tag{5.1}$$

式中：θ_j称为识别框架Θ的一个事件或元素；

N表示元素个数，$j=1,2,\ldots,N$。

辨识框架Θ的所有可能子集组成Θ的一个幂集2^{Θ}，其中含有2^N个元素。与传统的概率理论不同，证据理论的幂集2^{Θ}所对应的每个子集不具有可分割性，例如$\{\theta_1,\theta_2\}$无法表达为$\{\theta_1\}$和$\{\theta_2\}$的某种函数组合。换言之，幂集2^{Θ}的子集$\{\theta_1,\theta_2\}$代表了变量的可能取值可以是θ_1或是θ_2，但无法指明子集$\{\theta_1,\theta_2\}$与$\{\theta_1\}$和$\{\theta_2\}$相互关系。特别地，以Θ含有 3 个元素的情况来说明，对于幂集2^{Θ}的一个特殊子集$\{\theta_1,\theta_2,\theta_3\}$，说明变量在$\theta_1$、$\theta_2$或$\theta_3$上均有可能出现，即子集$\{\theta_1,\theta_2,\theta_3\}$恒为真。但是由于数据的缺乏导致的现有认知的欠缺，子集$\{\theta_1,\theta_2,\theta_3\}$并没有给

出有效地信息表达，这说明该子集可以用来说明证据理论中表达“不确定”与“不清楚”的界定。

5.2.1.2 基本信任分配函数

基本信任分配（BBA）是证据理论的核心概念，A 表示辨识框架 Θ 的任一子集，记作 $A\subseteq\Theta$，对于辨识框架 Θ 的幂集 2^{Θ} 中的任意子集 A 总有对应的映射关系 $m:2^{\Theta}\to[0,1]$，$m(A)$ 需满足如下表达：

$$\begin{cases} m(\varnothing)=0 \\ \sum\limits_{A\subset\Theta} m(A)=1 \end{cases} \tag{5.2}$$

式中，$m(A)$ 表示证据对 A 的信任程度，为 A 的基本信任分配函数（BPA）；

$m(\varnothing)=0$ 表示对于空集的信度值为零；

$m(A)$ 也称为 mass 函数或假设的质量函数，$m(A)$ 可以根据实际情况被赋予任意的信度值，不过所有命题的信度值相加必需为 1。

通过对已有数据进行处理或是依据已有的经验法则可以构造出基本信任分配函数（BPA）。一般的构造方法是对参数区间进行合理的平均划分，构建出基本信任分配函数（BPA）的子集 A，对于 $m(A)>0$ 的区间，则可以认为 A 是一个焦元，若某个 $m(A)=0$，则可认为 A 上不存在焦元。

通过构建基本信任分配函数（BPA）能够将辨识框架 Θ 中的任一子集 A 都映射到 0~1 范围内一个概率 $m(A)$上。当 $A\subseteq\Theta$，且 A 仅有一个元素组成时，$m(A)$ 表示对命题 A 的精确信任度；当 $A\subseteq\Theta$，$A\neq\Theta$，但 A 中含有多个元素时，$m(A)$ 依旧表示对于命题 A 中多个元素集合的精确信任度，但是无法明确信任度在 A 所包含各元素中的分配方式；当 $A=\Theta$ 时，则 $m(A)$是对 Θ 的各个子集进行信任分配后的剩余部分，即无法确定分配给其他各命题的部分均归到该类子集中，这是一种命题 A 中含有多个元素的特殊情况。

5.2.1.3 信任函数与似然函数

若用 A 代表辨识框架 Θ 的任一子集，即 $A\subseteq\Theta$，信任函数 $Bel(A)$是一个从 Θ 的幂集 2^{Θ} 到[0,1]的映射，且存在如下关系式：

$$Bel(A)=\sum_{B\subseteq A} m(B) \tag{5.3}$$

则式中的 $Bel(A)$称为 A 的信任函数，表示证据对 A 为真的信任程度。

在证据理论中对命题 A 的信任程度无法只用一个信任函数来表达，因为信任函数无法给出对 A 的怀疑程度，即 A 不为真的程度。为了进一步完整描述对 A 的信任程度，这里还必需引入似然函数 $Pl(A)$，以给出命题 A 的怀疑程度。

似然函数 *Pl*(*A*)的定义与信任函数 *Bel* 类似。若用 *A* 代表辨识框架Θ的任一子集，即 $A\subseteq\Theta$，似然函数 *Pl* 是是一个从Θ的幂集 2^{Θ} 到[0,1]的映射，且存在如下关系式：

$$Pl(A)=1-Bel(\bar{A})=\sum_{B\cap A\neq\Phi}m(B) \tag{5.4}$$

则函数 *Pl*(*A*)称为似然函数，表示证据对 *A* 为非假的信任程度。

而 *Bel*(*A*)是对 *A* 为假的信任程度，即对 *A* 的怀疑程度。亦即 *Bel*(*A*)是比 *Pl*(*A*)更保守的一种估计，有 $Pl(A)\geq Bel(A)$，则称 *Bel*(*A*)为对 *A* 信任度的下限，*Pl*(*A*)为对 *A* 信任度的上限，即对 *A* 信任度的不确定区间，记为[Bel(*A*), Pl(*A*)]，从而避免了使用单一概率数值来表达，而是使用[*Bel*(*A*), *Pl*(*A*)]这个概率区间来表达不确定性。

$Pl(A)-Bel(A)$ 表示对 *A* 既信任又不信任的部分，即对 *A* 的不确定的程度。证据理论中信息的不确定性表达分类如图 5.1 所示。

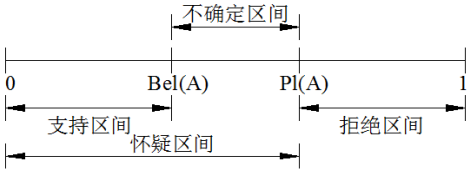


图 5.1 证据理论中信息的不确定性表达

5. 2. 1. 4 证据理论的证据合成规则

证据理论在建立之初就考虑了由于现有认知水平的限制，使其在对不确定进行描述时会获得许多专家意见。对于同一事件，多个专家会根据自己当前对该问题的认知给出对应的信任结构。从一方面来说，由于这种因认识不完全形成的多专家意见会导致不同的量化结果，概率理论无法合理解决这个问题。在这里证据理论通过引入合成法则处理多来源的不确定信息，依靠多专家的意见形成各自不同的信任结构，利用合成法则得到对不确定信息的综合信任构架，通过上述优化组合过程保证最终量化结果的权威性和准确性。

特别地，以一个由两个独立证据来源表达的不确定变量来说明证据理论的合成法则，某辨识框架Θ上的两个信任函数为 Bel_1 和 Bel_2，相对应的基本信任分配函数为 m_1 和 m_2，焦元分别为 A_i 和 B_j，设 $K=\sum_{A_i\cap B_j=\varnothing}m_1(A_i)\,m_2(B_j)<1$，则 D-S 合成法则表达式为：

$$m(A)=\begin{cases}\dfrac{\sum_{A_i\cap B_j=A}m_1(A_i)m_2(B_j)}{1-K} & A\neq\varnothing\\ 0 & A=\varnothing\end{cases} \tag{5.5}$$

利用 D-S 合成法则得到的新的证据框架，其实质是减小两个不同证据源的冲突程度，将证据源存在冲突的部分在合成时删除，但对相合的部分予以保留

证据理论中还有很多其他的合成方法可供选择[119]，在这里不再一一赘述。

5.2.2 不确定信息的证据理论表达方法

Salehghaffari 和 Rais-Rohani[120]提出由不确定参数的已知数据点提取必要信息，并将不确定参数表达成证据理论的形式包含两个步骤：（1）通过将所有已知数据点绘制成柱状图，将不确定参数表达成区间的形式，（2）区分相邻区间之间的不同关系类型，用证据理论的方式来确定一种合适的信任架构。

基于以上理论，两个相邻区间之间的关系有忽略、一致和互斥三种，如图 5.2 所示，图中 A 和 B 分别是相邻区间 I_1、I_2 中数据点的个数。

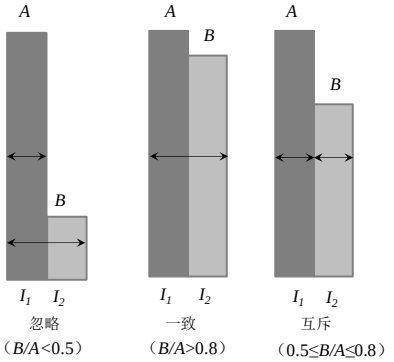


图 5.2 证据理论相邻区间的三种关系

三种关系的基本信任分配函数分配可见表 5.1 所示。

表 5.1 证据理论三种相邻区间关系的基本信任分配函数（BPA）分配

关系类型 / BPA 分配	忽略关系 B/A<0.5	一致关系 B/A>0.8	互斥关系 0.5≤B/A ≤0.8
$m(\{I_1\})$	A/(A+B)	两个相邻区间可以合并成一个单一区间	A/(A+B)
$m(\{I_2\})$	0		B/(A+B)
$m(\{I_1、I_2\})$	B/(A+B)		0

通过以上分析，用证据理论表达不确定参量的过程可以归纳如下：

（1）搜集所有可能的的不确定数据，确定表达集合空间的不确定区间；

（2）画出所搜集到数据的柱状图；

（3）找出一致的相邻不确定区间，并进行融合；

（4）找出包含最多数据点的区间 I_m，辨别其与最邻近的左右区间 I_a 的关系

如图 5.3 所示；

（5）辨别相邻区间 I_c 与 I_a 之间的关系：

若 I_a 与 I_m 是忽略关系时：辨别 I_c 与 I_m 之间的关系；

若 I_a 与 I_m 是互斥关系时：辨别 I_c 与 I_a 之间的关系；

（6）按照表 5.1 中所述的 BPA 分配方法进行各区间的 BPA 分配。

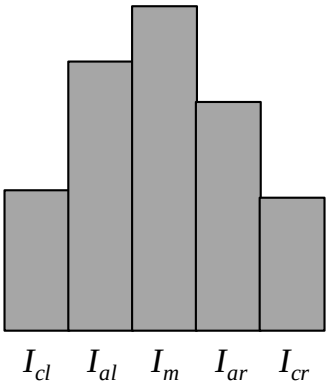


图 5.3 相邻区间关系示意图

5.3 不确定传播的微分演化优化算法

用证据理论量化的不确定变量，经过系统函数的传播之后，便可得到系统响应的不确定输出结果[Bel, Pl]，其通常用累积信任函数（CBF）和累积似然函数（CPF）表示，这一系统不确定传递分析过程包含四个主要步骤[121]：

（1）确定所有不确定变量的焦元，通过不同变量焦元之间的组合，形成 n 维超立方体的集合（n 是不确定变量的个数），超立方体的每一维均代表一个不确定变量的焦元。

（2）计算每个联合焦元区间的合成基本信任分配函数。

（3）进行不确定的传播，求解每个联合焦元区间上系统函数响应的最大值与最小值。

（4）根据所有联合焦元区间上系统函数响应的极值，采用证据理论合成规则合成系统响应 BPAs，最终得到不确定分析的系统输出结果的累积信任分布函数（CPF）和累积似然分布函数（CBF）。

其中的第三步为不确定的传播，需要求解联合焦元区间上系统函数响应的最大值和最小值，若采用传统算法进行分析，需要耗费大量的时间[122]。这是对结构进行不确定分析的关键步骤，接下来将重点阐述解决这个问题所用到的微分演化优化算法。

5.3.1 不确定传播的数学表达

基于证据理论表达的不确定变量一般是一系列的联合焦元区间$\mathbf{x}_q^{\mathrm{I}}$，联合焦元区间实质是一个超立方体区间$[\underline{x_i},\overline{x_i}]$, $i=1,\ldots,n$，其中$\underline{x_i}$和$\overline{x_i}$分别表示联合焦元区间$\mathbf{x}_q^{\mathrm{I}}$的下边界和上边界。

由此基于证据理论的不确定传播过程就可以表示为在联合输入焦元区间$\mathbf{x}_q^{\mathrm{I}}$上求解系统函数响应的最大最小极值问题，如图 5.4 所示。

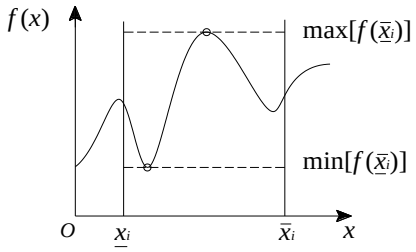


图 5.4 系统不确定的传播

求解结构联合焦元区间内的系统响应极值一般有三种方式：Monte Carlo 及其改进抽样法、区间代数计算方法以及仿生智能优化算法。Monte Carlo 法的精确性依赖于采样数目，而在利用证据理论不确定建模时极易出现联合焦元的组合爆炸，从而带来繁重的计算量，这也限制了该方法的应用范围。相对运算量较少区间代数法则仅适用于求解存在显式解的使用，且求解过程不涉及强非线性，一旦这两个条件无法得到满足，那么计算结构就会出现区间过估计的情况。而仿生智能优化算法在降低了计算量的同时，也能够对实际工程中的隐式问题进行求解，其核心工作是对结构在联合焦元区间上的极值响应问题进行求解，如式（5.6）和式（5.7）所示：

$$\begin{aligned}&\text{minimize} \quad f\left(x_i\right)\\&\text{subject to} \ \ \underline{x_i} \le xi \le \overline{x_i}\end{aligned} \tag{5.6}$$

$$\begin{aligned}&\text{maxmize} \quad f\left(x_i\right)\\&\text{subject to} \ \ \underline{x_i} \le xi \le \overline{x_i}\end{aligned} \tag{5.7}$$

由于在实际工程结构中存在着许多不确定变量，在不确定传播的过程中联合焦元的组合众多、系统函数的形式复杂，因此采用 Monte Carlo 法或区间代数计算方法等传统优化算法都难以解决实际工程中的复杂传播问题。本文将采用微分演化算法来求解结构在联合焦元区间上的极值响应问题。

5.3.2 微分演化优化算法

Storn 和 Price[123]于 1997 年提出了微分演化算法（Differential Evolution Algorithm, DE），与经典遗传算法的结构类似，这是一种基于种群搜索全局优化求解算法，包括种群初始化、变异、交叉和选择操作。它通过种群内个体间的合作与竞争来实现对优化问题的求解。因此微分演化算法相比进化算法和遗传算法鲁棒性更好、收敛更快[124]。

微分演化算法算法首先在问题的可行解空间随机初始化种群，一个 n 参数的优化问题可以用一个 n 维向量来表达：$x_i=(x_{i1},x_{i2},\ldots,x_{in})^T\in S,\ i=1,2,\cdots,NP$，其中 NP 表示种群规模，$S\in R^n$ 为优化问题的搜索空间，个体 $x_i=(x_{i1},x_{i2},\ldots,x_{in})^T$ 则表征问题解。微分演化算法的基本思路是对当前种群 $\mathbf{x}_i^G$ 进行变异和交叉操作，然后利用贪婪算法得到全局最优解向量 $\mathbf{x}_{\text{best}}$，从而产生最终的新一代种群。具体过程如下：

（1）变异过程

变异操作是 DE 算法的重要步骤，通过变异操作保证了种群的多样性，同时利用种群中个体的参数变化来指导已有的目标向量进行搜索，在合适的时间内不断探索周围新的区域，从而达到一个更好的结果，从而保证了搜索结果具有鲁棒性。

在变异操作中，上一代的个体 $\mathbf{x}_i^{G-1},\ i=1,2,\cdots,NP$ （其中G表示迭代次数），根据不同的变异方式进行更新得到第 G 代向量 $\mathbf{v}_i^G=\left(v_{i1}^G,v_{i2}^G,\cdots,v_{in}^G\right)^T$。本文采用 Storn 和 Price[123]建议的 DE/current-to-best/1/bin 方式进行变异操作，如下式（5.8）所示：

$$\mathbf{v}_i^G=\mathbf{x}_i^G+F_1\left(\mathbf{x}_{\text{best}}^{G-1}-\mathbf{x}_i^{G-1}\right)+F\left(\mathbf{x}_{\text{r1}}^{G-1}-\mathbf{x}_{r2}^{G-1}\right) \tag{5.8}$$

其中，$\mathbf{x}_{\text{best}}^{G-1}$为算法的第$G-1$代群体中的最优解向量；$F$ 和 F_1 为变异因子，均为非负实数。它们的大小控制了变量间的差异，F 在[0.4,1]的范围内取值，初始值可取 F =0.5，以保证进化的顺利进行。r_1 和 r_2 为互不相同的整数，分别为从集合 $\{1,2,\cdots,i-1,i+1,\cdots,NP\}$ 中随机选出的编号。

（2）交叉过程

与遗传算法相似，DE 算法中的个体经过变异后也进行交叉操作。对于群体中第 G 代经过变异过程后的向量个体 $\mathbf{x}_i^G$ 按照式（5.8）进行交叉，将产生新的个体：$\mathbf{u}_i^G=\left(u_{i1}^G,u_{i2}^G,\cdots,u_{in}^G\right)^T$。

$$u_{in}^G=\begin{cases}v_{in}^G & \text{if } \left(\text{rand}(n)\le CR\right) or\left(j=\text{rand}n(i)\right)\\ x_{in}^G & \text{if } \left(\text{rand}(n)>CR\right) or\left(j\ne\text{rand}n(i)\right)\end{cases} \tag{5.9}$$

其中，$n=1,2,\cdots,N$；rand(n) 是 N 个 0~1 之间相互独立的随机数中的第 n 个；rand(i) 是随机从集合 $\{1,2,\cdots,NP\}$ 中抽取随机序列中的第 i 个序号，用来保证尝试向量 $\mathbf{u}_i$ 中的参数来自突变向量 $\mathbf{v}_i$ 的数目大于 1；CR 为交叉因子，取值范围为 [0.5,1]，CR 决定了个体之间的交叉概率。

（3）选择过程

DE 算法采用与遗传算法不同的贪婪准则：通过比较由变异和交叉产生的子代个体和父代个体，选择适应值更优的个体进入下一代的演化，即如果父代个体适应值更优将继续保留在群体中；否则，保留子代个体。选择过程如下式所示：

$$\mathbf{x}_i^{(G+1)}=\begin{cases}\mathbf{u}_i^{(G+1)} & \text{当 } f(u_i^{(G+1)})<f\left(x_i^G\right) \text{ 时} \\ \mathbf{x}_i^{(G+1)} & \text{其他情况}\end{cases} \tag{5.10}$$

微分演化算法的选择过程由两部分组成，基于在子代种群进行局部选择寻优以及与父代比较寻找全局最优。因此，经父子两代个体比较后，优良的个体将被保存于种群中，这些操作重复进行直至满足设定的停止准则。

5.3.3 基于微分演化的证据理论不确定传播

结合前文所述的基于微分演化的证据理论不确定传播的实质就是在联合焦元区间 $\mathbf{x}_q^{\mathrm{I}}$ 上两次寻优过程得到在联合焦元区间 $\mathbf{x}_q^{\mathrm{I}}$ 上系统函数响应上下边界的过程。为了说明基于 DE 的区间优化策略的不确定传播分析过程，以一维输入的不确定变量 $\mathbf{x}_q^{\mathrm{I}}$ 的不确定传播过程为例，主要可以简述为以下几个步骤：

（1）将系统不确定变量的联合焦元区间依次代入系统函数，定义 DE 优化算法的优化目标为系统响应的最小值，利用 DE 优化算法求得每个联合焦元区间的系统响应的最小值为联合焦元区间上系统响应函数的下界。

（2）重复第一步的操作，定义 DE 优化算法的优化目标为系统响应的相反数，并利用 DE 优化算法求解系统响应函数的最小值，将传播结果取相反数作为联合焦元区间上系统响应函数的上界。

（3）将前述联合焦元区间上系统函数响应的上下边界与联合焦元区间 BBA 组合得到系统响应函数的证据理论不确定分析结果。

5.3.4 基于证据理论的不确定分析流程

由上文所述的两种方法，可以归纳总结得处基于证据理论与微分演化优化算法的不确定分析流程如下图 5.5 所示。

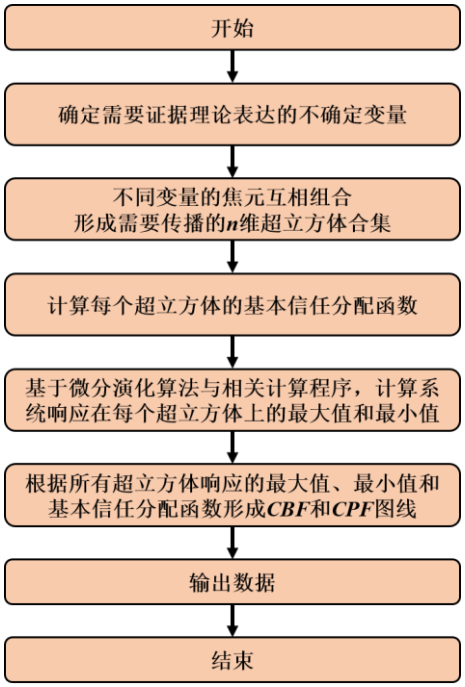


图 5.5 基于证据理论与微分演化算法的不确定分析流程图

5.4 基于证据理论的金属材料参数不确定表达

目前疲劳裂纹扩展寿命预测主要关注裂纹稳定扩展阶段（Paris 区），用于描述这一阶段的疲劳裂纹扩展速率的模型有很多，其中应用最广泛是 Paris 模型，本章不确定分析所采用的疲劳裂纹扩展速率模型也是 Paris 模型，Paris 模型的介绍如上文 4.2.2 所述，本章将疲劳裂纹扩展模型的模型材料参数 C、m 作为不确定变量进行分析。

5.4.1 材料参数的试验值

本文所采用的的 Pairs 模型参数试验结果采用文献的[11]Q345 桥梁钢疲劳裂纹扩展试验的拟合结果。由于金属材料 C 的取值较小，故一般用其对数值 lg$C$ 表示，其中 lg$C$ 与 m 所对应的单位制为 Mpa，m。根据单试件试验结果拟合得到了 27 组的 Paris 模型的 lg$C$、m 值，试验数据如下表 5.1 所示。

表 5.2 各试件 Paris 模型参数 lg$C$、m 拟合结果表

序号	m	lg$C$	序号	m	lg$C$	序号	m	lg$C$
1	3.27	-11.72	10	2.94	-11.23	19	2.8	-10.93
2	3.25	-11.79	11	2.57	-10.63	20	2.46	-10.38

3	2.58	-10.66	12	2.91	-11.01	21	2.39	-10.3
4	2.96	-11.27	13	2.82	-10.85	22	2.83	-11.04
5	3.01	-11.36	14	2.67	-10.62	23	2.84	-11.12
6	2.64	-10.76	15	2.49	-10.33	24	2.73	-10.94
7	2.85	-11.19	16	2.73	-10.87	25	2.59	-10.66
8	2.78	-11.36	17	2.8	-10.99	26	2.43	-10.42
9	2.89	-10.76	18	3.06	-11.39	27	2.54	-10.6

从表 5.2 的试验数据中可以看出其中测得的材料常数 C、m 值具有较大的离散性，采用概率方法或是区间法进行疲劳寿命估计会导致较大的区间预测结果，对于工程应用不具有应用的价值。工程应用上所需要的疲劳裂纹扩展寿命预测是偏于保守的结果，因此本研究采用基于证据理论的不确定辨识框架来描述这些不确定因素，从而在仅有较少或是离散的数据的情况下完成疲劳裂纹扩展的不确定分析。

基于所有试验数据的材料参数 lg$C$ 和 m 关系如下图 5.6 所示。

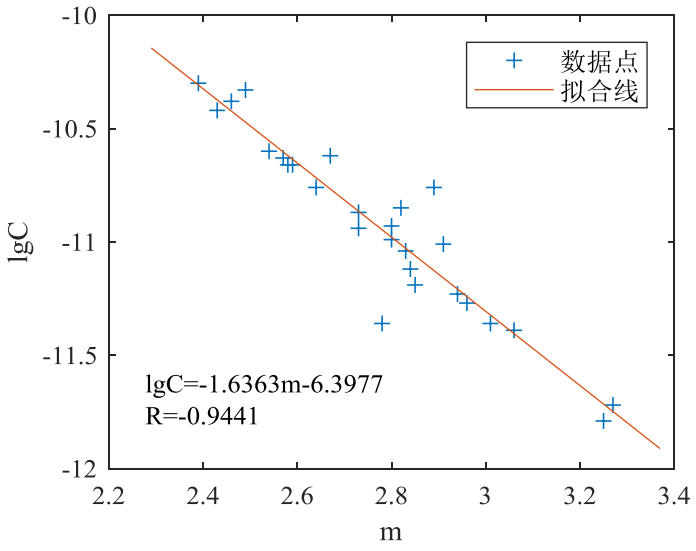


图 5.6 基于 27 组试验数据的材料参数 lg$C$ 和 m 值

从上图中可以看出，材料参数 lg$C$ 和 m 之间存在较好的线性相关关系。利用最小二乘法求得 lg$C$ 和 m 的线性关系式为：

$$\lg C = -1.6363m - 6.3977 \tag{5.11}$$

相关系数 r 满足公式：

$$r = \frac{Cov(\lg C, m)}{\sqrt{D(\lg C)} \cdot \sqrt{D(m)}} \tag{5.12}$$

将相关数据代入式（5.12）中可得 $r = -0.9441$。根据文献[125]中有关相关系

数的理论，查阅相关系数显著性检验表，取 n-2=25，得$|r|>0.48693$，则 r 在$\alpha=0.01$水平上显著，即 lg$C$ 与 m 之间的线性关系显著。

5.4.2 材料参数的交叉验证

为查找出 lg$C$、m 的线性拟合中，与试验数据不吻合的裂纹扩展曲线对应的材料参数（lgC_i、m_i），同时减少与试验数据匹对的工作量，本文将直接采用线性模型的交叉验证方法找出主要包含自身信息的数据点并进行剔除。

因式（5.11）属于线性模型，故这里将主要介绍适用于线性模型的交叉验证方法。该方法主要分为三个步骤[126]：

步骤 1，基于试验得到的 27 组材料参数（lgC_i、m_i），利用最小二乘法拟合得到线性模型的参数 A 和 B，进而评估各 m_i 对应的 lgC_i 值。A、B 的数值如式（5.11）中所示。记$\{\lg C_i^1\}$表示步骤 1 中基于线性模型的 lg$C$ 的集合。

步骤 2，从试验数据中剔除第 i 个材料参数$(\lg C_i, m_i)$，利用余下的 26 组材料参数评估线性模型的参数 A_i 和 B_i，进而计算 m_i 对应的$\lg C_i^2 = A_i \cdot m_i + B_i$。重复该过程，依次计算 i=1,2,3…26 的$\lg C_i^2$。记为$\{\lg C_i^2\}$表示步骤 2 得到的 lg$C$ 的集合。

步骤 3，计算各 m_i 上$\{\lg C_i^1\}$和$\{\lg C_i^2\}$与试验数据$\{\lg C\}$之间的误差$\{err_i^1\}$和$\{err_i^2\}$。err_i^1 与 err_i^2 的计算公式分别为：

$$err_i^1 = \left|\lg C_i^1 - \lg C_i\right| \tag{5.13}$$

$$err_i^2 = \left|\lg C_i^2 - \lg C_i\right| \tag{5.14}$$

画出$\{err_i^1\}$和$\{err_i^2\}$随序号 i 的变化图，针对本组数据进行的误差评估情况如图 5.7 所示，图中，‘o’表示步骤 1 的评估误差，‘+’表示步骤 2 的评估误差。

图 5.7 所示的两种评估误差在 3 处序号上存在明显差别，表明这 3 处的材料参数包含过多自身信息，不适合用作 Paris 模型参数。将这 3 处的材料参数提出后，得到 24 组$(\lg C_i, m_i)$，如图 5.8 所示。

最后，利用最小二乘法可以得到 lg$C$ 和 m 的线性关系式为：

$$\lg C = -1.6374 \cdot m - 6.3896 \tag{5.15}$$

lg$C$ 与 m 的相关系数$r=-0.9780$，查相关系数显著性检验表，取 n-2=22，得$|r|>0.5151$，即 r 在$\alpha=0.01$水平上显著，lg$C$ 与 m 之间的线性关系显著。后文的所有计算都将建立在该 24 组材料参数的基础之上。

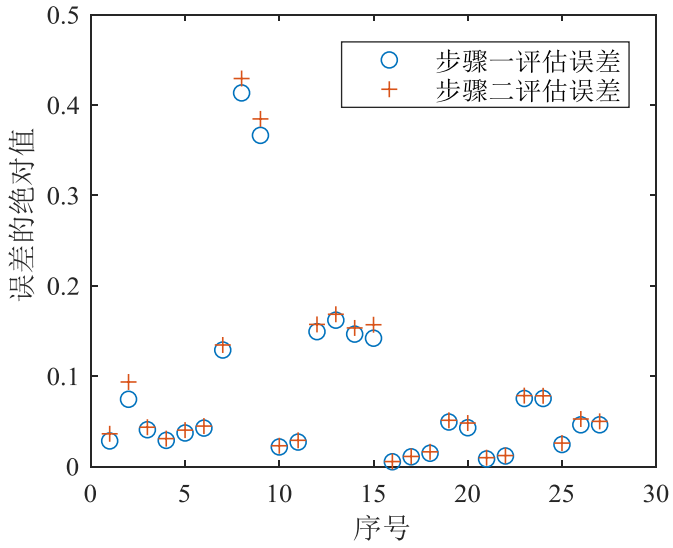


图 5.7 数据交叉验证的误差结果图

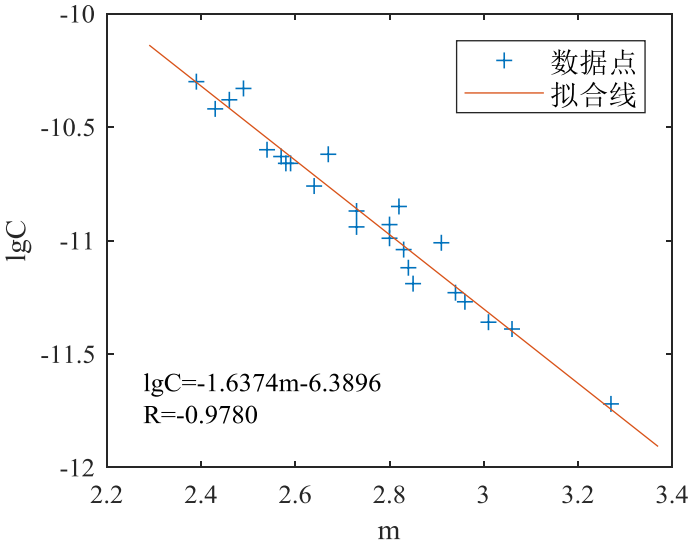


图 5.8 基于 24 组试验数据的材料参数 lg$C$ 和 m 值

5.4.3 材料参数的证据理论不确定表达

由 5.4.1 的分析以及大量学者的研究可知，Pairs 模型中的材料参数 lg$C$ 和 m 对金属材料来说基本可以认为是线性相关的[127-129]。

因此，在疲劳寿命的预测中需要考虑 lg$C$ 和 m 两个参数之间的相关性，这意味着两个参数实际变成了单参数的不确定，但由于 lg$C$ 和 m 并非完全线性相

关，其拟合残差 ε 应作为不确定变量进行考虑。lg$C$ 和 m 的拟合结果如图 5.3 所示，拟合直线上的 lg$C$ 值可以认为是参数 m 的线性表达式，所以拟合直线上的 lg$C$ 可称为名义 lg$C$，用 lgC_{nom} 来指代，从而参数 C 的不确定性可以表示为名义的 lg$C$ 值 lgC_{nom} 和残差 ε[130]，如式（5.16）所示。

$$\lg C = (1+\varepsilon)\lg C_{\mathrm{nom}} \tag{5.16}$$

由 5.2 中所述，由已有试验数据将不确定参数表达成证据理论的形式主要包含 2 个步骤:（1）利用所有数据绘制柱状图，将不确定参数表达成区间形式;（2）区分相邻不确定区间之间的关系类型，得到合适的信任架构。将 m 和 ε 两个不确定参数现有数据进行统计分析，绘制出它们的分布统计直方图，并判断证据理论相邻区间的关系，得到各参数的信任架构。

参数 m 和 ε 的信任架构如图 5.9 和图 5.10 所示。

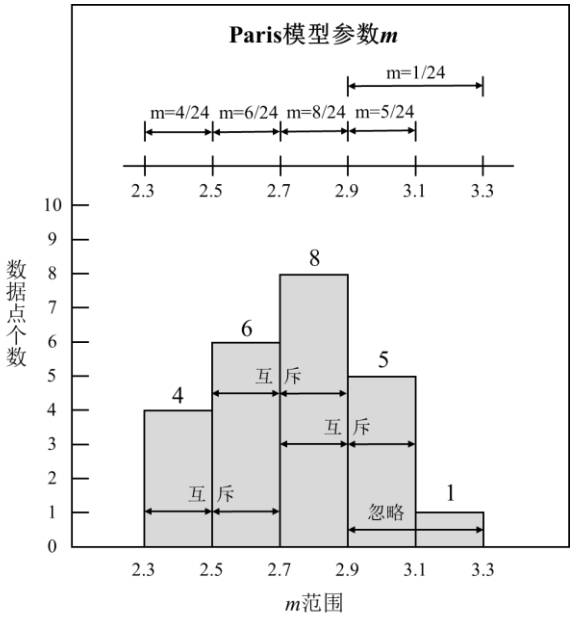


图 5.9 参数 m 的数据分布及信任架构

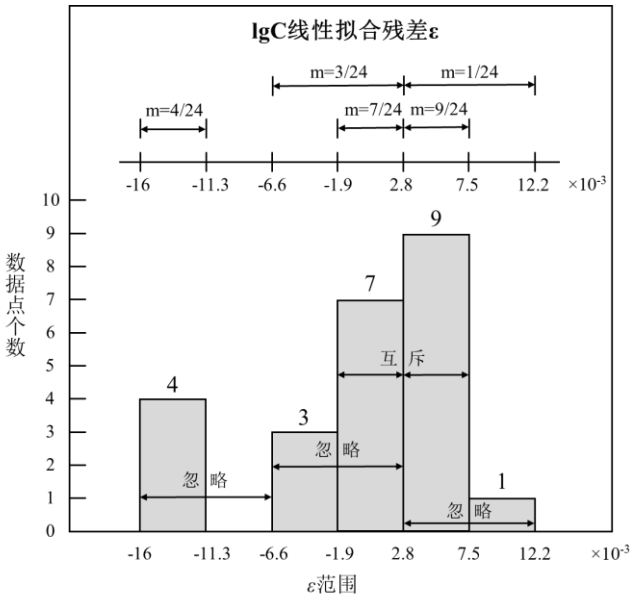


图 5.10 参数 ε 的数据分布及信任架构

根据得到的信任架构，利用表 5.1 中的规则，得到各参数的基于证据理论的不确定描述，如表 5.3 所示。

表 5.3 不确定参数 m 和 ε 的的证据理论表达

区间号	m		ε	
	焦元区间	基本信任分配	焦元区间（10^{-3}）	基本信任分配
1	[2.3,2.5]	0.167	[-16,-11.3]	0.167
2	[2.5,2.7]	0.250	[-11.3,-6.6]	0
3	[2.7,2.9]	0.333	[-6.6,2.8]	0.125
4	[2.9,3.1]	0.208	[-1.9,2.8]	0.292
5	[2.9,3.3]	0.042	[2.8,7.5]	0.375
6			[2.8,12.2]	0.042

5.5 基于证据理论的 Q345 金属板疲劳裂纹扩展寿命不确定分析与验证

5.5.1 Q345 钢疲劳裂纹扩展速率试验

本节主要以文献[12]的 Q345 钢疲劳裂纹扩展试验作为对比对象，进行金属板疲劳损伤预后不确定性分析及比对，以此来验证基于证据理论的不确定分析方法

应用于疲劳裂纹扩展寿命预测时的可靠性，另外将基于 FRANC3D 进行裂纹扩展数值模拟的结果也进行不确定分析，并与理论计算结果与试验结果进行比对，以验证 FRANC3D 在模拟钢材裂纹扩展问题上的准确性。

试验以具有初始边缘 I 型裂纹的 Q345 钢板标准 CT 试样作为基本试件，CT 试件试验按照 GB/T 6398-2000《金属材料疲劳裂纹扩展速率试验方法》进行，恒幅疲劳裂纹扩展速率试验采用增 K 法进行试验，即试验过程中随着裂纹的扩展应力强度因子 K 逐渐增大。试验中裂纹长度的测量采用规范中建议的柔度法，使用 COD 测定试件的裂纹嘴张开位移，从而推算出实际的裂纹长度。试验过程中，荷载的最大值与最小值不变（即 P_{max}恒定），保持恒幅加载。具体试件参数如图 5.11 所示，其中宽度 W=50mm，厚度 B=12.5mm。

试验加载条件为：最大载荷 $P_{max}=11.5kN$，采用正弦波形式加载，试验频率为 $f=10$Hz，应力比 $R=0.1$。

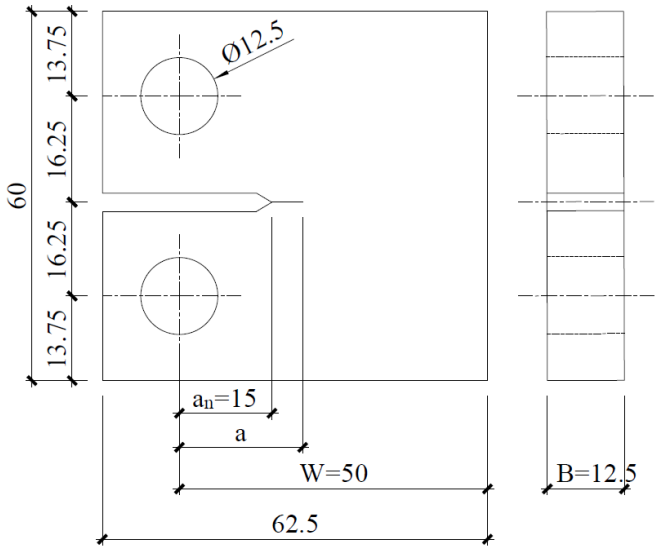


图 5.11 标准疲劳裂纹扩展试验（CT 试验）的试件尺寸（单位 mm）

实验的到得的 50 组试件疲劳裂纹自 15mm 扩展至 33mm 时的疲劳裂纹扩展寿命从小到大排列如下表 5.4 所示。

表 5.4 各试件疲劳裂纹扩展试验寿命 N

序号	N	序号	N	序号	N	序号	N
1	89460	14	114418	27	143017	40	179433
2	91752	15	118992	28	144980	41	185169
3	95027	16	120439	29	145175	42	186051
4	98290	17	121517	30	149445	43	188298
5	98814	18	127828	31	155274	44	189391

6	100763	19	131713	32	155327	45	209775
7	101696	20	131843	33	156102	46	213660
8	109171	21	131893	34	158430	47	219746
9	110745	22	134804	35	158945	48	248734
10	113278	23	135832	36	159705	49	273666
11	113488	24	140738	37	160034	50	279736
12	113774	25	140785	38	173311	中位数	140966
13	114101	26	141146	39	175140	均值	149017

将表 5.4 中裂纹扩展寿命试验数据绘制成直方图，如图 5.12 所示。

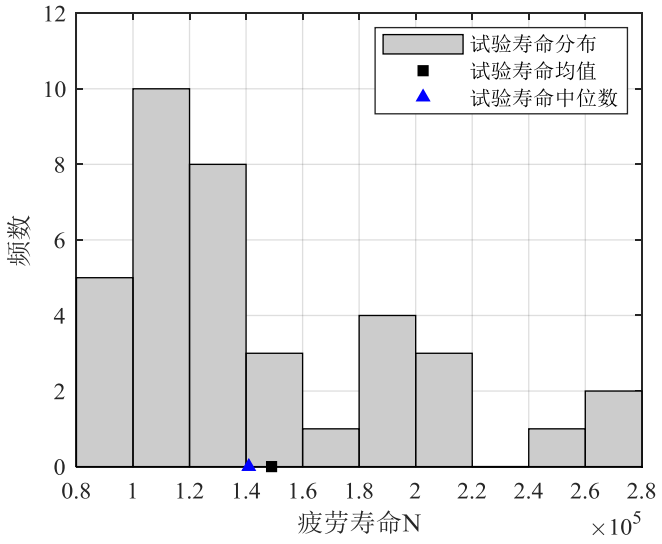


图 5.12 各试件疲劳裂纹扩展试验寿命 N 分布直方图

从表 5.4 与图 5.12 中可以看出疲劳裂纹扩展寿命的试验结果分布在[89460,279736]次之间，均值为 149017 次，中位数为 140966 次，可见试验结果的分布极为离散。

5.5.2 基于规范法的 Q345 金属板疲劳裂纹扩展寿命计算

由 Paris 公式 $\frac{da}{dN}=C\left(\Delta K\right)^{m}$ 进行积分可以得到：

$$N_{\mathrm{f}}=\int_{a_0}^{a_{\mathrm{c}}}\frac{dN}{da}da=\sum\frac{2}{C\left(2-m\right)\left(\Delta K\right)^{m}}\bullet\left[a_{\mathrm{c}}^{\left(1-\frac{m}{2}\right)}-a_0^{\left(1-\frac{m}{2}\right)}\right] \tag{5.17}$$

根据规范标准 CT 试验的应力强度因子值 ΔK 可由式（5.18）得到：

$$\Delta K=\frac{\Delta P}{B\sqrt{W}}\cdot\frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha)^{3/2}}(0.866+4.64\alpha-13.32\alpha^{2}+14.72\alpha^{3}-5.6\alpha^{4}) \tag{5.18}$$

其中 ΔP 为应力幅，W 为试件宽度，B 为试件厚度，$\alpha = a/W$，a 为裂纹扩展长度。

将 Q345 钢材料属性参数 C=1.585×10^{-11}，m=2.67 代入式（5.17）（5.18）可以得到基于规范法理论计算得到的疲劳寿命 N=144960 次，该结果位于 50 组试验值的[89460,279736]区间内，非常接近试验结果的中位数 140966 次（误差 2.8%），这说明了 Pairs 模型与理论法计算 ΔK 的准确性，结果基本与实际情况相符。不过从 50 组实验的寿命来看，有 27 组试验的结果（54%的试验）小于计算得到的 144960 次，因此基于 Pairs 模型理论计算所得到的结果更接近于实际情况的平均寿命或是中位数情况，依旧有接近一半的实际结果小于模拟结果，所以对于需要进行保守估计的疲劳裂纹扩展寿命预测进行不确定分析十分有必要的。

5.5.3 基于 FRANC3D 的 Q345 金属板疲劳裂纹扩展寿命模拟

为了与理论计算方法以及试验结果进行比对，验证 FRANC3D 在对钢材裂纹扩展数值模拟的准确性，本文对 Q345 钢疲劳裂纹扩展标准 CT 试验也进行了建模与模拟。

模型的材料参数与正交异性钢桥面板模型所用的 Q345 钢完全相同。

模型采用 8 节点六面体线性减缩积分实体单元（C3D8R）进行建模，Hex 单元进行划分，划分精度 1mm。

边界条件设置为模型 Y 方向位移为零（即竖向支承），荷载为左右两孔施加一对相等的压力，等效为集中力大小为 $P = P_{\max} \cdot (1 - R)$=10.35kN 。

对标准 CT 试验的 ABAQUS 的有限元模型建模如图 5.13 所示，静力计算结果如图 5.14 所示。

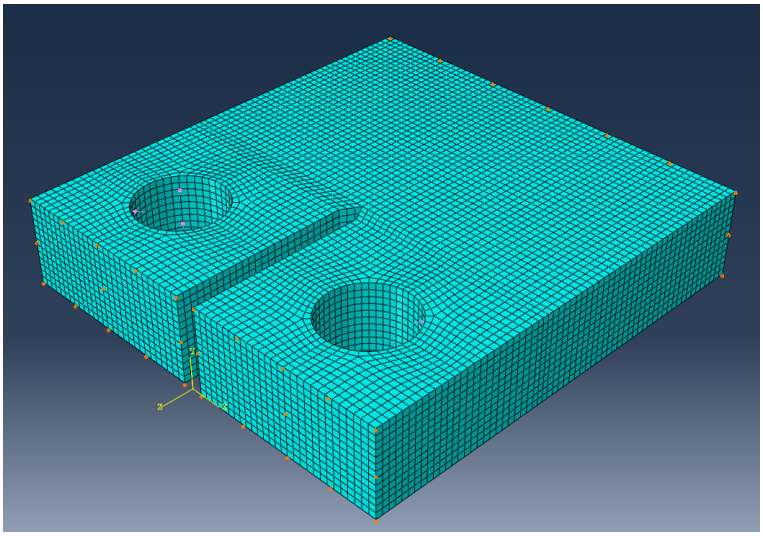


图 5.13 标准 CT 试验的有限元模型

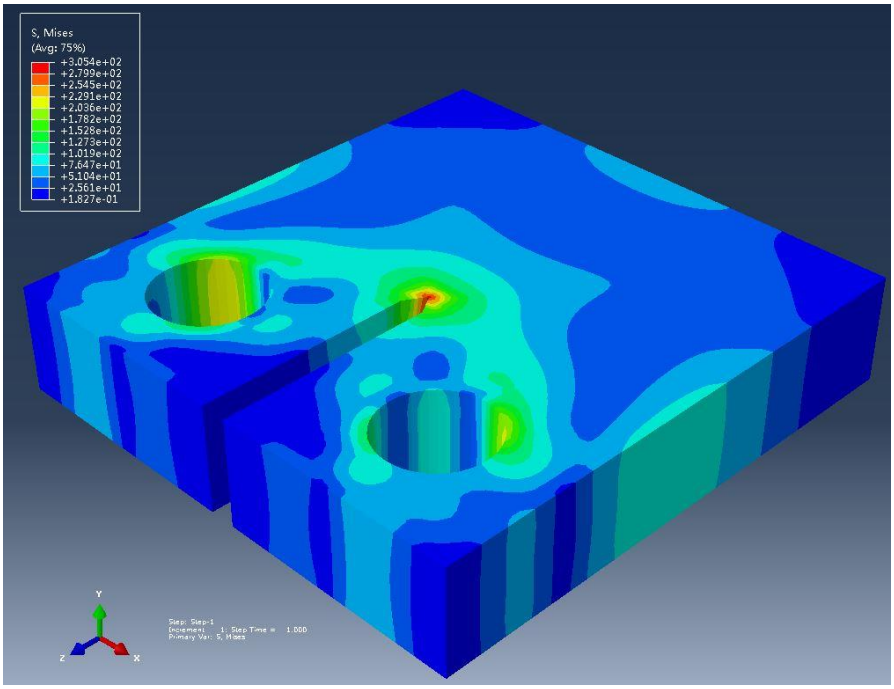


图 5.14 标准 CT 试验模型的静力分析结果

导入 FRANC3D 进行子模型划分与初始 1mm 深度裂纹的置入，重划分网格后的带初始裂纹的模型如图 5.15 所示。

进行 FRANC3D 模拟计算以得到扩展不同长度时的裂纹前缘的应力强度因子值，如图 5.16 所示，将文献[11]的试验得出的 Q345 钢材料属性 C=1.585×10^{-11}，m=2.67 代入计算，模拟得到的疲劳寿命 N=135326 次。该结果位于 50 组试验值的[89460,279736]区间内，非常接近试验结果的中位数 140966 次（误差 4%），这

说明了 FRANC3D 的裂纹扩展数值模拟具有一定的准确性，与实际情况相符。不过从 50 组实验的寿命来看，有 22 组试验的结果（44%的试验）小于模拟所得到的 135326 次，因此 FRANC3D 数值模拟所得到的结果更接近于实际情况的平均寿命或是中位数情况，依旧有接近一半的实际结果小于模拟结果，所以对于需要进行保守估计的疲劳裂纹扩展寿命预测进行不确定分析十分有必要的。

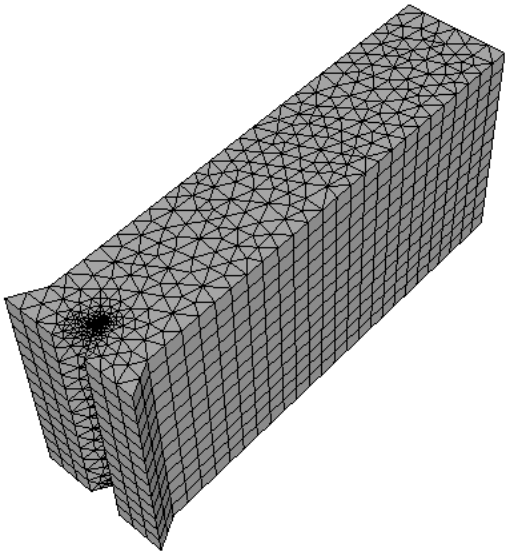


图 5.15 FRANC3D 重划分网格后的 CT 试验模型子模型

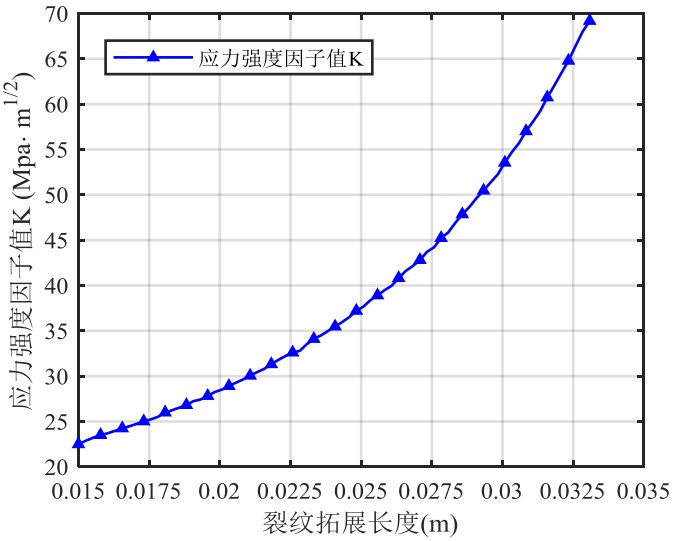


图 5.16 CT 试件应力强度因子值随裂纹扩展深度变化

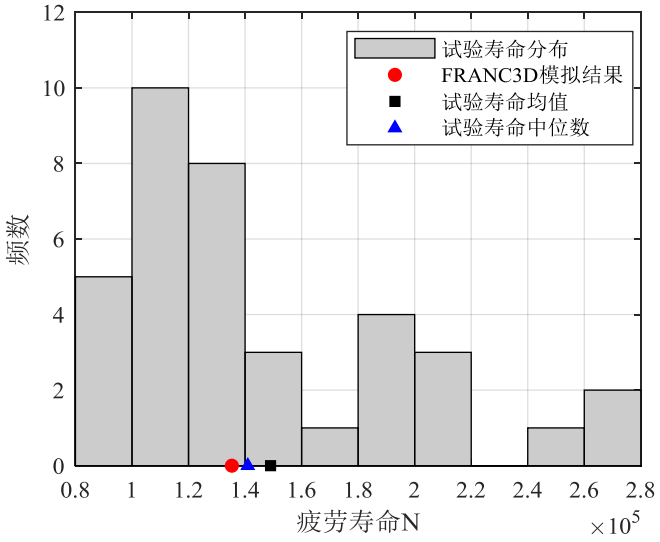


图 5.17 各试件疲劳裂纹扩展试验寿命 N 分布直方图与 FRANC3D 模拟结果

将 FRANC3D 模拟得到的应力强度因子值进行四次多项式拟合，以平滑裂纹前缘应力强度因子值的变化情况，拟合结果如式（5.19）所示。

$$\Delta K = 2.7914\times10^{8}\cdot a^{4} - 2.0546\times10^{7}\cdot a^{3} + 6.2085\times10^{5}\cdot a^{2} - 7.6762\times10^{3}\cdot a + 53.358 \tag{5.19}$$

其中 a 为裂纹扩展长度，单位为 m，范围为 0.015~0.033m，应力强度因子幅值 ΔK 单位为 Mpa•$m^{1/2}$。

随后可将式（5.19）所描述的应力强度因子变化函数导入程序进行基于微分演化算法的证据理论不确定分析。

5.5.4 基于概率理论的金属板疲劳裂纹扩展寿命不确定分析

概率理论对已知数据的要求较高，需要知道每个参数的具体分布函数。在本研究中，只已知两个不确定变量参数的 24 组值，不足以描述参数的概率特征，并不适合使用 Mont Carlo 概率方法进行不确定分析。

本文假设两个参数在其各自分布图的每个小区间上服从均匀分布，在每个小区间内采用 rand 函数生成均匀分布随机数，各区间随机数数量比例同频数比例。采样方法以 Pairs 模型参数 m 为例进行说明，如图 5.18 所示。

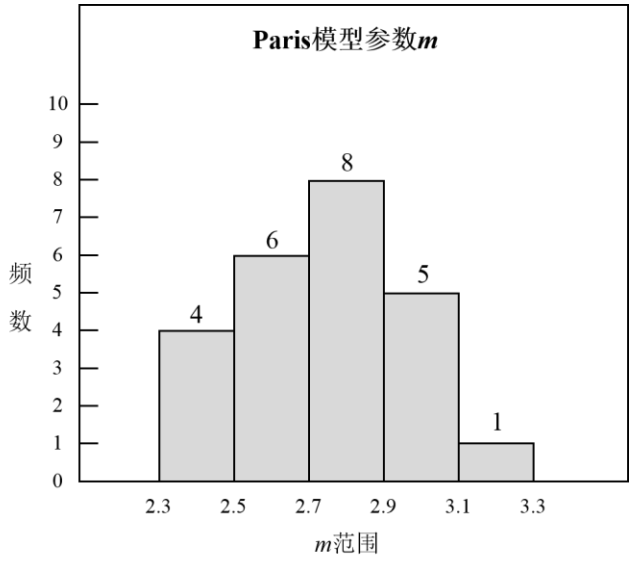


图 5.18 Paris 模型参数 *m* 的分布统计

每个参数采样点总数都为 10000，按数据分布进行比例分配，详见表 5.5 所示。

表 5.5 Paris 模型参数 *m* 的采样方法

采样区间	分配比例	采样点数
[2.3, 2.5]	4/24	1667
[2.5, 2.7]	6/24	2500
[2.7, 2.9]	8/24	3333
[2.9, 3.1]	5/24	2083
[3.1, 3.3]	1/24	417

为方便对比，本文会将概率理论结果、证据理论结果与试验结果的概率累计分布画到同一幅图中，考虑不确定参数参数 *C* 和 *m* 的概率理论得到的疲劳寿命累积分布曲线（CDF）如 5.3.5 中的图 5.20 和图 5.21 所示。

由于概率理论是建立在精确的概率分布基础上，所得到的结果也是精确的概率分布，观察计算结果可以发现概率理论计算的结果基本上是证据理论计算得到的似然函数和信任函数所围成区域内的一条曲线，即概率理论是参数在区间内服从某一分布时的特殊情况。

根据概率理论的计算结果的单点值给出的基于规范法计算和 FRANC3D 模拟的具有 90%保证率的疲劳寿命值如表 5.6 所示，基于规范法计算得到的概率理论 90%保证率的寿命值为 96080，基于 FRANC3D 模拟结果得到的概率理论 90%保证率的寿命值为 96080，对比[89460,279736]的试验结果区间，可以发现不论基于何种计算方法概率理论的预测结果都超过了试验中出现的最小结果，因此基

于概率理论的预测方法的 90%保证率结果还不够保守。

表 5.6 基于概率理论的金属板疲劳寿命预后结果

概率理论预后结果	规范法计算	FRANC3D 模拟
90%保证率的寿命值	96080	90430

5.5.5 基于证据理论的金属板疲劳裂纹扩展寿命不确定分析

由表 5.2 可以看到，由于试验给出的的 27 组参数 C 和 m 具有较大的离散性，如上文所述采用确定性参数按式（5.17）积分所求出的疲劳裂纹扩展寿命 N 值只能体现试验的均值，无法进行偏于保守的寿命预测。所以本文考虑参数不确定情况下的疲劳裂纹扩展预后的不确定问题。该问题本质上即为不确定性的传播过程，即在已知系统输入参数不确定的情况下，求系统响应疲劳裂纹扩展寿命 N 的范围，这一过程如图 5.19 所示。

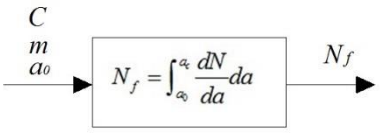


图 5.19 不确定预测过程的表达

5.5.5.1 基于规范法计算的证据理论不确定分析

由 5.5.2 中的基于 Paris 模型与规范法的疲劳裂纹扩展寿命计算方法，以及 5.5.3 中给出的证据理论的参数 m 和 ε 的不确定表达，采用微分演化区间优化算法进行不确定传播，可以得到系统响应疲劳裂纹扩展寿命 N_f 的累积信任（CBF）分布曲线和累积似然（CPF）分布曲线，另外在图像上绘制了基于概率理论分析得到的疲劳寿命累积分布曲线（CDF）与 50 组试验结果的概率累积分布图线作为参照，如图 5.20 所示。

由图 5.20 可以看到基于证据理论所预测的上界 CPF 函数与下界 CBF 函数能够较好的包络 Mont Carlo 概率法的 CDF 函数以及根据 50 组试验值所绘制的 CDF 函数，特别是在较高保证率的区域（图像的左下角），证据理论所预测的上界 CPF 函数与下界 CBF 函数完全包络了试验值的情况，能够较好地预测一定保证率下的疲劳寿命区间。尽管在较低保证率的区域（图像的右上角），试验情况与预测结果有一定的偏差，但预测结果是偏于保守的，但由于疲劳寿命预测需要的是偏于保守的预测结果，故该区域的预测结果即使存在偏保守的误差也不影响工程实际的应用。

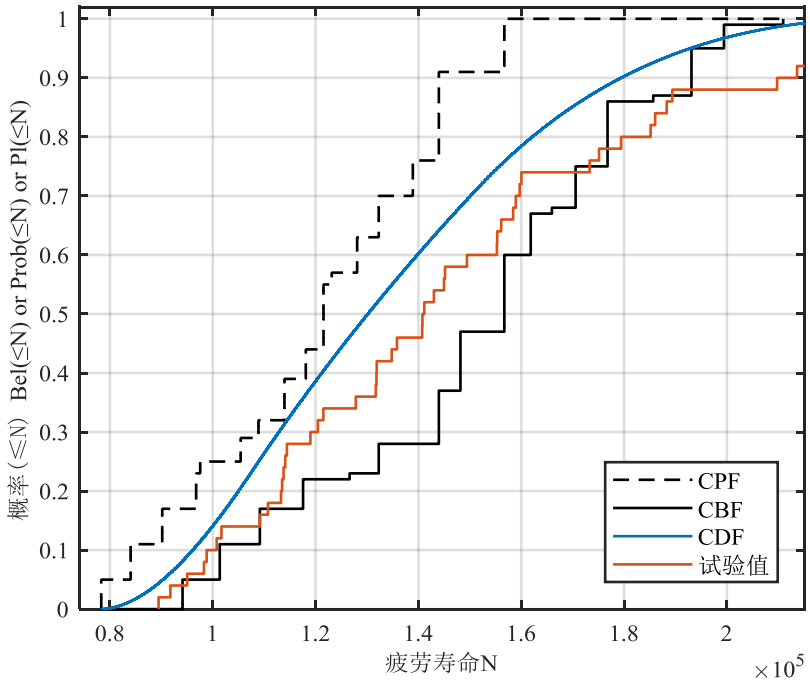


图 5.20 基于规范法计算的证据理论及概率理论的预测结果

表 5.7 中给出了基于规范法计算的从证据理论与概率理论不确定分析中提取的部分信息，证据理论给出具有 90%保证率的寿命区间为[84028, 101361]，即寿命小于 84028 次的概率不超过 10%，按此保证率的预后结果为 84028 次。基于证据理论的预测结果小于概率理论的结果，更加偏于保守。

表 5.7 基于规范法计算的证据理论预测结果

基于规范法计算的预测结果信息	证据理论	概率理论
90%保证率的寿命区间	[84028, 101361]	96080
区间范围	[78307,210956]	-
预测结果	84028	96080

5. 5. 5. 2 基于 FRANC3D 数值模拟的证据理论不确定分析

由 5.5.3 中的基于 FRANC3D 数值模拟的疲劳裂纹扩展寿命计算方法，以及 5.4.3 中给出的证据理论的参数 m 和 ε 的不确定表达，采用微分演化区间优化算法进行不确定传播，得到系统响应疲劳裂纹扩展寿命 N_f 的累积信任（CBF）分布曲线和累积似然（CPF）分布曲线，另外在图像上绘制了基于概率理论分析得到的疲劳寿命累积分布曲线（CDF）与 50 组试验结果的概率累积分布图线作为参照，如图 5.21 所示。

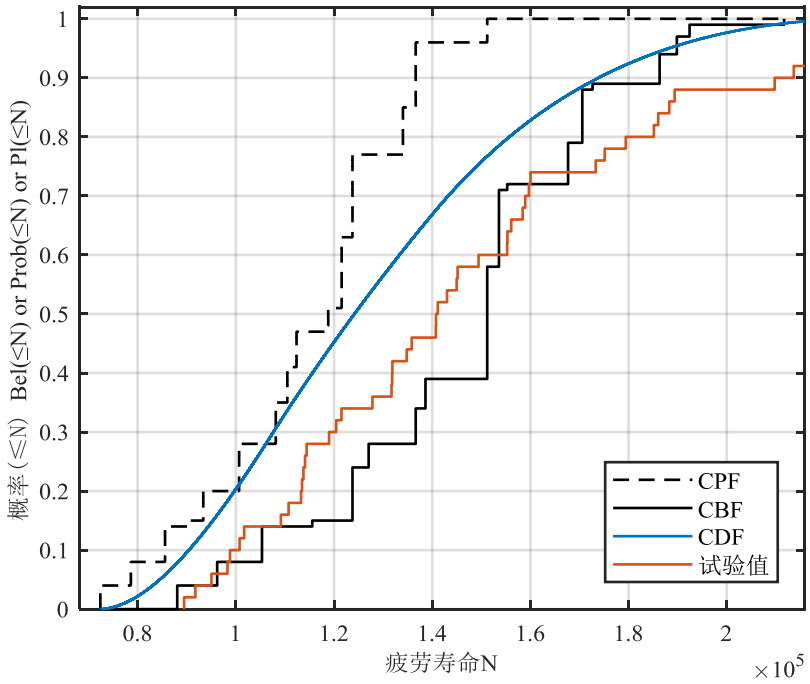


图 5.21 基于 FRANC3D 模拟的证据理论及概率理论预测结果

图 5.21 中的结果与基于规范法计算的证据理论预测结果类似，基于证据理论所预测的上界 CPF 函数与下界 CBF 函数能够较好的包络 Mont Carlo 概率法的 CDF 函数以及根据 50 组试验值所绘制的 CDF 函数，特别是在较高保证率的区域（图像的左下角），证据理论所预测的上界 CPF 函数与下界 CBF 函数完全包络了试验值的情况，能够较好地预测一定保证率下的疲劳寿命区间。尽管基于 FRANC3D 模拟数据的不确定分析结果与规范法计算结果类似，同样在较低保证率的区域（图像的右上角）与试验情况有一定的偏差，但这也不影响保守预测的准确性。

表 5.8 中给出了基于 FRANC3D 数值模拟计算结果的从证据理论不确定分析中提取的部分信息，证据理论给出具有 90%保证率的寿命区间为[85576,105324]次，即寿命小于 85576 次的概率不超过 10%，按此保证率的预后结果即为 85576 次。同样的，基于证据理论的预测结果小于概率理论的结果，更加偏于保守。

表 5.8 基于 FRANC3D 数值模拟的证据理论预测结果

基于FRANC3D数值模拟的预测结果信息	证据理论	概率理论
90%保证率的寿命区间	[85576,105324]	90430
区间范围	[72392,211690]	-
预测结果	85576	90430

5.5.6 金属板疲劳裂纹扩展寿命不确定分析结果对比

表 5.8 中汇总了 50 组试验结果以及两种计算方法与两种不同理论的疲劳寿命不确定预测结果。

表 5.9 预测结果与试验结果汇总对比表

预测结果信息	试验结果	规范法		FRANC3D数值模拟	
		证据理论	概率理论	证据理论	概率理论
90%保证率的寿命区间	98814	[84028, 101361]	96080	[85576,105324]	90430
区间范围	[89460,279736]	[78307,210956]	-	[72392,211690]	-
预测结果	89460	84028	96080	85576	90430

由表 5.9，图 5.20 和图 5.21 的分析结果可以得出以下对比结论：

（1）概率理论是建立在精确的概率分布基础上，所得到的结果也是精确的概率分布，基于规范法计算与基于 FRANC3D 模拟的两种情况下概率理论得到的 CDF 曲线都落在证据理论所得到的 CBF 曲线和 CPF 曲线内，说明概率理论是参数在区间内服从某一分布时的特殊情况。概率理论的计算结果都是精确的单点值，证据理论给出的结果都是区间值，以基于 FRANC3D 模拟的结果为例，证据理论给出的 90%保证率寿命区间为[85576,105324]次，概率理论给出的 90%保证率寿命值为 90430，以上对比说明概率理论的计算结果落在证据理论计算区间的内部，两者具有很好的兼容性。

（2）对比基于概率理论与证据理论的疲劳寿命预测结果可以发现，在采用概率理论进行预后不确定分析时，由于从已知数据信息无法得出参数的概率分布函数，需要进行一定的假设，这将会带来一定的误差。基于 FRANC3D 模拟的概率理论给出 90%保证率寿命值为 90430 次，而试验中出现的最小试件寿命仅有 89460 次，没有达到 90430 次，所以按 90430 次进行疲劳寿命预测是不安全的。证据理论给出 90%保证率寿命区间为[85576,105324]次，有效避免了概率理论假设所带来的误差，说明利用证据理论处理不确定问题具有很好的鲁棒性与准确性，得到的结果更加偏于保守，符合工程应用所需的实际情况。

（3）对比证据理论的疲劳寿命预测结果与试验结果的概率累积函数曲线可以发现，在较高保证率的区域（图像的左下角），证据理论所预测的上界 CPF 函数与下界 CBF 函数完全包络了试验值的情况，能够较好地预测一定保证率下的疲劳寿命区间。尽管在较低保证率的区域（图像的右上角），试验情况与预测结果有一定的偏差，但预测结果是偏于保守的，但由于疲劳寿命预测需要的是偏于保守的预测结果，故该区域的预测结果即使存在偏保守的误差也不影响其实际工

程应用。说明利用证据理论处理疲劳裂纹扩展的不确定问题能够较好地进行保守的寿命预测。

（4）对比基于规范法以及 FRANC3D 模拟的证据理论疲劳寿命预测结果可以发现，FRANC3D 的 90%保证率寿命区间为[85576,105324]次，规范法计算的 90%保证率寿命区间为[84028, 101361]次，两者极为接近，而且两者的预测结果均小于试验结果的最小值 89460 次，FRANC3D 模拟输出的不确定分析结果相对于规范法的预测偏大 1.8%，相对于试验最小值偏小 4.3%。可见 FRANC3D 模拟结果输出的不确定预测结果更加接近实际，在模拟仿真参数合理的情况下相较规范法理论公式更加精确。

（5）综上能够证明，FRANC3D 能够较为准确地模拟 Q345 钢的疲劳裂纹扩展问题，基于 FRANC3D 模拟结果进行证据理论钢材疲劳裂纹扩展不确定分析具有较为准确的预测结果，符合工程应用所需的实际情况。

5.6 基于证据理论的正交异性钢桥面板疲劳裂纹扩展寿命不确定分析

由 5.5 中的分析可知，由于金属的疲劳裂纹扩展存在较大的不确定性，因此构件的疲劳寿命是极其离散的，FRANC3D 的疲劳裂纹扩展寿命预测结果仅能够反映实际情况中的均值或是中位数的情况。而进行大量的足尺构件试验又不具备可行性，因此对疲劳裂纹扩展进行不确定分析是十分有必要的。

另外 5.5 中也论证了基于 FRANC3D 模拟结果进行证据理论钢材疲劳裂纹扩展不确定分析具有较为准确的预测结果，符合工程应用实际，因此本节在第四章的基础与经验之上，归纳提出了基于 FRANC3D 数值模拟与证据理论结合的结构疲劳裂纹扩展不确定分析方法。采用该种分析方法，在数值模拟的基础上进一步对正交异性钢桥面板的关键节点的疲劳裂纹扩展寿命进行不确定分析，得出更加保守的与准确的疲劳寿命预测结论。

5.6.1 基于数值模拟与证据理论的疲劳裂纹扩展不确定分析方法

基于上一节的不确定分析与对比验证，可以总结得到基于 FRANC3D 数值模拟与证据理论的疲劳裂纹扩展不确定分析流程，如图 5.22 所示。

基于上述流程与方法，现在能够将专业数值软件的模拟结果处理后导入到基于证据理论与微分演化算法的不确定分析的 Matlab 程序中，而能够对各类实际工程结构进行疲劳裂纹扩展不确定分析，而不仅仅是一些基本问题。

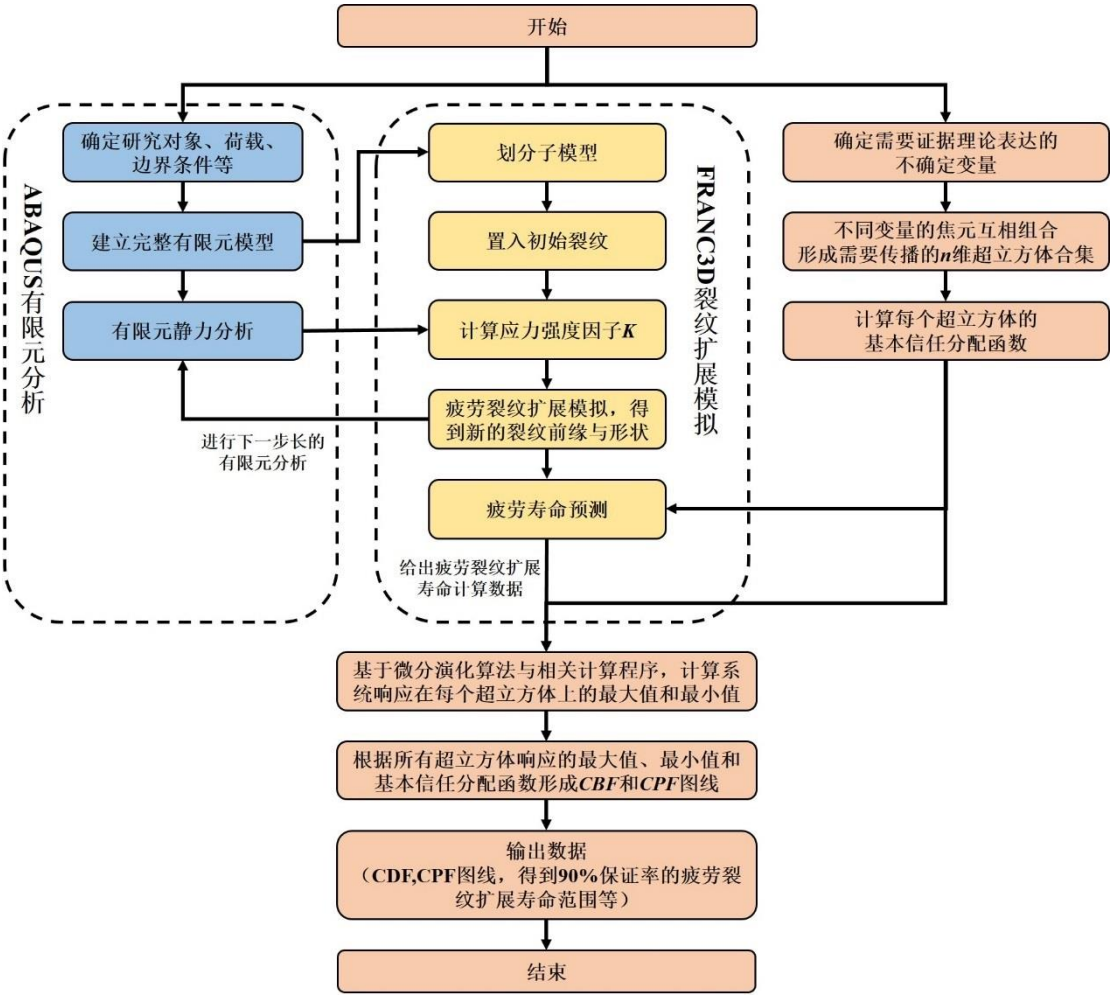


图 5.22 基于数值模拟与证据理论的结构疲劳裂纹扩展寿命不确定分析方法流程图

接下来本节将进一步对正交异性钢桥面板的关键疲劳节点的疲劳裂纹扩展寿命进行不确定分析，得到更加保守的与准确的疲劳裂纹扩展寿命的预测结论。

5.6.2 横隔板弧形开口处疲劳裂纹扩展不确定分析

本小节将对正交异性钢桥面板横隔板弧形开口处的疲劳裂纹扩展问题进行不确定分析，以横隔板弧形开口处的 C1 点及 C4 点为例进行具体的计算说明。

横隔板弧形开口处 C1 点在中国规范 JTG D60-2015（40.86Mpa）荷载作用下，初始角裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm。将 FRANC3D 模拟得到的应力强度因子值进行四次多项式拟合，以平滑裂纹前缘应力强度因子值的变化情况，拟合结果如式（5.20）所示。

$$\Delta K = 2.0780\times10^{7}\cdot a^{4} - 1.2135\times10^{6}\cdot a^{3} + 1.2346\times10^{4}\cdot a^{2} + 411.42\cdot a + 1.4367 \tag{5.20}$$

其中 a 为裂纹扩展长度，单位 m，范围为 0.001~0.031m，应力强度因子幅值 ΔK 单位为 Mpa•$m^{1/2}$。

随后可将式（5.20）导入进行基于微分演化算法的证据理论不确定分析计算，与 5.5 中对金属板的分析方法相同，采用微分演化区间优化算法进行不确定传播，得到系统响应疲劳裂纹扩展寿命 N_f 的累积信任（CBF）分布曲线和累积似然（CPF）分布曲线，另外在图像上绘制了基于概率理论分析得到的疲劳寿命累积分布曲线（CDF）作为参照，如图 5.23 所示。

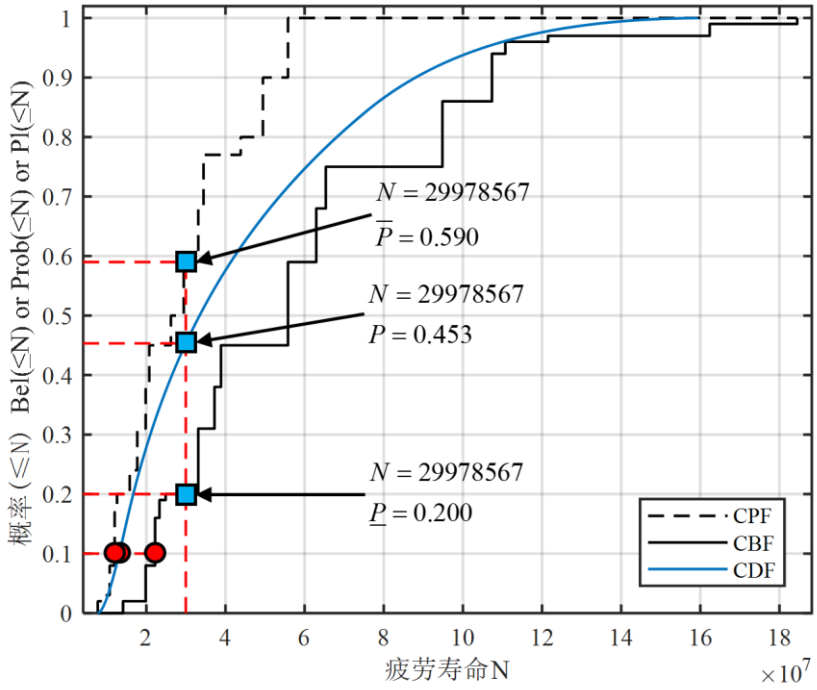


图 5.23 基于 FRANC3D 模拟的证据理论及概率理论预测结果（横隔板弧形开口处，C1 点）

由图 5.23 可以读取到证据理论给出具有 90%保证率的寿命区间为[11988527,22210244]，远小于 4.4 中 FRANC3D 模拟所得到的寿命 29978567 次。FRANC3D 的模拟结果在证据理论下的概率区间为[0.2,0.59]，与之相对应的概率理论概率为 0.453，较为接近 50%保证率的预测结果。这也与 5.5 中与试验结果进行的比对结论相同。

再以 C4 点在中国规范 JTG D60-2015（40.86Mpa）下，初始角裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm。将 FRANC3D 模拟得到的应力强度因子值进行四次多项式拟合，以平滑裂纹前缘应力强度因子值的变化情况，拟合结果如式（5.21）所示。

$$\Delta K = -3.8421\times10^{7}\cdot a^{4} + 6.3239\times10^{5}\cdot a^{3} + 3.7225\times10^{3}\cdot a^{2} + 728.86\cdot a + 2.3469 \tag{5.21}$$

其中 a 为裂纹扩展长度，单位 m，范围为 0.001~0.031m，应力强度因子幅值 ΔK 单位为 Mpa•$m^{1/2}$。

随后可将式（5.21）导入进行基于微分演化算法的证据理论不确定分析计算，与 5.5 中对金属板的分析方法相同，采用微分演化区间优化算法进行不确定传播，得到系统响应疲劳裂纹扩展寿命 N 的累积信任（CBF）分布曲线和累积似然（CPF）分布曲线，另外在图像上绘制了基于概率理论分析得到的疲劳寿命累积分布曲线（CDF）作为参照，如图 5.24 所示。

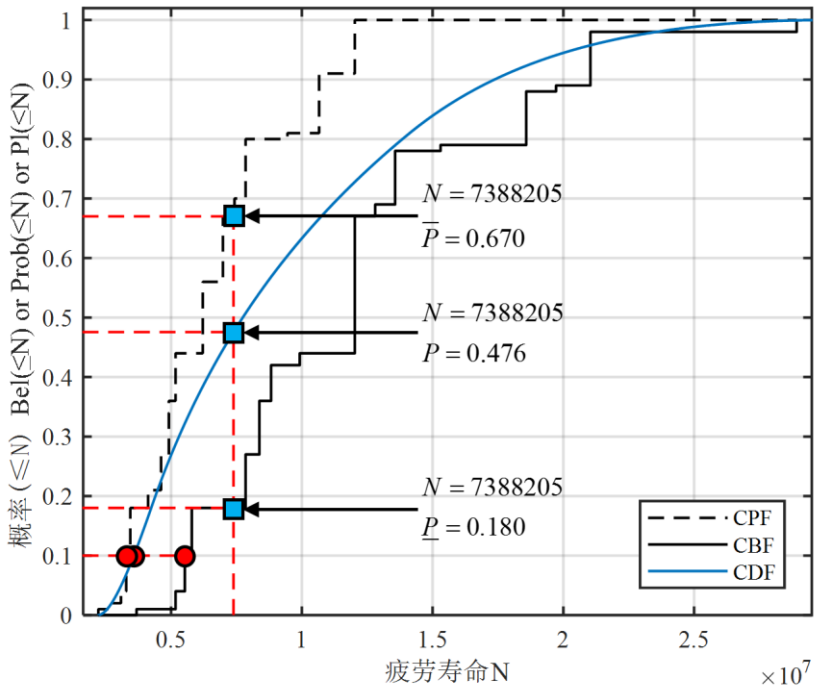


图 5.24 基于 FRANC3D 模拟的证据理论及概率理论预测结果（横隔板弧形开口处，C4 点）

由图 5.24 可以读取到证据理论给出具有 90%保证率的寿命区间为[3284898,5526247]，远小于 4.4 中 FRANC3D 模拟所得到的寿命 7388205 次。FRANC3D 的模拟结果在证据理论下的概率区间为[0.18,0.67]，与之相对应的概率理论概率为 0.476，较为接近 50%保证率的预测结果。这也与 5.5 中与试验结果进行的比对结论相同。可见采用证据理论的预测结果更加偏于保守，也与实际情况更加吻合。

5.6.3 U 肋与顶板焊缝处疲劳裂纹扩展不确定分析

本小节将对正交异性钢桥面板 U 肋与顶板焊缝处的疲劳裂纹扩展问题进行不确定分析。以 U 肋与顶板焊缝处外侧在中国规范 JTG D60-2015（40.86Mpa）

下为例进行说明，初始面内裂纹尺寸为 a_0=1mm，c_0=1mm，将 FRANC3D 模拟得到的应力强度因子值进行四次多项式拟合，以平滑裂纹前缘应力强度因子值的变化情况，拟合结果如式（5.22）所示。

$$\Delta K = -1.7494\times10^{9}\cdot a^{4} + 4.6440\times10^{7}\cdot a^{3} - 4.6029\times10^{5}\cdot a^{2} + 1.7779\times10^{3}\cdot a + 1.1219 \tag{5.22}$$

其中 a 为裂纹扩展长度，单位 m，范围为 0.001~0.011m，应力强度因子幅值 ΔK 单位为 Mpa•m$^{1/2}$。。

随后可将式（5.22）导入进行基于微分演化算法的证据理论不确定分析计算，与 5.5 中对金属板的分析方法相同，采用微分演化区间优化算法进行不确定传播，得到系统响应疲劳裂纹扩展寿命 N_f 的累积信任（CBF）分布曲线和累积似然（CPF）分布曲线，另外在图像上绘制了基于概率理论分析得到的疲劳寿命累积分布曲线（CDF）作为参照，如图 5.25 所示。

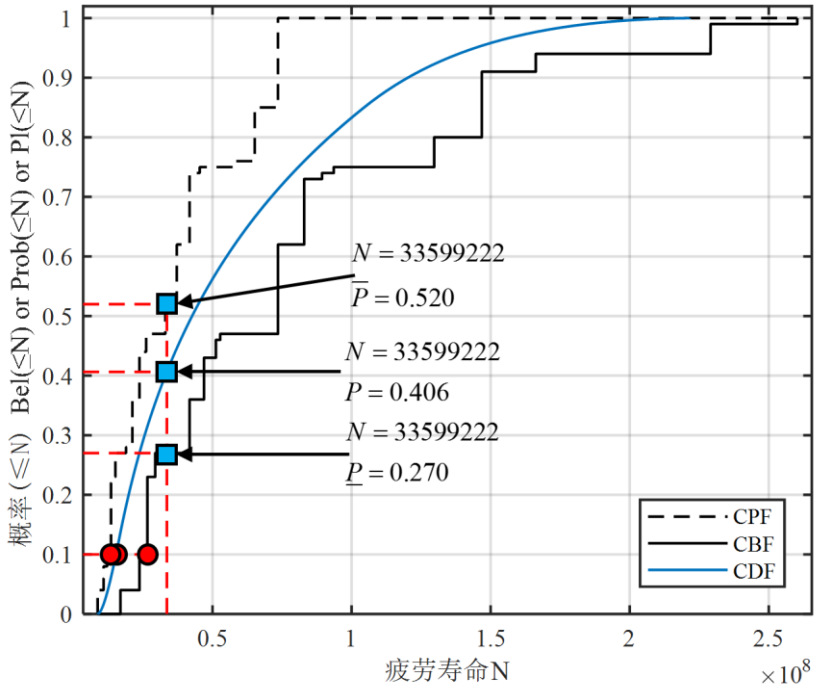


图 5.25 基于 FRANC3D 模拟的证据理论及概率理论预测结果（U 肋与顶板焊缝处外侧）

由图 5.25 可以读取到证据理论给出具有 90%保证率的寿命区间为[13526868,26605143]，远小于 4.4 中 FRANC3D 模拟所得到的寿命 33599222 次。FRANC3D 的模拟结果在证据理论下的概率区间为[0.27,0.52]，与之相对应的概率理论概率为 0.406，较为接近 50%保证率的预测结果。这也与 5.5 中与试验结果进行的比对结论相同。采用证据理论的预测结果更加偏于保守，也与实际情况

更加吻合。

5.7 本章小结

本章研究完成的主要工作有：

（1）本章为了进行正交异性钢桥面板疲劳裂纹扩展的不确定分析，介绍了量化认知不确定性的不确定理论，即证据理论和微分演化区间优化算法。针对不确定性的量化存在着两个难点，即不确定性的表达与传播，本文采用证据理论进行认知不确定性的表达，证据理论可以表示多种类型的不确定数据，尤其对于由于已知信息不完善造成的认知不确定性，在概率理论无法进行描述时，证据理论显示出其很好的优越性和潜力。但由于不确定变量在证据理论下是由数个不连续的区间集合来表示的，不同于概率理论中的平滑连续函数分布，因此本文应用微分演化算法来解决基于证据理论表达的不确定传播问题，将不确定性的传播抽象为在一定区间上寻求系统响应极值问题，从而提升了不确定分析的计算效率。

（2）基于经过交叉验证的 Q345 桥梁钢疲劳裂纹扩展试验的 24 组 Pairs 模型参数拟合结果来建立基于证据理论的不确定表达，考虑到 lg$C$ 和 m 两个参数之间的线相关性，使用 lg$C$ 的线性拟合残差 ε 来表示 lg$C$ 的不确定性，建立了 m 和 ε 的信任架构与不确定表达。

（3）以 Q345 钢标准 CT 试样疲劳裂纹扩展试验为研究对象，在基于规范理论公式和 FRANC3D 模拟两种计算的基础上，采用概率理论与证据理论分别进行疲劳裂纹扩展不确定分析，预测具有 90%保证率的疲劳裂纹扩展寿命，并与试验结果进行对比分析。

（4）归纳提出了基于 FRANC3D 数值模拟与证据理论结合的结构疲劳裂纹扩展不确定分析流程，从而实现了各类实际工程结构的疲劳裂纹扩展不确定分析，并将这个方法应用到了正交异性钢桥面板的关键疲劳节点的疲劳裂纹扩展寿命预测上。

本章得出的主要结论如下：

（1）概率理论计算得到的 CDF 曲线全都落在证据理论所得到的 CBF 曲线和 CPF 曲线内，这说明概率理论的计算结果全都位于在证据理论计算区间内，两种计算方法有着很好的兼容性。但是概率理论给出 90%保证率寿命值大于试验中出现的最小寿命值，而证据理论给出 90%保证率寿命区间下界小于试验中出现的最小寿命值，可知利用证据理论处理不确定问题具有很好的鲁棒性与准确性，得到的结果更加偏于保守，也符合工程应用所需的实际情况。

（2）基于 FRANC3D 模拟结果得到的不确定分析结果相对于规范法的预测

偏大 1.8%，相对于试验最小值偏小 4.3%。可见 FRANC3D 模拟结果输出的不确定预测结果更加接近实际，在模拟仿真参数合理的情况下相较规范法理论公式更加精确。

（3）FRANC3D 能够较为准确地模拟 Q345 钢的疲劳裂纹扩展问题，基于 FRANC3D 的模拟结果进行证据理论方法的钢材疲劳裂纹扩展不确定分析能够给出较为准确的预测结果，符合工程应用的实际情况。

（4）将基于 FRANC3D 数值模拟与证据理论结合的结构疲劳裂纹扩展不确定分析方法应用到了正交异性钢桥面板的疲劳裂纹扩展寿命不确定分析中，并得到了具有 90%保证率的疲劳裂纹扩展寿命预测区间。结果显示证据理论不确定分析方法给出的区间远小于 FRANC3D 数值模拟得到的结果，能够得到更加的保守的结果，FRANC3D 的模拟结果大致位于预测结果的 50%保证率区间内，与 Q345 钢的疲劳裂纹扩展试验与模拟不确定分析的比对结果类似，证明了该预测方法的准确性。

第 6 章 结论与展望

6.1 结论

正交异性钢桥面板是中大跨钢结构桥梁的重要组成构件，在桥梁的运营中，正交异性钢桥面板会直接承受车辆轮载作用，再加上其构造复杂，存在着大量的焊接连接部位，因此面临着严重的疲劳问题，而现有的疲劳试验均表明疲劳裂纹的扩展问题存在着极大地不确定性。因此对正交异性钢桥面板进行疲劳裂纹扩展的数值模拟与不确定分析对于提高钢结构桥梁桥面板的安全性具有重要的参考价值和意义。

本文详细介绍了基于 FRANC3D 对正交异性钢桥面板疲劳裂纹扩展的数值模拟方法与结果，并在此基础上基于证据理论的不确定分析方法进行了裂纹扩展疲劳寿命的不确定分析。主要成果与结论如下：

（1）根据正交异性钢桥面板的结构受力特点及疲劳特性分别建立了横隔板弧形开口处与 U 肋和顶板焊缝处两个位置的有限元节段模型，通过静力分析得到横隔板弧形开口处的上下两个圆弧位置以及节段跨中的 U 肋和顶板焊缝处内外侧为疲劳热点位置，并获得了疲劳热点附近的应力分布情况。

（2）对正交异性钢桥面板两个关键节点初始裂纹的应力强度因子分析可以得出，应力强度因子 K_{I} 在的疲劳裂纹扩展中占据主导地位；初始裂纹的应力强度因子 K_{I} 在应力越大的位置时越大；初始裂纹的应力强度因子 K_{I} 与荷载大小近似呈线性关系； K_{I} 会随着初始裂纹半径的增大而增大，但与裂纹形状的变化关系不太明确；残余应力能对裂纹提供额外的张开力，因此残余应力影响区的裂纹前缘应力强度因子会更大，另外在几何形态突变更加明显的位置应力强度因子也会更大；在有多裂纹同时存在的情况下，多裂纹的存在相较单裂纹会降低区域内单个裂纹的应力强度因子大小，但是原有的应力强度因子大小与裂纹初始位置、大小等的规律关系不受到影响。

（3）对正交异性钢桥面板两个关键节点疲劳裂纹扩展寿命预测分析可以得出，在诸多影响疲劳裂纹扩展寿命的因素当中，所受荷载的大小和初始裂纹位置的作用最为明显，其中也包括能够引起裂纹所受荷载应力幅变化的残余应力，残余应力的存在对疲劳裂纹扩展寿命的影响也很明显。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，也没有较固定的规律可循，需要具体算例具体分析。

（4）对正交异性钢桥面板两个关键节点在不同的车辆荷载谱与等效恒幅荷载下的疲劳寿命进行分析可以发现，荷载的选取对疲劳裂纹的扩展寿命有着很大的影响，因此选取合适的车辆荷载谱或是等效恒幅荷载对于准确预测疲劳裂纹的扩展寿命是十分重要的。

（5）在本文所进行模拟的正交异性钢桥面板的几个主要关键节点中，横隔板弧形开口处上端弧形位置（C4 点）由于受到残余拉应力的影响是疲劳裂纹扩展速率最快的位置，是本文所模拟的正交异性钢桥面板关键节点中最危险的疲劳位置。U 肋与顶板焊缝处的裂纹中内侧疲劳裂纹相较外侧有着更稳定的扩展速率以及更短的疲劳裂纹扩展寿命，尽管此处的疲劳裂纹扩展速率不如横隔板弧形开口处，当 U 肋与顶板焊缝的裂纹扩展向上至 10mm 后已接近贯穿上顶板，此时变薄了的顶板极易受到剪切破坏，因此 U 肋与顶板焊缝处的裂纹也很需要引起重视与预防。

（6）考虑正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展分析过程中的认知不确定性，采用证据理论进行材料 Paris 模型参数不确定表达。基于实验数据和数值模拟相结合建立了正交异性钢桥面板关键节点疲劳裂纹扩展寿命预测不确定分析方法，该方法的合理性通过一 Q345 钢金属板标准 CT 试件的疲劳裂纹扩展试验结果得到了验证，由该方法对该试验试件进行的不确定分析结果与试验结果吻合极佳，相较概率法以及基于规范法计算分析的结果具有更高准确性，符合工程应用所需。

（7）将该方法应用于正交异性钢桥面板关键节点的疲劳寿命预测的不确定分析中，得到了正交异性钢桥面板关键节点（横隔板弧形开口处，U 肋与顶板焊缝处）疲劳裂纹扩展寿命的预测区间结果。结果显示证据理论不确定分析方法给出的区间远小于 FRANC3D 数值模拟得到的结果，能够得到更加的保守的结果，FRANC3D 的模拟结果大致位于预测的 50%保证率区间内，进一步确定了该预测方法的准确性。

6.2 展望

本文主要针对典型正交异性钢桥面板进行了疲劳裂纹扩展的数值模拟与不确定性分析。但事实上，结构的疲劳裂纹扩展与不确定研究是一个极为复杂深奥的问题，由于个人研究水平、时间、人力、物力等诸多因素的限制，本研究仍存在一定的不足与空白之处，有待进一步深入研究：

（1）本文主要针对国内最为常见的一种正交异性钢桥面板的 U 肋以及横隔板构造参数（西堠门大桥所用参数）进行了研究，具有一定的代表性，但是正交

异性钢桥面板的构造参数多样，近年来也有各种优化后的新型正交异性钢桥面板被提出，这些都需要进行相关的研究。

（2）本文主要针对正交异性钢桥面板的关键节点进行了数值模拟与不确定分析，未来还需要进行试验的验证并基于试验结果进一步改进不确定的分析预测方法。

（3）本文考虑了并分析了实测残余应力对于裂纹扩展的影响，但是随着裂纹长度的扩展残余应力会发生变化或是消散，由此导致应力比的实时变化对裂纹扩展与疲劳寿命的影响还有待进一步的精确分析。

（4）本文仅是基于断裂力学对正交异性钢桥面板的宏观疲劳裂纹扩展进行了研究，结合损伤力学从微裂纹萌生阶段进行疲劳裂纹萌生到扩展的全寿命研究应当是未来的研究方向。

（5）在疲劳裂纹扩展过程中还存在着许多的不确定性，本文只考虑了模型参数的认知不确定性，对其他不确定性的影响以及更多重不确定性同时存在的分析还有待于进一步研究。

致谢

时光荏苒，三年硕士生活已接近尾声，回眸往昔，感慨良多。很幸运能够来到同济大学，她所给予我的不仅仅是学识，更重要的是严谨求实、团结创新的作风和同舟共济、自强不息的精神。在三年的学习生活中，有过苦难，有过彷徨，但更多的是无私的关怀和帮助，让我终生难忘。在此，衷心感谢在攻读硕士期间给予我帮助的老师和同学。

首先要衷心感谢我的导师唐和生老师，唐老师学术上认真严谨的态度深深的影响着我，使我在学习研究中能够严格要求自己。唐老师具有很强的人格魅力，工作之外的他和蔼谦逊，年轻有为，博闻强识，运动一流，不仅以老师的身份传道受业解惑，更以前辈的身份教会我生活中的道理，指明我人生的方向。本文能得以完成，从选题到研究方法的选择到最后论文的修改定稿，无一不是倾注了唐老师的心血。在此，对您耐心的指导和无私的帮助表示由衷感谢。

此外，要感谢薛松涛老师，薛老师名扬中外却平易近人，谈笑风生又不断传播乐观积极的人生态度，无微不至的关怀着教研室的每一位同学，在我研究生在读期间给予了我两次前往日本东北大学参与国际论坛与考察的机会。还要感谢谢丽宇老师，谢老师在教研室日常活动与科研上给予了我们很大的支持。在此，对教研室三位位老师均表示由衷的感谢与崇高的敬意。

感谢我的父母及家人，亲情永远是我精神的支柱与最坚强的后盾，希望你们身体健康、开心幸福。在此向你们表达最深沉的谢意！

感谢我的同门直博生郭雪媛在论文的证据理论与不确定分析部分给予了我极大的指导与帮助。

感谢已经毕业的李大伟、陈杉杉、凌塑奇、张昕宇、杨桂权、李林、余必龙、蒋灿、梅加河、王兵、赵金海师兄以及黄志云师姐，还有杨鹏超、宋琛琛师兄、仝运佳师姐，感谢他们在科研上给予我的关心与鼓励。感谢我的同门直博生班鑫磊以及硕士生徐康乾、张睿、陈依珂等，还有师弟赵涛涛、王云骞、陈子旸、管帅、陈豪、易卓然、康建飞、濮钰，师妹曾璟琳、吴雅琴、冉凌霄、薛智奇，与你们相处的时光令人难忘，感谢你们为教研室带来了活泼快乐的氛围。

感谢所有曾经帮助、关心和包容过我的人，愿你们幸福安康、心想事成。

陈　实

2019 年 6 月

参考文献

[1] Griffith A A. VI. The phenomena of rupture and flow in solids[J]. Philosophical transactions of the royal society A. 1921, 221(582-593): 163-198.

[2] Fischer J W. Fatigue and fracture in steel bridges[M]. New York: Wiley, 1984.

[3] 钱冬生. 科学地对待桥渡和桥梁[M]. 北京: 中国铁道出版社, 2003.

[4] Cuninghame J R. Strengthening fatigue prone details in a steel bridge deck[J]. Fatigue of Welded Constructions. 1987: 127-137.

[5] Wolchuk R. Lessons from weld cracks in orthotropic decks on three European bridges[J]. Journal of Structural Engineering. 1990, 116(1): 75-84.

[6] 金通. 钢桥面板纵肋与横隔板连接处疲劳裂纹扩展过程数值模拟及其加固研究[D]. 西南交通大学, 2018.

[7] 洪延姬，金星，钟群鹏. 恒幅载荷16MnR钢疲劳裂纹扩展统计特性分析[J]. 机械强度. 2002(03): 420-422.

[8] 李红英，张希旺. Q345钢断裂韧性和裂纹扩展速率研究[J]. 热加工工艺. 2007(24): 49-51.

[9] 田越. 500MPa级高性能钢（Q500qE）在铁路钢桥中的应用研究[D]. 中国铁道科学研究院, 2010.

[10] Virkler D A, Hillberry B, Goel P K. The statistical nature of fatigue crack propagation[J]. Journal of Engineering Materials and Technology. 1979, 101(2): 148-153.

[11] Zong L, Shi G, Wang Y. Experimental investigation on fatigue crack behavior of bridge steel Q345qD base metal and butt weld[J]. Materials & Design (1980-2015). 2015, 66(A): 196-208.

[12] 郭恩聪. Q345E钢疲劳裂纹扩展可靠性与过载效应研究[D]. 昆明理工大学, 2013.

[13] 项海帆. 高等桥梁理论[M]. 北京: 人民交通出版社, 2001.

[14] 张先. 正交异性钢桥面板抗疲劳设计研究[D]. 西南交通大学, 2013.

[15] 王一莹. 新型正交异性钢桥面板抗疲劳优化设计[D]. 西南交通大学, 2015.

[16] 黄云. 基于损伤力学的正交异性板疲劳裂纹形成寿命研究[D]. 西南交通大学, 2013.

[17] Oberkampf W, Helton J, Sentz K. Mathematical representation of uncertainty[C]. Seattle, WA: AAIA, 2001.

[18] Helton J C. Uncertainty and sensitivity analysis in the presence of stochastic and subjective uncertainty[J]. Journal of Statistical Computation and Simulation. 1997, 57(1-4): 3-76.

[19] 李浩. 混凝土结构抗震性能的不确定性分析与研究[D]. 湖南大学, 2011.

[20] Muhanna R L, Mullen R L. Uncertainty in Mechanics Problems—Interval‐Based Approach[J]. Journal of Engineering Mechanics. 2001, 127(6): 557-566.

[21] Aughenbaugh J M, Paredis C J J. The Value of Using Imprecise Probabilities in Engineering Design[J]. Journal of Mechanical Design. 2006, 128(4): 969.

[22] Walley P. Statistical reasoning with imprecise probabilities[M]. London: Chapman and Hall, 1991.

[23] Dubois D, Fargier H L N, Prade H. Possibility theory in constraint satisfaction problems: Handling priority, preference and uncertainty[J]. Applied Intelligence. 1996, 6(4): 287-309.

[24] Youn B D, Choi K K, Du L, et al. Integration of possibility-based optimization and robust design for epistemic uncertainty[J]. Journal of mechanical design. 2007, 129(8): 876-882.

[25] Ben-Haim Y. Info-gap theory: Decisions under severe uncertainty[M]. London: Academic Press, 2006.

[26] Bae H, Grandhi R V, Canfield R A. Epistemic uncertainty quantification techniques including evidence theory for large-scale structures[J]. Computers & Structures. 2004, 82(13-14): 1101-1112.

[27] Limbourg P, de Rocquigny E. Uncertainty analysis using evidence theory - confronting level-1 and level-2 approaches with data availability and computational constraints[J]. Reliability Engineering & System Safety. 2010, 95(5): 550-564.

[28] Helton J C, Johnson J D, Oberkampf W L, et al. Representation of analysis results involving aleatory and epistemic uncertainty[J]. International Journal of General Systems. 2010, 39(6): 605-646.

[29] Dempster A P. Upper and lower probability inferences based on a sample from a finite univariate population[J]. Biometrika. 1967, 54(3-4): 515-528.

[30] Shafer G. A mathematical theory of evidence[M]. Princeton, NJ: Princeton university press, 1976.

[31] Agarwal H, Renaud J E, Preston E L, et al. Uncertainty quantification using evidence theory in multidisciplinary design optimization[J]. Reliability Engineering & System Safety. 2004, 85(1-3): 281-294.

[32] Alyanak E, Grandhi R, Bae H. Gradient projection for reliability-based design optimization using evidence theory[J]. Engineering Optimization. 2008, 40(10): 923-935.

[33] Mourelatos Z P, Zhou J. A Design Optimization Method Using Evidence Theory[J]. Journal of Mechanical Design. 2006, 128(4): 901.

[34] Tang H, Li D, Li J, et al. Epistemic uncertainty quantification in metal fatigue crack growth analysis using evidence theory[J]. International Journal of Fatigue. 2017, 99: 163-174.

[35] Salehghaffari S, Rais-Rohani M, Marin E B, et al. A new approach for determination of material constants of internal state variable based plasticity models and their uncertainty quantification[J]. Computational Materials Science. 2012, 55: 237-244.

[36] 唐和生，苏瑜，薛松涛，等. 结构可靠性优化设计的证据理论和微分演化方法[J]. 湖南大学学报(自然科学版). 2014, 41(04): 33-38.

[37] 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.

[38] 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.

[39] Irwin G R. Fracture strength relative to onset and arrest of crack propagation[J]. Proc ASTM. 1958, 58: 640-657.

[40] Paris P, Erdogan F. A critical analysis of crack propagation laws[J]. Journal of basic engineering. 1963, 85(4): 528-533.

[41] 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.

[42] Paris P C, Bucci R J, Wessel E T, et al. Extensive study of low fatigue crack growth rates in

A533 and A508 steels[C]. ASTM International, 1972.

[43] 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.

[44] Lin X B, Smith R A. Finite element modelling of fatigue crack growth of surface cracked plates[J]. Engineering Fracture Mechanics. 1999, 63(5): 503-522.

[45] 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(1-4): 197-206.

[46] Chessa J, Belytschko T. A local space‐time discontinuous finite element method[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. 2006, 195(13-16): 1325-1343.

[47] 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.

[48] 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(02): 207-213.

[49] 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(03): 317-323.

[50] Belytschko T, Lu Y Y, Gu L. Element-free Galerkin methods[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering. 1994, 37(2): 229-256.

[51] Belytschko T, Lu Y Y, Gu L, et al. Element-free galerkin methods for static and dynamic fracture[J]. International Journal of Solids and Structures. 1995, 32(17-18): 2547-2570.

[52] Belytschko T, Krongauz Y, Fleming M, et al. Smoothing and accelerated computations in the element free Galerkin method[J]. Journal of Computational and Applied Mathematics. 1996, 74(1-2): 111-126.

[53] Fleming M, Chu Y A, Moran B, et al. Enriched element-free galerkin methods for crack tip fields[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering. 1997, 40(8): 1483-1504.

[54] 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(03): 344-347.

[55] 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[C]. 中国江西井冈山: 2008.

[56] 杨德全，赵忠生. 边界元理论及应用[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2002.

[57] Gerstle W H, Martha L F, Ingraffea A R. Finite and boundary element modeling of crack propagation in two and three dimensions[J]. Engineering with Computers. 1987, 2(3): 167-183.

[58] Gallego R, Dominguez J. Dynamic crack propagation analysis by moving singular boundary elements[J]. Journal of applied mechanics. 1992, 59(2S): S158-S162.

[59] Doblare M, Espiga F, Gracia L, et al. Study of crack propagation in orthotropic materials by using the boundary element method[J]. Engineering fracture mechanics. 1990, 37(5): 953-967.

[60] 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(04): 366-371.

[61] 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.

[62] 张清华，卜一之，李乔. 正交异性钢桥面板疲劳问题的研究进展[J]. 中国公路学报. 2017, 30(03): 14-30.

[63] 姜苏. 基于断裂力学的正交异性钢桥面板与纵肋焊接细节疲劳寿命评估[D]. 西南交通大学, 2014.

[64] 张高楠. 基于3D断裂力学的正交异性钢桥肋—桥面焊缝的疲劳寿命评估[D]. 天津大学, 2014.

[65] 高科. 基于断裂力学的正交异性钢桥面板疲劳性能研究[D]. 西南交通大学, 2015.

[66] 渠昱，顾安邦，曾勇，等. 正交异性钢桥面板疲劳裂纹试验和数值分析[J]. 桥梁建设. 2017, 47(05): 65-70.

[67] 黄云，张清华，余佳，等. 钢桥面板与纵肋焊缝疲劳评估及裂纹扩展研究[J]. 西南交通大学学报. 2018: 1-9.

[68] Aygül M, Al-Emrani M, Barsoum Z, et al. Investigation of distortion-induced fatigue cracked welded details using 3D crack propagation analysis[J]. International Journal of Fatigue. 2014, 64: 54-66.

[69] Triamlumlerd W, Lenwari A. Analysis of Fatigue Crack Propagation in Steel I-Beams with Welded Transverse Stiffeners Subjected to In-Plane Loadings[J]. Engineering Journal. 2017, 21(4): 307-324.

[70] Mikulski Z, Lassen T. Fatigue crack initiation and subsequent crack growth in fillet welded steel joints[J]. International Journal of Fatigue. 2019, 120: 303-318.

[71] Mathar R J. Karhunen–Loève basis of Kolmogorov phase screens covering a rectangular stripe[J]. Waves in Random and Complex Media. 2010, 20(1): 23-35.

[72] Xiu D, Karniadakis G E. Modeling uncertainty in flow simulations via generalized polynomial chaos[J]. Journal of Computational Physics. 2003, 187(1): 137-167.

[73] Xiu D, Hesthaven J S. High-Order Collocation Methods for Differential Equations with Random Inputs[J]. SIAM Journal on Scientific Computing. 2005, 27(3): 1118-1139.

[74] Besterfield G H, Liu W K, Lawrence M A, et al. Fatigue crack growth reliability by probabilistic finite elements[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. 1991, 86(3): 297-320.

[75] Liu Y, Mahadevan S. Probabilistic fatigue life prediction using an equivalent initial flaw size distribution[J]. International Journal of Fatigue. 2009, 31(3): 476-487.

[76] Patrick R, Orchard M E, Zhang B, et al. An integrated approach to helicopter planetary gear fault diagnosis and failure prognosis[C]. IEEE, 2007.

[77] Sankararaman S, Ling Y, Shantz C, et al. Uncertainty quantification in fatigue damage prognosis[C]. 2009.

[78] Sarkar S, Gupta S, Rychlik I. Wiener chaos expansions for estimating rain-flow fatigue damage in randomly vibrating structures with uncertain parameters[J]. Probabilistic Engineering Mechanics. 2011, 26(2): 387-398.

[79] Beck A T, Gomes W J D S. Stochastic fracture mechanics using polynomial chaos[J]. Probabilistic Engineering Mechanics. 2013, 34: 26-39.

[80] Blacha Ł, Karolczuk A. Validation of the weakest link approach and the proposed Weibull based probability distribution of failure for fatigue design of steel welded joints[J]. Engineering Failure Analysis. 2016, 67: 46-62.

[81] Riahi H, Bressolette P, Chateauneuf A. Random fatigue crack growth in mixed mode by stochastic collocation method[J]. Engineering Fracture Mechanics. 2010, 77(16): 3292-3309.

[82] Zhao F, Tian Z, Zeng Y. A stochastic collocation approach for efficient integrated gear health prognosis[J]. Mechanical Systems and Signal Processing. 2013, 39(1-2): 372-387.

[83] Worden K, Manson G. Prognosis under Uncertainty – An Idealised Computational Case Study[J]. Shock and Vibration. 2008, 15(3-4): 231-243.

[84] Surace C, Worden K. Extended Analysis of a Damage Prognosis Approach Based on Interval Arithmetic[J]. Strain. 2011, 47(6): 544-554.

[85] Tang H, Li D, Chen W, et al. Uncertainty quantification using evidence theory in concrete fatigue damage prognosis[C]. IEEE, 2016.

[86] Zong L, Shi G, Wang Y. Experimental investigation and numerical simulation on fatigue crack behavior of bridge steel WNQ570 base metal and butt weld[J]. Construction and Building Materials. 2015, 77: 419-429.

[87] 廖小伟，王元清，石永久，等. 低温环境下桥梁钢Q345qD疲劳裂纹扩展行为研究[J]. 工程力学. 2018, 35(10): 85-91.

[88] 宗亮. 基于断裂力学的钢桥疲劳裂纹扩展与寿命评估方法研究[D]. 清华大学, 2015.

[89] Schijve J. Fatigue of structures and materials in the 20th century and the state of the art[J]. International Journal of Fatigue. 2003, 25(8): 679-702.

[90] 程靳，赵树山. 断裂力学[M]. 北京: 科学出版社, 2006.

[91] 李庆芬. 断裂力学以及工程应用[M]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学出版社, 2007.

[92] Erdogan F, Bakioglu M. Crack opening stretch in a plate of finite width[J]. International Journal of Fracture. 1975, 11(6): 1031-1039.

[93] 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.

[94] 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.

[95] Sih G C. Mechanics and physics of energy density theory[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics. 1985, 4(3): 157-173.

[96] Sih G C. Some basic problems in fracture mechanics and new concepts[J]. Engineering fracture mechanics. 1973, 5(2): 365-377.

[97] 郦正能，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.

[98] Walker K. The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminum[M]. Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life, West Conshohocken, PA:ASTM International, 1970, 1-14.

[99] Zheng X, Hirt M A. Fatigue crack propagation in steels[J]. Engineering Fracture Mechanics. 1983, 18(5): 965-973.

[100] 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.

[101] Miner M A. Cumulative damage in fatigue[J]. Journal of Applied Mechanics. 1945, 12(3): A159-A164.

[102] Moreira P M G P, de Matos P F P, de Castro P M S T. Fatigue striation spacing and equivalent initial flaw size in Al 2024-T3 riveted specimens[J]. Theoretical and Applied

Fracture Mechanics. 2005, 43(1): 89-99.
[103] 赵欣欣，刘晓光，张玉玲. 西堠门大桥正交异性钢桥面板静载和徐行试验研究[J]. 中国铁道科学. 2010, 31(04): 40-45.
[104] 赵欣欣. 正交异性钢桥面板疲劳设计参数和构造细节研究[D]. 中国铁道科学研究院, 2011.
[105] Carter B J, Wawrzynek P A, Ingraffea A R. Automated 3-D crack growth simulation[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering. 2000, 47(1-3): 229-253.
[106] Wawrzynek P A, Carter B J, Ingraffea A R. Advances in Simulation of Arbitrary 3D Crack Growth using FRANC3Dv5[J]. Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea. 2010, 23(6): 607-614.
[107] Agerskov H, Nielsen J A. Fatigue in Steel Highway Bridges under Random Loading[J]. Journal of Structural Engineering. 1999, 125(2): 152-162.
[108] Moses F, Schilling C G, Raju K S. Fatigue evaluation procedures for steel bridges[M]. Washington, DC: Transportation Research Board, 1987.
[109] Keating P B, Fisher J W. Evaluation of fatigue tests and design criteria on welded details[M]. Washington, DC: Transportation Research Board, 1986.
[110] 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.
[111] 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(08): 112-114.
[112] 贾学明，王启智. 三维断裂分析软件FRANC3D[J]. 计算力学学报. 2004(06): 764-768.
[113] 艾书民，于明，成晓鸣，等. 基于Franc3D软件的三维裂纹扩展分析与应用[J]. 机械强度. 2018, 40(01): 251-254.
[114] Xiao X, Yan X. A new numerical analysis for a semi-circular surface crack[J]. Engineering Fracture Mechanics. 2007, 74(16): 2639-2641.
[115] 周思廷. 全熔透U肋加劲正交异性钢桥面板焊接残余应力研究[D]. 西南交通大学, 2018.
[116] 顾颖. U肋加劲钢桥面板焊接残余应力与变形研究[D]. 西南交通大学, 2016.
[117] 张玉玲. 大型铁路焊接钢桥疲劳断裂性能与安全设计[D]. 清华大学, 2005.
[118] 黄炎. 货运繁重公路车辆荷载谱及正交异性钢桥面板疲劳研究[D]. 湖南大学, 2017.
[119] 杨风暴，王肖霞. D-S证据理论的冲突证据合成方法[M]. 北京: 国防工业出版社, 2010.
[120] Salehghaffari S, Rais-Rohani M. Epistemic uncertainty modeling of Johnson-Cook plasticity model using evidence theory[Z]. Fort Worth, TX: 20109277.
[121] Eldred M S, Swiler L P, Tang G. Mixed aleatory-epistemic uncertainty quantification with stochastic expansions and optimization-based interval estimation[J]. Reliability Engineering & System Safety. 2011, 96(9): 1092-1113.
[122] 唐和生，邓立新，胡长远，等. 基于证据理论和微分演化的结构不确定分析[J]. 同济大学学报(自然科学版). 2014, 42(03): 325-330.
[123] Storn R, Price K. Differential evolution - A simple and efficient heuristic for global optimization over continuous spaces[J]. Journal of Global Optimization. 1997, 11(4): 341-359.
[124] 唐和生，王兆亮，薛松涛. 微分演化算法在桁架形状优化中的应用[J]. 土木建筑与环境工程. 2010, 32(01): 42-50.

[125] 周兆麟，李毓芝. 数理统计[M]. 北京：中国统计出版社, 1985.

[126] Kotulski Z A. On efficiency of identification of a stochastic crack propagation model based on Virkler experimental data[J]. Archives of Mechanics. 1998, 50(5): 829-847.

[127] Cortie M B. The irrepressible relationship between the Paris law parameters[J]. Engineering Fracture Mechanics. 1991, 40(3): 681-682.

[128] Iacoviello F. Analysis of stress ratio effects on fatigue propagation in a sintered duplex steel by experimentation and artificial neural network approaches[J]. International Journal of Fatigue. 2004, 26(8): 819-828.

[129] Li Y, Wang H, Gong D. The interrelation of the parameters in the Paris equation of fatigue crack growth[J]. Engineering Fracture Mechanics. 2012, 96: 500-509.

[130] Sandberg D, Mansour R, Olsson M. Fatigue probability assessment including aleatory and epistemic uncertainty with application to gas turbine compressor blades[J]. International Journal of Fatigue. 2017, 95: 132-142.

个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果

个人简历：

陈实，男，1993 年 9 月生。

2016 年 6 月毕业于同济大学土木工程学院，获学士学位。

2016 年 9 月入同济大学土木工程学院攻读硕士学位。

已发表论文：

[1] Tang H, Chen S, Xue S. Numerical Simulation of Fatigue Crack Propagation in Steel Bridge with Welded Stiffeners Subjected to Out-of-plane Loadings[C]. Shenzhen: Atlantis Press, 2019.