

电 子 科 技 大 学
UNIVERSITY OF ELECTRONIC SCIENCE AND TECHNOLOGY OF CHINA

博士学位论文

DOCTORAL DISSERTATION



论文题目 复杂应力状态下焊接接头的疲劳寿命预测
方法研究

学 科 专 业 机械工程

学 号 201211080106

作 者 姓 名 高会英

指 导 教 师 刘 宇 教授

分类号 _____ 密级 _____

UDC ^{注1} _____

学 位 论 文

复杂应力状态下焊接接头的疲劳寿命预测

方法研究

(题名和副题名)

高会英

(作者姓名)

指导教师 刘 宇 教授

电子科技大学 成 都

(姓名、职称、单位名称)

申请学位级别 博士 学科专业 机械工程

提交论文日期 2016.03.15 论文答辩日期 2016.05.31

学位授予单位和日期 电子科技大学 2016 年 06 月

答辩委员会主席 _____

评阅人 _____

注 1：注明《国际十进分类法 UDC》的类号。

RESEARCH ON FATIGUE LIFE PREDICTION METHODS OF WELDED JOINTS UNDER COMPLEX STRESS STATES

**A Doctoral Dissertation Submitted to
University of Electronic Science and Technology of China**

Major: **Mechanical Engineering**

Author: **Huiying Gao**

Advisor: **Prof. Yu Liu**

School: **School of Mechatronics Engineering**

独创性声明

本人声明所呈交的学位论文是本人在导师指导下进行的研究工作及取得的研究成果。据我所知，除了文中特别加以标注和致谢的地方外，论文中不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包含为获得电子科技大学或其它教育机构的学位或证书而使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的任何贡献均已在论文中作了明确的说明并表示谢意。

作者签名：_____ 日期：____年__月__日

论文使用授权

本学位论文作者完全了解电子科技大学有关保留、使用学位论文的规定，有权保留并向国家有关部门或机构送交论文的复印件和磁盘，允许论文被查阅和借阅。本人授权电子科技大学可以将学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存、汇编学位论文。

（保密的学位论文在解密后应遵守此规定）

作者签名：_____ 导师签名：_____

日期：____年__月__日

摘 要

为满足大型复杂机械结构的轻量化要求,焊接技术被越来越多地应用到工程实际中。由于大型复杂机械结构的受力状态异常复杂,服役环境愈趋恶劣,导致焊接结构的疲劳问题变得尤为突出。而焊接接头中通常存在的裂纹、气孔、夹杂、未熔合、未焊透等缺陷,使得焊接接头成为整个焊接结构的薄弱环节。针对焊接接头开展疲劳寿命预测研究,以制定安全评估及健康管理决策,实现焊接结构的最大化利用,可以大大降低经济损失和减少人员伤亡。因此,研究复杂应力状态下焊接接头的疲劳寿命预测方法具有重要的理论意义和工程价值。

目前,用于焊接接头疲劳寿命预测的方法主要有两类,一类是基于 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论的方法,另一类是基于断裂力学理论和裂纹扩展率曲线的方法。针对上述两类方法在工程应用中的局限性,以及焊接结构的复杂承载状态,本文开展了焊接接头的疲劳累积损伤和概率疲劳寿命预测方法研究。其主要研究内容包括:

(1) 提出考虑载荷间相互作用效应的改进 Manson-Halford 模型及剩余寿命预测方法

工程中,焊接接头的疲劳寿命预测模型通常忽略了载荷顺序效应和载荷间相互作用效应的影响,导致预测精度常常不能满足工程要求。针对此,由于 Manson-Halford 模型对疲劳累积损伤受外部载荷施加顺序的影响有较好的考虑,本文将载荷间相互作用效应以指数函数形式引入到该模型中,提出改进 Manson-Halford 模型。改进 Manson-Halford 模型可同时考虑不同加载顺序和载荷间相互作用对疲劳累积损伤的影响。通过分析剩余寿命的模型预测值和试验值,改进 Manson-Halford 模型具有较高的预测精度,可应用于工程中复杂应力状态下焊接接头的疲劳寿命预测。

(2) 提出考虑损伤程度和应力状态的改进 Corten-Dolan 模型及剩余寿命预测方法

应用于工程的焊接结构,如列车焊接构架、焊接车体、焊接摇枕等,主要承受低于其疲劳极限的小载荷的作用,疲劳损伤亦主要由小载荷引起并进行累积。Corten-Dolan 模型能考虑小载荷对累积损伤的影响,然而,目前对模型中影响疲劳寿命预测精度的关键参数,即指数 d 的确定方法仍存在争议。针对此问题,考虑到疲劳失效是材料或结构在一定损伤情况下,应力继续作用的结果,本文在 Corten-Dolan 模型的基础上,对指数 d 的确定方法进行研究,并提出能综合考虑某

一时刻的损伤程度和当前应力状态的改进 Corten-Dolan 模型, 该模型满足二元失效判据, 能更好地描述复杂应力状态下疲劳破坏的物理机制。经验证, 当应用改进 Corten-Dolan 模型预测常用焊接材料、焊接接头在二级、多级载荷下的疲劳寿命时, 预测误差均在 50%以内, 且计算过程较为简单, 可用于复杂应力状态下焊接接头的疲劳寿命预测。

(3) 提出基于广义多项式混沌法的 S-N 曲线不确定性分析及概率疲劳寿命预测方法

试验过程中, 由于所采用的试件、条件、操作以及数据读取等存在不确定性, 使得焊接接头常幅载荷下的疲劳寿命存在分散性, 造成 S-N 曲线具有不确定性。因此, 为使焊接接头复杂应力状态下的疲劳寿命预测结果能较好地反映实际情况, 应用对不确定性有较好处理能力的多项式混沌理论, 结合改进 Manson-Halford 模型和改进 Corten-Dolan 模型, 提出了考虑 S-N 曲线不确定性的概率疲劳寿命预测模型。结果表明, 基于广义多项式混沌法的疲劳寿命预测方法能以较高的计算效率得到与 Monte Carlo 方法相接近的预测效果, 这对广义多项式混沌法应用于疲劳寿命预测的合理性进行了验证, 拓展了多项式混沌理论的应用范围, 并对基于 S-N 曲线和累积损伤理论的疲劳寿命预测方法进行了完善。

(4) 提出基于初始裂纹与等效裂纹的概率疲劳寿命预测方法

目前, 当采用断裂力学理论结合裂纹扩展率曲线的方法对焊接接头疲劳寿命进行预测时, 初始裂纹尺寸的确定和随机载荷下寿命预测过程复杂是亟需解决的问题。针对此, 基于当量初始缺陷尺寸、应力强度因子模型以及裂纹萌生与扩展的分界, 提出了考虑应力水平的初始裂纹尺寸的确定方法, 该方法可减少对人为经验的依赖, 同时可节省试验成本和时间。另外, 为降低随机载荷下疲劳寿命计算过程的复杂度, 提出等效裂纹尺寸概念及其计算模型, 并考虑模型不确定性。经验证, 确定初始裂纹尺寸时考虑应力水平的影响是可行的, 等效裂纹尺寸的提出简化了概率疲劳寿命的计算过程, 而模型不确定性的考虑使得该模型更利于材料或结构的安全性和可靠性评估。

关键词: 焊接接头, 疲劳寿命, 广义多项式混沌法, 初始裂纹尺寸, 等效裂纹尺寸

ABSTRACT

For large and complex mechanical structures, welded components are widely used to meet the requirement of lightweight in engineering. Owing to the extremely complex stress states and bad service conditions, the fatigue problems of welded structures are particularly prominent. Besides, there are some welded defects, such as cracks, porosities, inclusions, lack fusion, and lack penetration in welded joints, thus, welded joints are the weakest link of welded structures. Studying on fatigue life prediction of welded joints, making safety assessment and health management decisions and realizing the maximum use of welded structures can reduce economic losses and casualties greatly. So, it owns important theoretical meaning and engineering value to study on fatigue life prediction of welded joints.

At present, two kinds of methods have been mainly used to predict fatigue life, one is based on S-N curve and fatigue damage accumulation theory, and the other is based on the fracture mechanics theory and crack propagation rate. In view of the limitations of these two kinds of methods and the complex loading conditions of welded structures, the methods to predict fatigue cumulative damage and probabilistic fatigue life for welded joints are carried out in this dissertation. The main research content includes the following aspects:

(1) Development of a modified Manson-Halford model and a residual life prediction method considering load interaction effect.

Usually, the fatigue life prediction model of welded joints ignores the load sequence effect and the influence of load interaction so that the accuracy can't meet the demand of engineering. Thus, the dissertation proposes a modified Manson-Halford model, which introduces load interaction effect by the form of index function. Because Manson-Halford model has a good consideration to the effect of external loading sequence for fatigue cumulative damage, the modified model can consider the influence of fatigue damage accumulation caused by different loading sequences and load interactions at the same time. Through the analysis of model predictions and experiment results of residual life, the modified model shows higher prediction accuracy and can be applied to fatigue life prediction of welded joints in engineering.

(2) Development of a modified Corten-Dolan model and a residual life prediction

method considering the damage and stress states.

For some welded structures applied in engineering, such as welded frame, body, swing bolster and so on, mainly suffer from the action of small loads below the fatigue limit, which can also result in fatigue damage accumulation. Corten-Dolan model considers the effect of small loads on damage accumulation, but now, the determination method of the exponent d , a critical parameter that affecting fatigue life prediction accuracy in Corten-Dolan model, is still controversial. For this problem, considering that fatigue failure is often viewed as a result of continuous action of fatigue load under the condition that materials or structures have a certain damage. In this dissertation, a new method to determine the exponent d is investigated, and a modified Corten-Dolan model considering the damage and stress states is proposed, which meets the dual failure criterion, and characterizes the mechanism of fatigue failure better. It is verified that the modified Corten-Dolan can make the prediction error within 50% when it is used to predict fatigue life of welded materials, welded joints under two-level loading and multi-level loading conditions. Meanwhile, the calculation process is relatively simple and could be used to fatigue life prediction of welded joints under complex loading.

(3) Development of a probabilistic fatigue life predication method and S-N curve uncertainty analysis based on generalized Polynomial Chaos theory.

Since the specimens, conditions, operations and data reading exist uncertainty during experimental processes, as a result, the fatigue life of welded joints under constant loading owns dispersibility and brings about uncertainty for S-N curve. Therefore, in order to make the fatigue life predictions of welded joints approximate the actual situation well, this dissertation applies generalized Polynomial Chaos theory which has a good ability to deal with uncertainty, and combines with the modified Manson-Halford model and modified Corten-Dolan model, to present a probabilistic fatigue life prediction model considering the uncertainty of S-N curve. Results show that the fatigue life prediction method based on generalized Polynomial Chaos theory has approximate values compared with Monte Carlo with high computing efficiency, which verifies the rationality of application of Polynomial Chaos theory for fatigue life prediction, and the application range of Polynomial Chaos Theory is expanded, and fatigue life prediction methods based on S-N curve and cumulative damage theory are improved as well.

(4) Development of a probabilistic fatigue life predication method based on initial crack size and equivalent crack size.

At present, when the method based on fracture mechanics theory combining with crack growth rate curve are used to predict the fatigue life of welded joints, the initial crack size is difficult to determine, and the life prediction process under random loading is complicated. Aim at this, a method to determine the initial crack size which considers the influence of stress level is proposed based on equivalent initial flaw size, stress intensity factor model, and the boundary of crack initiation and propagation. It can reduce the dependence on human experience, save test cost and time as well. In addition, the concept of equivalent crack size and its calculation model are proposed to reduce the complexity of the calculation process of fatigue life prediction under random loading, and model uncertainty is melted into the prediction model of probabilistic fatigue life based on equivalent crack size. It is feasible, which has been verified, to take the influence of stress level into account when determining the initial crack size. Meanwhile, the proposal of equivalent crack size simplifies the calculation process of probabilistic fatigue life, and the consideration of model uncertainty is more conducive to assess the safety and reliability of the materials or structures.

Key words: welded joints, fatigue life, generalized Polynomial Chaos, initial crack size , equivalent crack size

目 录

第一章 绪 论	1
1.1 研究背景及意义	1
1.2 疲劳机制与抗疲劳设计方法	2
1.3 疲劳寿命预测方法	4
1.3.1 确定性疲劳寿命预测方法	4
1.3.2 概率疲劳寿命预测方法	9
1.4 常用焊接接头疲劳寿命预测方法	12
1.4.1 基于 S-N 曲线的疲劳寿命预测方法	12
1.4.2 基于断裂力学理论的疲劳寿命预测方法	13
1.4.3 存在的问题	14
1.5 论文的主要研究工作	15
第二章 考虑载荷间相互作用的疲劳寿命预测	18
2.1 引言	18
2.2 疲劳累积损伤理论	18
2.2.1 线性累积损伤理论	18
2.2.2 非线性累积损伤理论	19
2.3 Manson-Halford 模型的缺陷及其改进形式	26
2.3.1 Manson-Halford 模型的缺陷	26
2.3.2 考虑载荷间相互作用的改进 Manson-Halford 模型	28
2.4 改进 Manson-Halford 模型的试验验证	30
2.4.1 二级载荷下常用焊接材料的疲劳寿命预测	30
2.4.2 二级载荷下铝合金焊接接头的疲劳寿命预测	32
2.4.3 多级载荷下的疲劳寿命预测	33
2.5 本章小结	35
第三章 考虑损伤程度和应力状态的疲劳寿命预测	36
3.1 引言	36
3.2 Corten-Dolan 模型	36
3.3 考虑损伤程度和应力状态的改进 Corten-Dolan 模型	39
3.4 改进 Corten-Dolan 模型的试验验证	41
3.4.1 二级载荷下常用焊接材料的疲劳寿命预测	42

3.4.2 多级载荷下焊接接头的疲劳寿命预测	47
3.4.3 209 型转向架焊接构架的疲劳寿命预测	50
3.5 本章小结	52
第四章 基于广义多项式混沌法的概率疲劳寿命预测	54
4.1 引言	54
4.2 焊接接头 S-N 曲线的不确定性	55
4.3 基于广义多项式混沌法的概率疲劳寿命预测	56
4.3.1 广义多项式混沌法	56
4.3.2 S-N 曲线的不确定性分析及概率疲劳寿命预测	60
4.3.3 基于多项式混沌展开的随机响应面法	62
4.4 算例分析	63
4.4.1 二级载荷下焊接接头的概率疲劳寿命预测	64
4.4.2 多级载荷下焊接接头的概率疲劳寿命预测	71
4.5 本章小结	76
第五章 基于初始裂纹和等效裂纹的概率疲劳寿命预测	77
5.1 引言	77
5.2 确定初始裂纹尺寸时考虑应力水平的疲劳寿命预测方法	77
5.2.1 裂纹萌生寿命预测	78
5.2.2 裂纹扩展寿命预测	80
5.2.3 考虑应力水平的初始裂纹尺寸确定方法	82
5.2.4 确定初始裂纹尺寸时考虑应力水平的疲劳寿命预测流程	84
5.3 随机载荷下基于等效裂纹尺寸的概率疲劳寿命预测	85
5.3.1 等效裂纹尺寸及计算模型	85
5.3.2 考虑模型不确定性的概率疲劳寿命预测	87
5.4 算例分析	88
5.4.1 常幅载荷下焊接接头的疲劳寿命预测	88
5.4.2 随机载荷下焊接接头的概率疲劳寿命预测	94
5.5 本章小结	98
第六章 结论与展望	99
6.1 本文主要研究结论	99
6.2 论文后续工作	101
致 谢	102
参考文献	103

在学期间参与的项目研究	119
在学期间发表和录用的学术论文	120

图目录

图 1-1 疲劳的不同阶段及相关参数.....	2
图 1-2 循环滑移导致裂纹形核示意图.....	3
图 1-3 损伤容限设计概念.....	7
图 1-4 论文总体框架.....	17
图 2-1 二级载荷作用下的累积损伤.....	24
图 2-2 标准 45 号钢剩余寿命试验值与 Manson-Halford 模型预测值对比.....	28
图 2-3 标准 16Mn 钢剩余寿命试验值与 Manson-Halford 模型预测值对比.....	28
图 2-4 三种模型剩余寿命预测值与试验值对比（标准 45 号钢）.....	31
图 2-5 三种模型剩余寿命预测值与试验值对比（标准 16Mn 钢）.....	31
图 3-1 二级载荷下基于 Corten-Dolan 模型的损伤与寿命关系曲线.....	38
图 3-2 低-高加载模式下三种模型疲劳寿命预测值对比.....	45
图 3-3 三种模型疲劳寿命预测值与试验值对比（标准 45 号钢）.....	46
图 3-4 三种模型疲劳寿命预测值与试验值对比（标准 16Mn 钢）.....	47
图 3-5 多级载荷下焊接接头疲劳寿命预测结果对比图.....	50
图 4-1 基于广义多项式混沌法的概率疲劳寿命预测模型构建流程图.....	62
图 4-2 随机响应面法的实施过程.....	64
图 4-3 Monte Carlo 仿真与二阶多项式混沌展开的疲劳寿命预测值对比.....	66
图 4-4 Monte Carlo 仿真与三阶多项式混沌展开的疲劳寿命预测值对比.....	67
图 4-5 二阶、三阶多项式混沌展开的对接接头疲劳寿命预测值对比.....	68
图 4-6 对接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 M-H 模型，模式 1）.....	69
图 4-7 对接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 C-D 模型，模式 1）.....	70
图 4-8 角接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 M-H 模型，模式 4）.....	70
图 4-9 角接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 C-D 模型，模式 4）.....	71
图 4-10 45 号钢焊接接头多级变幅加载示意图.....	72
图 4-11 45 号钢焊接接头 S-N 曲线参数 C 的统计分布结果.....	73
图 4-12 45 号钢焊接接头 S-N 曲线参数 m 的统计分布结果.....	74
图 4-13 45 号钢焊接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 M-H 模型）.....	74
图 4-14 45 号钢焊接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 C-D 模型）.....	75
图 5-1 确定初始裂纹尺寸时考虑应力水平的疲劳寿命预测流程.....	84
图 5-2 疲劳试件的尺寸和形状.....	90

图 5-3 $\Delta\sigma=140\text{MPa}$ 下采用不同方法获得 ICS 时的 $a-N_p$ 曲线.....	91
图 5-4 $\Delta\sigma=175\text{MPa}$ 下采用不同方法获得 ICS 时的 $a-N_p$ 曲线.....	92
图 5-5 $\Delta\sigma=180\text{MPa}$ 下采用不同方法获得 ICS 时的 $a-N_p$ 曲线.....	92
图 5-6 $\Delta\sigma=225\text{MPa}$ 下采用不同方法获得 ICS 时的 $a-N_p$ 曲线.....	93
图 5-7 16Mn 低碳合金钢焊接接头疲劳寿命预测值与试验值的对比结果.....	94
图 5-8 等效裂纹尺寸与疲劳载荷的关系及拟合结果.....	95
图 5-9 载荷服从对数正态分布时的概率疲劳寿命预测结果对比.....	96
图 5-10 载荷服从 Weibull 分布时的概率疲劳寿命预测结果对比.....	97
图 5-11 正态分布测试结果.....	97
图 5-12 概率疲劳寿命预测对比结果.....	98

表目录

表 2-1 标准 45 号钢二级载荷加载下疲劳寿命实测值	26
表 2-2 标准 16Mn 钢二级载荷下疲劳寿命实测值	27
表 2-3 动车铝合金对接接头试验数据及两种模型预测值的比较	33
表 2-4 动车铝合金角接接头试验数据及两种模型预测值的比较	33
表 2-5 铝合金材料多级载荷下疲劳试验结果	34
表 3-1 热轧 16Mn 钢二级载荷下疲劳寿命实测值	42
表 3-2 材料在不同加载模式下指数 d 的估算对比结果	43
表 3-3 三种模型的疲劳累积损伤预测结果对比（标准 45 号钢）	43
表 3-4 三种模型的疲劳累积损伤预测结果对比（标准 16Mn 钢）	44
表 3-5 三种模型的疲劳累积损伤预测结果对比（热轧 16Mn 钢）	45
表 3-6 二级载荷下焊接接头试验数据	48
表 3-7 多级载荷下焊接接头试验数据及疲劳寿命估算结果	48
表 3-8 209 型转向架焊接构架载荷谱	51
表 4-1 不同分布类型的随机变量所对应的混沌多项式族	57
表 4-2 一维随机变量各阶 Hermite 多项式	60
表 4-3 二维随机变量各阶 Hermite 多项式	59
表 4-4 Hermite 基函数	63
表 4-5 系统对于标准正态随机变量 ζ_1 和 ζ_2 的采样（ $\chi = 2$ ）	65
表 4-6 45 号钢焊接接头常幅载荷下的疲劳寿命试验数据	72
表 4-7 45 号钢焊接接头多级变幅载荷下的疲劳寿命试验数据	73
表 5-1 16Mn 低碳合金钢焊接接头疲劳寿命试验结果	89
表 5-2 16Mn 低碳合金钢材料属性	89
表 5-3 16Mn 低碳合金钢接头焊接属性	90
表 5-4 16Mn 低碳合金钢焊接接头裂纹萌生寿命预测结果	90

主要符号及缩略语

a	裂纹长度
a'	常数
a_{eqv}	等效裂纹尺寸
a_{f}	临界裂纹尺寸
a_{p0}	初始裂纹尺寸
c	裂纹深度
C 、 m	S-N 曲线的材料参数
C' 、 m'	裂纹扩展率曲线的材料参数
d	Corten-Dolan 模型的指数参数
D	疲劳累积损伤
D_{c}	临界疲劳损伤
E	弹性模量
K	应力强度因子
K_{IC}	断裂韧性
K_{t}	应力集中因子
ΔK	应力强度因子范围
ΔK_{th}	疲劳裂纹扩展阈值
ΔK	应力强度因子范围
n	随机变量的维数
n_{i}	第 <i>i</i> 级应力 σ_{i} 的循环次数
n_{*}	应力循环数
N	随机响应面法的采样点数
N_{E}	疲劳寿命的试验值
N_{f}	疲劳寿命
N_{fi}	第 <i>i</i> 级应力 σ_{i} 作用下的疲劳寿命
N_{fmax}	最大应力作用下的疲劳寿命
N_{i}	裂纹萌生寿命
N_{ME}	考虑模型不确定性的疲劳寿命
N_{MP}	疲劳寿命的模型预测值
N_{p}	裂纹扩展寿命

ME	模型误差
p	损伤核数目
r	损伤系数
R	应力比
s	多项式混沌展开项数
Y	几何修正因子
$\alpha_{i-1,i}$	Manson-Halford 模型的指数参数
β_j	多项式混沌展开系数
χ	多项式混沌展开阶数
ε_f	应变断裂韧性
$\Delta\varepsilon_c$	理论疲劳应变极限
$\Delta\varepsilon$	总应变范围
$\phi_i^h(\zeta_i)$	一维正交多项式基底
γ	材料常数
κ, η	材料参数
σ_a	应力幅
σ_i	第 <i>i</i> 级应力
σ_m	平均应力
$\sigma_{\max}$	最大应力
$\sigma_{\min}$	最小应力
σ_{-1}	疲劳极限
$\Delta\sigma$	应力范围
$\Delta\sigma_{\text{eqv}}$	等效载荷幅
$(\Delta\sigma_{\text{eqv}})_{\text{th}}$	疲劳裂纹萌生阈值
$\Pi[\cdot]$	Wiener-Askey 混沌多项式
$\Gamma_k[\cdot]$	k 次多维 Hermite 多项式
$\xi_1, \xi_2, \xi_3, \dots$	相互独立且服从标准正态分布的变量
$\eta_0, \eta_1, \dots, \eta_N$	随机响应面法的采样点
$\mathbf{x} = x_1, x_2, \dots, x_n$	表征 S-N 曲线不确定性的参数矢量
$\xi = (\xi_1, \xi_2, \dots, \xi_n)$	标准正态随机变量矢量
$\zeta = (\zeta_1, \zeta_2, \dots, \zeta_n)$	标准随机变量矢量
$\frac{da}{dN}$	裂纹扩展速率

M-H 模型	Manson-Halford 模型
C-D 模型	Corten-Dolan 模型
CDF	累积分布函数 (Cumulative Distribution Function)
gPC	广义多项式混沌 (Generalized Polynomial Chaos)
LEFM	线弹性断裂力学 (Linear Elastic Fracture Mechanics)
EPFM	弹塑性断裂力学 (Elastic-Plastic Fracture Mechanics)
ICS	初始裂纹尺寸 (Initial Crack Size)
EIFS	当量初始缺陷尺寸 (Equivalent Initial Flaw Size)

第一章 绪 论

1.1 研究背景及意义

随着科学技术的不断发展和国民经济的快速增长，工程中大型复杂机械结构的服役环境愈趋恶劣，所承受载荷也越来越复杂化。以高速列车为例，现今对高速化要求越来越迫切，运营速度往往超过 300km/h，同时列车在服役过程中需要完成启动、加速、制动、停车等系列任务，使得列车各关键部件的工作环境和承载工况恶劣而复杂。因而，工程中大型复杂机械结构常因磨损、腐蚀、疲劳断裂等造成失效破坏，其中以疲劳问题尤为突出。历史上不少极其惨痛、代价十分昂贵的事故，均由疲劳破坏造成。例如 1998 年德国“埃舍德”高铁事故，起因是列车第二节车厢的弹性车轮因疲劳出现裂纹，导致车辆脱轨，这场事故造成了 101 人死亡；2004 年，我国 10915 次列车，由于疲劳使车轴产生裂纹，运行过程中裂纹逐步发展，致使车轴断裂，最终造成 40-49 位车辆脱轨，其中七辆颠覆，中断上行正线近 16h，下行正线 23h，造成巨大经济损失；1985 年，由于疲劳，致使一架日本客机在飞行过程中坠毁，造成死亡人数高达 520 人的惨重事故；2002 年，台湾客机因金属疲劳，致其飞机直接在空中发生解体，机上人员无人生还；2011 年 4 月 1 日，美国客机迫降就是由金属疲劳所致。可见，疲劳是工程实际中复杂机械结构的主要失效模式之一。围绕疲劳问题，研究复杂应力状态下的疲劳破坏机理，进行疲劳寿命预测和可靠性分析，为维修策略的制定提供基本的理论支撑和指导，使得机械结构在满足其使用性能要求的同时，通过最低的维修成本达到提升可靠性目的的基础步骤。

国际焊接学会（IIW）给出的焊接定义为：采用加热或加压或两种方法共同使用的途径，将相同或不同材料在微观上达到原子之间进行结合的目的，从而使被焊材料能永久性连接的工艺技术。为降低自重，满足轻量化要求，同时节省资源、简化细节等，工程中的大型复杂机械结构常常采用焊接技术进行加工制造，以列车为例，其转向架构架、摇枕、客货车车体均为焊接结构。焊接接头是焊接结构的基本组成部分，通过焊接接头，可将多个零件进行连接。然而，焊接接头通常含有缺陷，例如未焊透、裂纹、咬边、夹渣等，这种先天缺陷对应力集中异常敏感，通常被视为裂纹源，在疲劳循环载荷下可能发生扩展，而裂纹的持续扩展最终将导致疲劳断裂，故焊接接头通常为焊接结构中的薄弱环节。焊接结构的疲劳破坏往往源于焊接接头的应力集中区，即，焊接结构的疲劳实际上是焊接接头细节部位的疲劳^[1]。近年来由于焊接接头的疲劳问题，而对机械结构的安全使用造成

威胁的情况也发生得较多,以列车事故为例,由于其关键部件焊接接头疲劳失效,而影响列车的安全运行的现象屡屡发生:如 209T 型转向架纵向牵引拉杆座焊接部位、CW-2 系列转向架轴箱弹簧定位座焊接部位、C64 敞车底架横向梁腹板和侧梁连接处以及中梁对接焊缝处、C80B 型运煤敞车枕梁盖板与腹板之间的焊缝处等^[2-5],均在较短时间的服役过程中发生疲劳破坏事件。综上所述,对焊接接头进行疲劳寿命预测和可靠性研究是提高焊接结构的使用性和安全性,减少经济损失的重要基础和关键步骤,具有重要的理论价值和实用意义。

1.2 疲劳机制与抗疲劳设计方法

在循环载荷作用下,材料或结构发生的损伤和破坏现象即为疲劳。材料属性、结构形状、尺寸、表面状态以及服役条件,均会影响结构的疲劳抗力。工程实际中,80%以上的失效破坏由疲劳引起^[1]。自 19 世纪出现多起严重的疲劳破坏事件起,工业界和学术界开始了对材料的疲劳问题的研究和探讨,包括应用于车辆、飞机、海上作业、桥梁等方面的机械结构,都涌现出大量的成果和记录。疲劳失效过程较复杂,但总体而言,疲劳断裂主要分为三个阶段:裂纹萌生、稳定扩展以及失稳断裂(即瞬时断裂破坏),如图 1-1 所示^[6]。

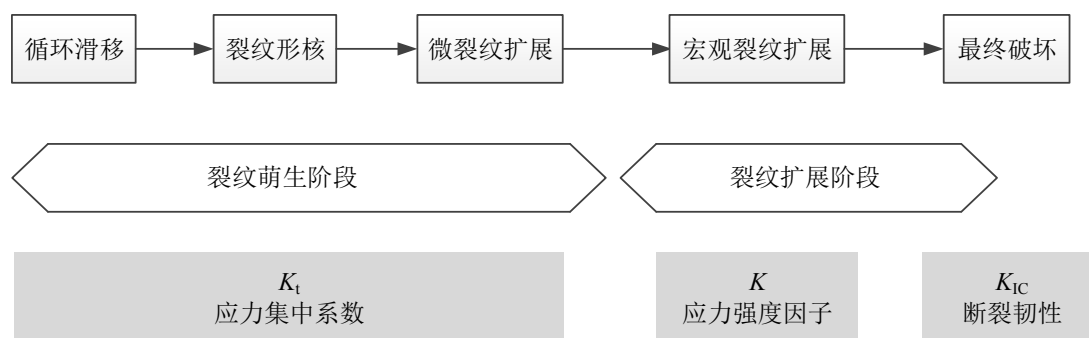
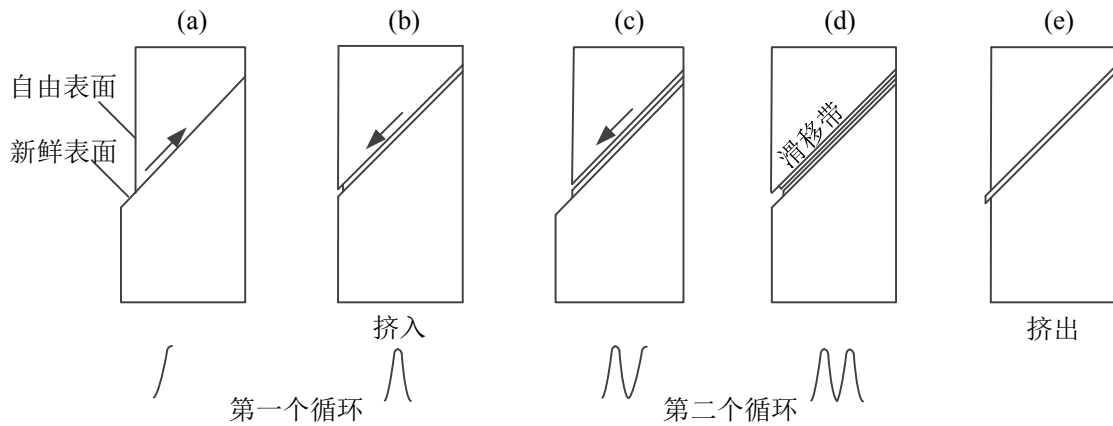


图 1-1 疲劳的不同阶段及相关参数^[6]

在循环载荷的作用下,疲劳裂纹萌生于裂纹核。据微观研究显示,滑移带中不可见微裂纹通常会形成疲劳裂纹核,尤其在施加高于材料疲劳极限的疲劳载荷情形下,立即会形成微裂纹的形核。由于材料表面的另一侧接触外部环境,因此,相较于亚表面,其循环滑移的约束更少,进而有利于裂纹萌生,即使在较低应力水平下也会出现萌生现象,疲劳裂纹形核过程如图 1-2 所示^[6]。微裂纹成核后会缓慢且不规律地扩展,当离开形核点的位置出现微裂纹并以规律地扩展之后,便进入疲劳断裂的第二阶段。

图 1-2 循环滑移导致裂纹形核示意图^[6]

研究表明，裂纹首先沿着与外部载荷方向呈 45° 的滑移面扩展，当扩展到一定深度（几个晶粒或几十个晶粒）后，裂纹逐渐向与外部载荷相垂直的方向扩展。在循环载荷作用下，裂纹扩展的具体过程为：裂纹在每一循环开始时是闭合的，此时应力为零，当拉伸应力逐步增大时，裂纹也随之张开，同时裂纹尖端产生滑移，滑移方向与最大切应力方向一致；当拉伸应力达到最大时，裂纹进一步张开，同时塑性变形增大，出现裂纹尖端的钝化现象，此时应力集中减小，裂纹不再扩展；在卸载过程中，拉伸应力逐渐减小，裂纹随之闭合，当应力完全转变为压缩应力时，裂纹又处于闭合状态，裂纹尖端也随之锐化，在之后的循环加载、卸载中重复以上过程。由此可见，每次加载，都会使裂纹向前扩展，直至最终断裂。

失稳断裂是疲劳破坏的第三个阶段，通常在一瞬间内完成，亦为疲劳损伤不断累积的结果。材料或结构的剩余面积随着裂纹的扩展逐步减小，当达到临界状态时，在疲劳循环载荷的进一步作用下，裂纹则会快速失稳扩展最终造成断裂破坏。

通过抗疲劳设计，可在机械结构未制造之前，采用计算方法初步估计结构的疲劳强度和寿命^[7]。随着对疲劳问题的重视度越来越高，抗疲劳设计逐渐被广泛地应用于解决工程问题，以促使结构的安全使用率最大化，同时能减少由于疲劳失效带来的损失。目前，常用的抗疲劳设计方法主要有五类，分别是名义应力设计法、局部应力应变设计法、损伤容限设计法、概率疲劳设计（也称为疲劳可靠性设计）以及耐久性设计法。其中，名义应力法又被称为常规疲劳设计或影响系数法，是将名义应力视为基本设计参数的方法，按照设计时使用 S-N 曲线区段的不同，分为无限寿命设计法（使用水平区段）和有限寿命设计法（使用倾斜区段）；局部应力应变法假设疲劳寿命取决于最大局部应力应变，并认为对于应变集中处

的最大局部应力应变相同的不同结构，其疲劳寿命是相同的。损伤容限设计法以断裂力学理论为基础，接受结构内可能存在的初始裂纹，并对剩余寿命进行估算，确保结构在服役期内不会因裂纹扩展导致失效破坏，保障含有缺陷的结构在服役期内的使用安全性。概率疲劳设计考虑了材料性能、工作应力、疲劳寿命及试验数据等的分散性，通常与概率统计方法相结合，目的是使结构的疲劳失效概率不超过一定范围。耐久性设计是使结构在规定的使用寿命期内具有抗劣化作用的设计方法，反映可靠性的时间特性，广泛应用于混凝土结构的设计和评估以及航空飞行器结构的设计制造、强度分析、使用维护等^[8-9]。以上各种抗疲劳设计方法均有一定应用范围，对于目前工程应用来看，主要采用名义应力法处理高周疲劳问题，而低周疲劳问题，常采用局部应力应变法和损伤容限设计法相结合的途径进行解决，另外，通过与可靠性设计技术相结合，则可对疲劳过程中存在的不确定性和分散性的影响进行考虑。

1.3 疲劳寿命预测方法

疲劳寿命预测是为了使材料或结构不失去正常工作的能力，将可靠性中的“规定时间”进行清晰度量的过程^[10]。通常将疲劳寿命视为在疲劳循环载荷下，结构在即将失去正常工作能力，即失效之前所经历的应力或应变循环次数^[7]。机械结构的疲劳寿命预测结果是制定维修决策的基础，亦为效益最大化、保障结构安全使用和减少经济损失的有效途径之一。从 19 世纪起，国内外不同行业、不同领域的专家学者开始致力于疲劳问题的研究，包括理论和试验等方面，至今已涌现出了大量疲劳寿命预测模型和方法。总体而言，疲劳寿命预测方法可分为确定性的和不确定性的两大类，其中，前者是后者的基础。基于此，下面将首先对现有确定性疲劳寿命预测方法进行简要综述。

1.3.1 确定性疲劳寿命预测方法

1.3.1.1 基于应力-寿命曲线（S-N 曲线）的疲劳寿命预测方法

S-N 曲线是基于应力-寿命曲线的疲劳寿命预测方法的基础，目前 S-N 曲线常用 Basquin 公式表示：

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b = \frac{1}{2} E \Delta \varepsilon_e \quad (1-1)$$

式中， $\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2}$ 为应力幅（ $\sigma_{\max}$ 、 $\sigma_{\min}$ 分别表示所施加的载荷序列中的最大应力和最小应力）， σ'_f 为疲劳强度系数， N_f 为疲劳寿命， b 为疲劳强度指数， E 为

弹性模量， $\Delta\epsilon_e$ 为弹性应变范围。

在工程中常用的是上式的幂函数形式，即：

$$\sigma^m N_f = C \quad (1-2)$$

式中， C, m 为与材料相关的参数。

工程中，各种机械结构会以不同的方式产生应力集中，而相应的应力参数不同。因此，根据所采用的基本应力参数的不同，应力-寿命曲线疲劳寿命预测方法可分为名义应力法、热点应力法、缺口应力法以及结构应力法。当通过大量试验得到材料或结构的 S-N 曲线时，即可结合疲劳累积损伤理论进行寿命预测。

1.3.1.2 基于局部应力应变法的疲劳寿命预测方法

局部应力应变法认为疲劳裂纹的萌生和扩展是由局部塑性应变造成，若结构所承受的最大局部应力应变相同，疲劳寿命则是相同的。因此，可用具有相同局部应力应变的光滑试件的应变-寿命曲线或疲劳试验数据，对具有缺陷的结构进行疲劳寿命预测。由于应变是与低周疲劳紧密相关的参数，且可通过测量或计算得到，因而该方法常用于解决低周疲劳问题，同时该方法仅需确定应力集中处的局部应力应变及相关材料参数，不用经过大量的疲劳试验，能节省时间和成本。该方法考虑了载荷次序效应，能对随机加载情况下的疲劳寿命进行预测，因此，该方法的应用领域广泛，包括航空、汽车、铁道、海洋等^[11]。应用该方法进行寿命预测的首要问题是确定应变-寿命关系，即 $\epsilon - N$ 曲线，工程中应用较广泛的 $\epsilon - N$ 曲线是 Manson-Coffin 公式，具体表达式为：

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\epsilon_e}{2} + \frac{\Delta\epsilon_p}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^{c'} \quad (1-3)$$

式中， $\Delta\epsilon$ 和 $\Delta\epsilon_p$ 分别表示总应变范围和塑性应变范围， ϵ'_f 表示疲劳延性系数， c' 表示疲劳延性指数。

针对式(1-3)未考虑平均应力的影响，Morrow^[12]基于等效应力概念对弹性应变部分进行修正，提出了考虑平均应力影响的 Morrow 模型：

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\epsilon_e}{2} + \frac{\Delta\epsilon_p}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E} (2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^{c'} \quad (1-4)$$

式中， σ_m 为平均应力。

同理，Manson 等^[13]认为平均应力会同时影响弹性应变和塑性应变，因此，提出用式(1-5)进行疲劳寿命预测。

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f \left(\frac{\sigma'_f - \sigma_m}{\sigma'_f} \right)^{c'/b} (2N_f)^{c'} \quad (1-5)$$

此外, Smith 等^[14]应用临界平面法, 对 Manson-Coffin 模型进行最大应力修正, 表达式为:

$$\frac{\Delta \varepsilon_{\max}}{2} \sigma_{n,\max} = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{b+c'} \quad (1-6)$$

式中, $\Delta \varepsilon_{\max}$ 为临界面上的正应变范围, $\sigma_{n,\max}$ 为临界面上的最大法向应力。

经过国内外专家学者的不断研究, 至今已提出许多基于局部应力应变法的疲劳寿命预测模型, 如 Dowling^[15]、Arcari^[16-17]等提出了考虑平均应力影响的改进疲劳寿命预测模型; 基于能量方法, Thai 等^[18]提出了考虑薄壁钢板的弹性和非弹性局部屈曲的应力应变模型; 我国的学者也长期致力于研究局部应力应变法, 得到了较多的研究成果, 如早期的聂宏^[19]、赵少汴^[20]、钱桂安^[21], 近期的张显余^[22]、童第华^[23]、邱宝象^[24]、熊伟红^[25]等, 对该类方法在理论方面的扩展或工程方面的应用进行了研究。

1.3.1.3 基于断裂力学理论的疲劳寿命预测方法

安全寿命设计方法从 20 世纪 50 年代开始使用于飞机设计, 其基本思想是: 结构在生产、制造以及装配过程中不会产生任何损伤, 同时结构在使用寿命期内不会产生宏观可测裂纹, 若出现了可检测的宏观裂纹, 即认为结构发生疲劳失效^[26]。然而, 经大量实践表明, 现今的机械结构, 尤其是焊接结构或采用高强度和超高强度合金材料的结构, 仅采用安全寿命设计的方法存在不安全因素, 例如焊接结构, 在焊接过程中不可避免地会存在焊接缺陷, 在投入使用之后, 裂纹较容易在焊接缺陷处萌生并扩展。而损伤容限设计接受结构中存在初始缺陷或其他损伤, 其主要目的是通过分析和试验, 根据结构是否可检, 制定出检修周期或剩余强度要求和裂纹增长限制, 以防结构在使用过程中, 由于初始缺陷在疲劳循环载荷作用下不断扩展而造成疲劳破坏事故^[26]。

图 1-3 为损伤容限设计概念示意图^[26]。图 1-3 中, (1) 为裂纹扩展曲线, 描述裂纹长度与循环次数之间关系, (2) 为剩余强度下限曲线。损伤容限设计的三个关键因素是临界裂纹尺寸 (或剩余强度)、裂纹扩展以及损伤检测, 其内容包括关键部件的确定、材料的选择和结构细节设计的控制。裂纹扩展寿命能否准确地预测是损伤容限设计的关键问题, 因而断裂力学理论是损伤容限设计思想的基础, 对断裂力学理论的研究可推动损伤容限设计方法的发展。

断裂力学理论是 20 世纪初期, 在应用固体力学基础上发展起来的以含裂纹的

材料或结构的力学特性为研究对象，以力学特性为研究内容的一门学科。经典的 Griffith 理论认为，含裂纹的材料或结构在断裂发生时，其应力可表示为^[27]：

$$\sigma_f \propto \sqrt{\frac{2E\gamma'}{a}} \quad (1-7)$$

式中， σ_f 为发生断裂时的应力， γ' 为材料或结构的表面能， a 为裂纹长度。

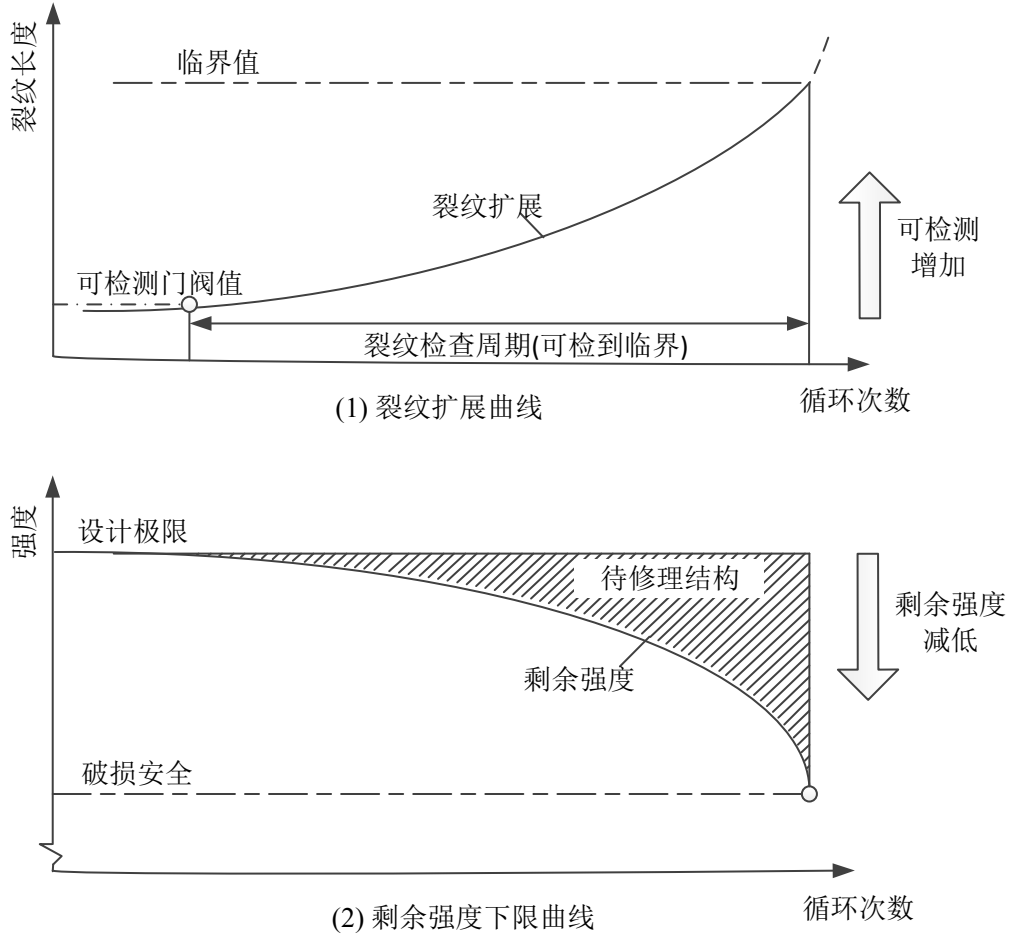


图 1-3 损伤容限设计概念^[26]

随后，Irwin^[28]通过引进能量释放率（或裂纹扩展力），对 Griffith 理论进行了补充，提出裂纹断裂的判据：

$$G = G_c \quad (1-8)$$

式中， G 、 G_c 分别表示能量释放率及其临界值， G_c 与材料相关，可通过试验进行确定。

之后，Irwin 在此基础上提出了应力强度因子概念，并定义新的断裂条件为：

$$K \geq K_{IC} \quad (1-9)$$

式中, K 、 K_{IC} 分别为应力强度因子及断裂韧性。

线弹性断裂力学就是在 Irwin 提出的断裂判据和线弹性力学基础上发展起来的, 主要研究裂纹尖端塑性变形较小时的情况, 当裂纹尖端出现大范围的塑性变形时, 弹塑性断裂力学则比线弹性断裂力学更为适用。弹塑性力学的应力应变参量主要有三种, 即 J 积分、裂纹尖端张开位移 (COD)、裂纹尖端张开角 (COA)。 J 积分可通过试验进行确定, 且物理意义明确, 不过常用于二维问题分析; COD 和 COA 更能反映裂纹尖端场的特性, 但很难对其进行测定。

由于断裂力学具有较强的理论基础, 包括弹性力学、塑性力学、粘弹性力学等, 又能反映含裂纹结构的强度特点, 因此具有很大的发展潜力。

1.3.1.4 基于能量法的疲劳寿命预测方法

早在 20 世纪 20 年代, Inglis^[27]对承受旋转弯曲应力的疲劳试件的总断裂能量进行测量, 得到滞后能与疲劳行为之间的关系, 基于能量法的疲劳寿命预测方法也随之被提出。由于基于能量法的疲劳寿命预测模型具有较强的理论基础, 同时, 具有明确的物理意义, 较多专家和学者致力于对该方法的研究和探讨, 至今已提出和发展了较多经典模型以及改进形式。

Morrow^[12]将塑性应变迟滞回线内的面积定义为塑性应变能密度, 并结合失效准则, 建立疲劳寿命预测模型:

$$\Delta W_p N_f^\alpha = C_1 \quad (1-10)$$

式中, α 、 C_1 均为与材料相关的参数, $\Delta W_p = 4 \frac{1-n'}{1+n'} K' \left(\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} \right)^{1+n'}$ 表示塑性应变能密度, n' 和 K' 分别为循环应变硬化指数和循环应变硬化系数。

总应变能模型是根据影响疲劳寿命的因素中, 除塑性应变外, 弹性应变同样会产生疲劳损伤的观点, 通过用总应变能 ΔW_t 代替塑性应变能 ΔW_p 而提出的, 其形式与式(1-10)相似。为考虑低于疲劳极限的小载荷所造成的疲劳损伤, Golos^[30]对总应变能模型进行了修正, 提出总应变能的另一种估算表达式:

$$\Delta W_t = C_2 N_f^\gamma + \Delta W_{FL} \quad (1-11)$$

式中, C_2 和 γ 为与材料相关的参数, ΔW_{FL} 为低于疲劳极限的载荷作用造成的应变能密度。

为使式(1-11)考虑得更全面, 模型中应体现平均应力效应、多轴加载条件和应力状态效应等因素, 因此, Koh^[31]、Xia^[32]、Park^[33]等给出了修正模型。基于能量法的疲劳寿命预测方法具有较强的物理基础, 且数学逻辑严密, 但缺少试验数据

的证明和支持，目前在工程上的应用还较少。

1.3.1.5 基于熵理论的疲劳寿命预测方法

熵概念的首次提出，要追溯到 19 世纪 50 年代，用以衡量能量在空间中分布的均匀程度，分布越均匀则对应的熵越大。Basaran^[34]指出熵可作为损伤变量，并结合损伤累积模型进行疲劳寿命预测。陈凌等^[35]根据熵守恒定理和能量守恒定理，将疲劳破坏视为不可逆熵在疲劳循环载荷作用下的线性累积过程，从而提出了疲劳寿命预测方法，并应用于低周疲劳累积损伤和剩余寿命预测。Kim 等^[36]提出采用熵概念对载荷交互作用效应进行评估，通过熵指数来描述载荷谱的随机程度，结合等效应力的裂纹严酷度预测疲劳寿命。Naderi 等^[37-39]将熵产生视为疲劳过程中的退化参量，并假定金属在循环载荷下断裂瞬间的热力学熵是与几何形状、载荷和频率都无关的常数，经试验表明，热力学熵产生的测定可用于预测试件承受循环弯曲应力、循环拉伸应力和循环拉伸-压缩应力下的疲劳寿命，并提出变幅载荷下的疲劳累积损伤模型。Amiri 等^[40]进一步证明，对于许多现有的常用模型，如 Miner 法则、Manson-Coffin 模型以及 Paris 法则等，都可引入熵概念，并将熵视为退化指标，进而进行疲劳寿命的预测和评估。

由于熵能描述系统内部能量变化的程度，因此基于熵理论的疲劳寿命预测方法能更好地对疲劳失效机理进行阐述，但其发展历程较短，至今仍处于初始研究阶段，且需要较多试验数据的支持。

1.3.2 概率疲劳寿命预测方法

由于疲劳寿命预测中存在着包括载荷、环境、模型参数、材料属性、结构尺寸等方面的不确定性，单纯采用传统确定性方法对材料或结构的疲劳寿命进行预测不能较好地描述不确定性因素的影响。同时，由于传统确定性疲劳寿命预测方法中的较多参数需要大量疲劳试验才能加以确定，所消耗的时间长、成本高，因此，针对不确定性的概率疲劳寿命预测方法逐渐被重视并应用到工程中，以对疲劳寿命的分布进行分析和预测。

目前，许多专家和学者提出了针对各种不确定性的概率疲劳寿命预测模型，概括起来，其主要理论基础包括概率统计、熵理论、Bayes 理论、模糊理论、粗糙集理论等。

基于概率统计的疲劳寿命预测方法主要是将模型中的相关参数，包括载荷、材料参数、结构尺寸等，进行随机化，通过将其视为服从某一随机分布的变量来描述客观存在的不确定性。该类方法自提出后发展至今，应用较多，涌现出的成

果也多。同时,各参数统计分布的获取需要进行大量试验,可信性较高。该类方法有两种处理方法,一是将常幅载荷下疲劳寿命或损伤随机化,例如 Rao^[41]等考虑到应力范围和材料属性的不确定性,采用概率 S-N 曲线和疲劳累积损伤模型,获取疲劳寿命的分布;Shen 等^[42]考虑了加载过程和材料抗疲劳强度的不确定性,将单个循环作用造成的损伤随机化,通过大量统计分析发现了分布函数与应力幅之间的关系,据此得到疲劳累积损伤的概率密度函数和累积分布函数。Liu 和 Mahadevan^[43]将不同常幅载荷下的疲劳寿命视为随机过程,采用 Karhunen-Loeve (K-L) 展开式描述相应随机过程的变异性,并将其代入所提出的疲劳累积损伤模型,进而得到疲劳寿命分布;Ni 和 Mahadevan^[44]结合概率 Miner 法则和随机应力-应变曲线族,提出多轴变幅加载情况下基于能量的概率疲劳寿命预测方法。另一种处理方式是将寿命预测模型中的各参数,如载荷、材料属性、结构尺寸等进行随机化;如 Liu 和 Mahadevan^[45]基于 Kitagawa-Takahashi 图,提出当量初始缺陷尺寸(EIFS)仅与疲劳极限和应力强度因子门槛值相关,而与加载水平无关,因此通过疲劳极限和应力强度因子的统计特性,得到 EIFS 的分布,进而给出概率疲劳寿命预测方法。Maljaars 等^[46]通过将模型中各参数进行随机化,并考虑各随机变量的相对重要性,对土木工程结构中的焊接接头进行概率疲劳裂纹扩展预测;Luo 等^[47]提出一个裂纹成核于表面缺陷情况下的疲劳寿命预测框架,该方法提供可量化缺陷及其尺寸分布对疲劳寿命变异性的影响,同时考虑了裂纹成核寿命和裂纹扩展阻力的变异性对疲劳全寿命变异性的影响。此外,还有较多国内外学者^[48-63]在此方面做出了研究,并取得一定成果。

熵理论在医药、环境、管理、统计、物理等方面都有广泛应用,而在概率疲劳寿命预测中的应用,主要有最大熵和热力学熵。基于最大熵理论的概率疲劳寿命预测,如 Yi 等^[64]提出可确定疲劳寿命概率分布类型的方法,用以描述疲劳寿命的分散性。Guan 等^[65]基于最大相关熵方法,提出概率疲劳损伤预测的总体框架,通过对比发现,该方法能给出满意的预测结果;此外,还将最大相关熵理论与 Bayes 理论相结合,对损伤评估进行持续更新,以对健康管理决策提供支撑^[66]。热力学熵理论也被用来预测疲劳寿命,如 Zhu 等^[67]结合热力学熵理论和 Bayes 理论,提出一种可对模型不确定性进行评定,并可对模型择选提供依据的概率疲劳寿命预测模型。Naderi 等^[68]利用热力学熵理论,实现对疲劳寿命的实时监测。国内的邹春霞^[69]、孙永健^[70]、史朝阳^[71]、王宇^[72]等也应用熵理论进行寿命预测研究。

基于 Bayes 理论的概率疲劳寿命预测方法,是现今处理不确定性的常用方法。Guan 等^[73]采用 Bayes 更新减少疲劳损伤预测中的不确定性,再通过 MCMC (Markov Chain Monte Carlo) 仿真进行模型择选、更新以及均值概率疲劳损伤预

测。An 等^[74]采用 Bayes 理论, 将现场失效数据引入先验信息, 结合 MCMC 仿真, 获取疲劳寿命预测分布的模型参数。Chookah 等^[75]提出了考虑点蚀和腐蚀疲劳退化机制的概率失效物理模型, 采用概率密度函数代表所提出模型的参数的不确定性, 并通过 Bayes 理论结合试验数据来进行评估。Zárate 等^[76]基于 Bayes 理论, 提出了更新和预测裂纹长度的理论框架, 该理论框架包含两个主要内容: 模型更新部分, 用于识别断裂力学参数的概率密度函数; 预测部分, 用来预测试件的裂纹长度, 并将其视为与循环次数相关的函数。国内学者, 如黄洪钟^[77]、姚卫星^[78]、王春生^[79]、朱顺鹏^[80]、张春晓^[81]等, 对于基于 Bayes 理论的疲劳寿命预测研究也一直在进行并取得了较多成果。

基于模糊理论的概率疲劳寿命预测方法, 是针对疲劳寿命预测中的不确定现象, 通过引入模糊集、隶属函数等进行模糊化处理的方法。从提出至今, 已涌现出较多的模型和方法, 如 Muc^[82]用模糊集方法结合预先选取材料参数变化的处理方式建立疲劳寿命的不确定性模型。刘曦^[83]采用模糊集理论, 对含有焊接缺陷的构件进行疲劳强度评定, 并用一个特征参量来表示由于焊接缺陷的类型、尺寸、位置以及各类缺陷之间影响等因素对疲劳强度的影响。Nopiah 等^[84]基于模糊理论, 通过采用典型统计特性, 即峭度和标准差来对低疲劳损伤进行鉴别。Bhalla 等^[85]在研究螺栓拼接接头剩余寿命预测过程中建立了模糊概率损伤模型。李向伟等^[86]基于模糊数学, 提出可对焊接质量进行模糊综合评判的模型, 为焊接结构疲劳寿命的定量修正提供支撑。朱顺鹏等^[87-88]通过模糊集方法, 提出不同加载顺序下的考虑小载荷作用和强化的疲劳寿命预测模型。贾星兰^[89]、王旭亮^[90-91]等在模糊理论基础上, 通过引入隶属函数来描述损伤的模糊性, 并建立模糊 Miner 法则, 得到较好的预测效果。此外, Rao^[92]、Li^[93]、黄洪钟^[87, 94-95]、李锋^[96]、王会利^[97]、赵海军^[98]、胡楷^[99]等均提出了相应改进模型, 在模糊理论应用于概率疲劳寿命预测的研究中作出了贡献。

除以上理论外, 还有其他理论和方法可应用于概率疲劳寿命预测, 如粗糙集理论: 邹丽等^[100-101]基于变精度粗糙集理论, 建立针对铝合金焊接接头的动态疲劳寿命预测模型; 如灰色理论: 王旭亮^[102]、龙双丽^[103]、童水光^[104]、王海山^[105]等通过灰色模型, 描述疲劳寿命预测中的不确定性, 弥补传统 Miner 法则的不足; 如区间理论: 刘志成等^[106]基于区间理论, 建立车身电焊结构的疲劳寿命优化模型, 以考虑焊点不确定性对疲劳寿命的影响。

上述方法中, 基于概率统计的疲劳寿命预测方法是在大量试验基础上获取的, 可信性高。基于熵理论、粗糙集、灰色理论的寿命预测方法发展历程短, 尚需进一步探讨。相对于以上三种方法, 基于 Bayes 理论和模糊数学的疲劳寿命预测方

法发展历程稍长，但相对于基于概率统计的方法，二者的成熟度还不够，还需进一步研究。同时，须注意到，一些对不确定性问题有较强处理能力的理论和方法，如多项式混沌理论^[107]、证据理论^[108]、概念格理论^[109]等尚未应用于疲劳寿命预测领域。

1.4 常用焊接接头疲劳寿命预测方法

目前，有较多方法和模型可用于预测焊接接头的疲劳寿命，概括起来主要有两类，即基于 S-N 曲线并结合疲劳累积损伤理论的方法和基于断裂力学理论并结合裂纹扩展率曲线的方法。

1.4.1 基于 S-N 曲线的疲劳寿命预测方法

基于 S-N 曲线的疲劳寿命预测方法，其大致步骤是通过疲劳试验获得 S-N 曲线，再通过载荷谱分析结果，根据累积损伤法则来预测结构的疲劳寿命。S-N 曲线的基础是疲劳试验，具有较高的可信度，因而在工程上得到广泛应用。采用 S-N 曲线对焊接结构进行疲劳寿命预测的技术思路为：

(1) 结合刚度、强度等计算结果分析，确定焊接结构寿命预测评估点的具体位置。

(2) 根据焊接结构寿命预测相关标准，如北美铁路协会机务标准 (Association of American Railroad, 简称 AAR)^[110]、国际焊接学会标准 (The International Institute of Welding, 简称 IIW)^[111]、英国钢结构疲劳设计与评估使用标准 (British Standard Institute, 简称 BSI)^[112]等提供的载荷谱换算出焊接结构在所受载荷谱作用下的应力谱。

(3) 根据评估点所在焊接接头类型、细节及承载方向，在标准中选择相对应的疲劳相关参数用于描述 S-N 曲线。

(4) 根据疲劳累积损伤模型计算焊接结构的疲劳寿命。

采用基于 S-N 曲线的方法对焊接接头进行疲劳寿命预测，一个关键的问题是疲劳损伤累积理论的处理。现今大多采用 Palmgren-Miner 线性累积损伤理论 (简称 Miner 法则)，如现阶段使用较多的焊接结构疲劳评估体系 AAR^[110]、IIW^[111]、BSI^[112]等，虽然都是以 Miner 法则为基础，但三种标准存在差异。基于 AAR 标准的疲劳寿命计算过程与采用 Miner 法则进行寿命预测的相同，也不考虑低于材料疲劳极限的小载荷对损伤累积的贡献；而 IIW 和 BSI 则考虑了小载荷对疲劳寿命的影响，二者均将 S-N 曲线以应力范围和循环数表示，为双斜率曲线，二者用于疲劳寿命预测的累积损伤计算公式也相似，不同之处在于 BSI 标准的双斜率曲线

没有截止线。迄今为止，国内学者，如张新斌^[113]、谢素明^[114-115]、李晓峰^[116]、周张义^[117-118]、章焕章^[119]、赵鹏飞^[120]等，使用了这些标准对焊接接头进行疲劳寿命预测。

由于 Miner 法则忽略了循环载荷的加载顺序影响、载荷间相互作用效应以及低于疲劳极限的小载荷的贡献，不能保证疲劳寿命的预测精度^[87]，因此应用基于 S-N 曲线的方法对焊接接头进行疲劳寿命预测时，尚需对累积损伤理论做更深层次的研究，可尝试采用非线性累积损伤理论或对 Miner 法则进行改进的方法来弥补其不足。

S-N 曲线以疲劳试验为基础，具有较高的可信度，因此在工程上应用较广泛，而且用这种方法来预测疲劳寿命的研究工作已进行了较长时间，相关资料及文献都比较丰富，计算简单。但是，S-N 曲线的获取需要大量试验，所耗费的人力物力较多，且 S-N 曲线的不确定性不可忽略，否则将造成即使采用具有较高预测精度的模型进行设计的机械结构，在其安全使用期内仍然会发生疲劳破坏的现象。同时，工程中常用的疲劳累积损伤模型，如 Miner 法则，由于其建模时的基本假设常与工程实际不符，使得采用该方法的疲劳寿命预测精度常常不能满足工程要求。

1.4.2 基于断裂力学理论的疲劳寿命预测方法

如前所述，断裂力学认为，疲劳断裂过程可分为三个阶段。第一阶段为初始裂纹的萌生；第二阶段为裂纹的连续、稳定扩展；第三阶段为最后的快速断裂。其中，第二阶段又能分成两个部分，第一部分为裂纹因剪切而生长，第二部分为垂直于施加的拉应力而生长。有些学者认为裂纹因剪切而生长的程度通常是有限的，在焊接接头上也根本不会发生，即对于焊接接头，不存在裂纹萌生寿命^[121]。应用断裂力学理论预测焊接结构疲劳寿命的技术思路为：

(1) 按照选定的焊接结构疲劳寿命预测标准、焊接材料和焊接接头形式确定扩展率曲线的相关参数。

(2) 计算应力强度因子。

(3) 确定初始裂纹尺寸 a_{p0} 和临界裂纹尺寸 a_f 。

(4) 根据选定的裂纹扩展率公式进行积分，计算焊接结构的疲劳寿命，常用的断裂力学公式有 Paris 公式、Forman 公式、Walker 公式、Elber 公式等。

断裂力学理论是预测含有初始缺陷的材料或结构的疲劳寿命的有力工具。但采用断裂力学理论进行焊接接头的疲劳寿命预测有三个关键因素：一是如何有效且精确地确定初始裂纹尺寸；二是如何处理应力强度因子问题；三是残余应力分析问题。如果不能很好地解决这三个问题，则会产生较大误差，目前也有很多相

关研究正在进行,如 Al-Mukhtar 等^[121]研究了用断裂力学进行焊接接头疲劳寿命预测时,应力集中因子(SIF)、初始和临界裂纹尺寸(a_{p0} 和 a_f)、裂纹扩展参数(C 和 m)以及疲劳强度(FAT)等参数的确定方法;Liu^[45]提出了一种新的确定初始裂纹尺寸的方法,即通过疲劳极限和裂纹尺寸关系图计算得到等效初始裂纹尺寸,而不需要进行外推。Xiang^[122]和 Lu^[123]在此基础上开展了单轴、多轴载荷作用下的疲劳寿命预测;Barsoum^[124]分析了焊接钢结构的残余应力及其对疲劳的影响。此外, Fellows^[125]、Makeev^[126]、Shen^[127]、Sankararaman^[128-129]等针对初始裂纹尺寸的确定方法、模型及分布进行了研究;Vaziri^[130]、Li^[131]、Roux^[132]、Javed^[133]等探讨了应力强度因子的静态和动态计算方法;Sonsino^[134]、Ma^[135-136]、Heinze^[137]、Tra^[138]、Masubuchi^[139]、Lopez-Jauregi^[140]、Harati^[141]、Rettenmeier^[142]等在预测焊接结构的疲劳寿命时,考虑了焊接接头中存在的残余应力,并建立了含有残余应力的焊接接头疲劳寿命预测模型。我国的肖纪美^[143]、汪建华^[144]、管德清^[145]、班慧勇^[146]、周杰^[147]、刘焕军^[148]、赵邦杰^[149]、宋占勋^[150]等也对这些方面做了较深入的研究。

1.4.3 存在的问题

焊接接头的疲劳寿命及其可靠性分析是影响大型复杂焊接结构寿命和可靠性评估的关键。目前,用于焊接接头疲劳寿命预测的模型多样,概括起来主要是基于 S-N 曲线结合疲劳累积损伤理论的方法和基于断裂力学理论结合裂纹扩展率曲线的方法。虽然对焊接接头疲劳寿命预测的研究工作已进行了较长的时间,也有多种模型和方法可选择,但仍存在一些亟待解决的问题。针对以上两种方法,存在的问题主要有:

(1) 对于基于 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论的疲劳寿命预测方法,目前广泛采用的 Miner 法则,其基本假设缺乏对实际受力情况的考虑,对疲劳失效机理不能较好的描述。因此,还需要对疲劳累积损伤模型进行进一步探索和研究,以便找寻出适用于工程实际的焊接接头疲劳寿命预测模型。

(2) 对于基于 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论的疲劳寿命预测方法,另一个需要考虑的问题是如何准确获取 S-N 曲线。然而,由于焊接接头自身的特殊性,其 S-N 曲线不仅要受到受力状态、外部加载环境等不确定性因素影响,焊接工艺水平的高低、接头形式的不同、残余应力的分布等都将影响焊接接头的 S-N 曲线。因而,当采用 S-N 曲线和累积损伤理论对焊接接头进行疲劳寿命预测时,需考虑 S-N 曲线的不确定性,而这方面还需进一步研究。

(3) 对于基于断裂力学和裂纹扩展率曲线的疲劳寿命预测方法,初始裂纹尺

寸的确定方法仍然存有争议。目前广泛采用的是人为给定一个理想值作为初始裂纹尺寸，并将裂纹扩展至该理想尺寸时，疲劳载荷的循环次数视为裂纹萌生寿命（或直接忽略裂纹萌生寿命），再通过对裂纹扩展率函数进行积分得到裂纹扩展寿命。采用该方法，疲劳寿命的预测精度取决于人为经验，且需要较多的试验和时间。同时，传统方法在常幅载荷下计算简便，但随机加载情况下的寿命预测过程则较复杂。因此，亟需一种有效方法来确定初始裂纹尺寸和简化随机载荷下的计算过程。同时，无论采用何种模型得到的疲劳寿命预测值，由于建模过程中存在对物理现象认识的不完整、个人偏好等问题，使得寿命的预测值与实际寿命存在一定量的偏差。模型自身的误差对疲劳寿命预测精度的影响该如何评估，目前尚缺乏这方面的考量。

1.5 论文的主要研究工作

考虑到焊接接头疲劳寿命预测的重要性和现今疲劳寿命预测理论所面临的难题，本文拟对焊接接头在复杂承载状态下的确定性疲劳累积损伤评估和概率疲劳寿命预测方法进行研究，主要内容包括：

（1）考虑载荷间相互作用效应的确定性疲劳累积损伤及剩余寿命预测

工程中焊接接头疲劳寿命预测的常用模型，往往不考虑加载次序和载荷间相互作用对疲劳损伤累积的影响，这与实际不符，从而造成疲劳寿命预测精度分散较大的现象，使焊接结构的安全性和可靠性难以得到保障。针对此问题，本文将对载荷次序效应有较好考虑的 **Manso-Halford** 模型进行研究，分析其误差分布情况，拟将载荷间相互作用效应反映到该模型中，以同时考虑两种效应对疲劳累积损伤的影响，并采用焊接接头常用材料、某高速列车车体用焊接接头的试验数据来验证模型的预测能力及准确性。

（2）考虑损伤程度和应力状态的确定性疲劳累积损伤及剩余寿命预测

在工程实际中，焊接接头通常会承受低于疲劳极限的小载荷的作用，因此，当采用疲劳累积损伤理论进行寿命预测时，需考虑小载荷对累积损伤的贡献，**Corten-Dolan** 模型对小载荷有较好的考虑，但其指数 d 关系着疲劳寿命的预测精度，而目前对指数 d 的确定方法存在争议。因此，考虑到疲劳破坏本身是一个动态过程，是损伤和应力二者共同作用的结果，故材料或结构的累积损伤与损伤程度和当前应力状态紧密相关，为更好地描述疲劳破坏的物理机制，累积损伤模型应能同时反映损伤和应力两个参数。因此，本文将以考虑了小载荷作用的 **Corten-Dolan** 模型为基础，研究损伤程度和应力状态对疲劳累积损伤的影响，并通过重新定义指数 d ，提出改进 **Corten-Dolan** 模型，同时，通过对比焊接接头常用材料、Q235B

焊接接头以及 209 型焊接转向架焊接构架的试验数据和模型预测值，对提出模型的预测能力和精度进行验证。

（3）基于广义多项式混沌法的 S-N 曲线不确定性分析及概率寿命预测方法

当采用疲劳累积损伤理论进行寿命预测时，S-N 曲线是整个计算过程的基础。然而，通过大量试验发现，焊接接头的 S-N 曲线具有较强的不确定性和分散性，在疲劳寿命预测时，若忽视 S-N 曲线的不确定性，则可能发生即使采用预测效果较好的模型进行设计的焊接接头，在较短的服役期内仍然会疲劳破坏的情况，而不能保障使用的安全性和可靠性。针对该问题，考虑到多项式混沌理论对不确定性问题的处理能力，将其引入到本文提出的改进 Manson-Halford 模型和改进 Corten-Dolan 模型，构建基于广义多项式混沌展开的概率疲劳寿命预测方法，并通过对比验证提出方法的有效性和适用性。

（4）基于初始裂纹和等效裂纹的概率疲劳寿命预测方法

针对基于断裂力学理论和裂纹扩展率曲线的方法所存在的问题，即初始裂纹尺寸如何确定以及随机载荷下的计算过程复杂，提出一种适用于工程实际的疲劳寿命预测理论框架，重点讨论如何合理确定初始裂纹尺寸和如何降低复杂应力状态下疲劳寿命的计算复杂度。针对焊接接头在工程中承受复杂随机载荷这一特点，为有效地简化疲劳寿命预测和评估过程，提出等效裂纹尺寸概念及其计算模型，并考虑模型不确定性。针对所提出的基于等效裂纹尺寸的寿命预测模型，讨论其预测误差的分散性和随机性对疲劳寿命的影响。

本文分为六章，其总体框架如图 1-4 所示。第一章对论文研究的背景、意义及现状进行介绍，并简要概述本文的主要研究内容和主体框架；第二章研究考虑载荷间相互作用效应的确定性疲劳累积损伤和剩余寿命预测方法；第三章考虑到疲劳破坏的机制和影响因素，以及焊接接头实际承载状态复杂的特点，对同时考虑损伤程度和应力状态的疲劳预测方法进行研究；第四章对 S-N 曲线的不确定性进行分析，结合改进的疲劳累积损伤模型，构建基于广义多项式混沌法的概率疲劳寿命预测模型；第五章将在断裂力学理论基础，提出一种新方法以合理地确定初始裂纹尺寸，同时，为简化随机载荷下的计算过程，提出基于等效裂纹尺寸的疲劳寿命预测模型，并探讨该模型的预测误差对疲劳寿命的影响；第六章对全文进行总结，并对未来的研究工作进行展望。其中第二至四章的研究工作是针对基于 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论的寿命预测方法所面临的问题而进行的。第二章的疲劳累积损伤模型主要考虑载荷次序效应和载荷间相互作用效应，而未对低于疲劳极限的小载荷对疲劳累积损伤的贡献进行说明，因此，第三章在对小载荷作用有较好考虑的 Corten-Dolan 模型基础上，进一步研究损伤程度和应力状态对疲

劳累积损伤的影响。无论采用何种累积损伤模型，均需通过 S-N 曲线才能获得疲劳寿命，而由于常幅载荷下的疲劳寿命具有分散性，使 S-N 曲线存在不确定性。因此，第四章通过广义多项式混沌法描述 S-N 曲线的不确定性，并结合在第二章和第三章的研究工作，进行概率疲劳寿命预测。第五章主要针对另一类疲劳寿命预测方法，即基于断裂力学和裂纹扩展率曲线的方法而进行探索和研究。

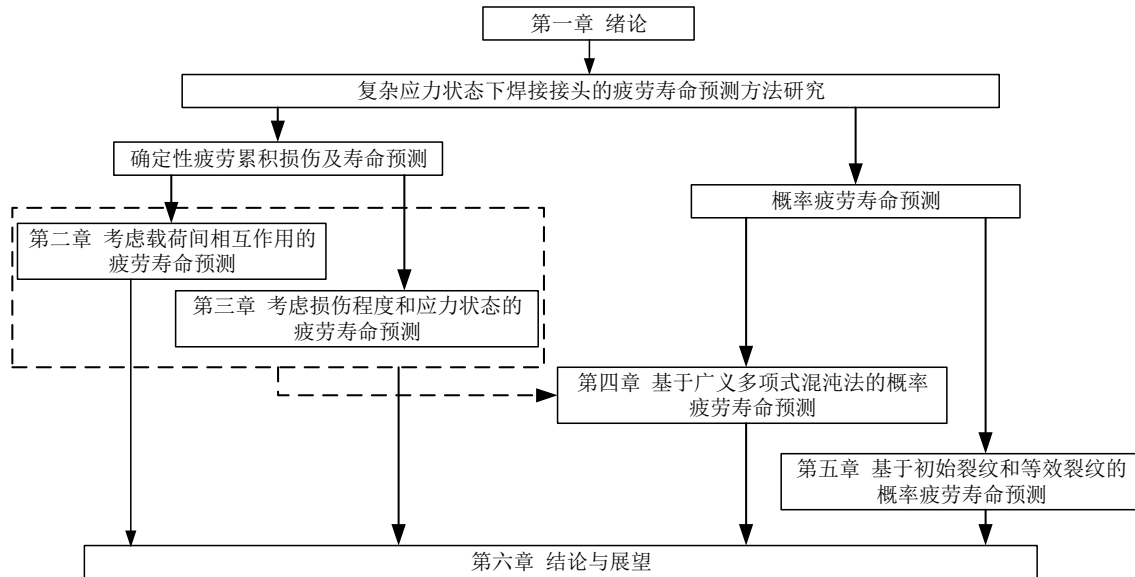


图 1-4 论文总体框架

第二章 考虑载荷间相互作用的疲劳寿命预测

2.1 引言

疲劳涉及多个学科知识,如材料学、冶金学、弹性力学、固体力学等,其失效过程复杂,不仅与受力状态、外部环境紧密联系,还与材料化学成分、组织、内部缺陷等有关^[151]。对于焊接结构,其疲劳机理异常复杂,同时含有诸多不确定因素,但其在工程中的应用非常广泛,尤其是航空航天、船舶、汽车、列车等工程领域的大型复杂结构,大多通过焊接工艺进行制造和加工。以我国高速动车组为例,其转向架构架为 SMA490BW JIS: G3114 的耐大气腐蚀钢焊接而成,车体和底架为铝合金焊接结构^[152-153]。如前所述,焊接结构的主要失效形式为疲劳破坏,而焊接接头通常存在固有缺陷,是焊接结构的薄弱环节,其疲劳寿命关系着整个焊接结构的安全问题。因此,如何准确地评估焊接接头的疲劳寿命一直受到国内外专家学者的关注。目前焊接接头的疲劳寿命通常采用两种途径进行估算,即基于 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论的方法,以及基于断裂力学理论和裂纹扩展率曲线的方法。对于前一种方法,是将疲劳的本质视为结构的损伤在循环外载荷的作用下不断累加,直至某一临界值,即认为结构疲劳失效。该方法以应力作为控制参量以获得 S-N 曲线,如名义应力、热点应力、结构应力、等效结构应力等。但无论采用何种 S-N 曲线,均需通过疲劳累积损伤理论对循环载荷下损伤的发展规律进行描述,进而采用相应的破坏准则进行疲劳寿命预测。因此,疲劳累积损伤评估是基于 S-N 曲线的寿命预测方法中不可忽略的步骤,对其进行深入研究,能更好地理解 and 描述疲劳失效机理,是疲劳寿命预测的重要基础。

本章首先对疲劳累积损伤模型进行简要介绍,重点讨论基于损伤曲线法的非线性累积损伤理论,因其对载荷次序效应有很好的考虑,并根据其误差分布规律,结合焊接接头在实际服役环境中的复杂受力状态提出改进模型,最后通过二级和多级加载情况下的常用焊接材料和焊接接头试验数据对本章所提出的改进模型进行验证。

2.2 疲劳累积损伤理论

2.2.1 线性累积损伤理论

疲劳累积损伤理论可分为两大类:线性累积损伤理论和非线性累积损伤理论。线性累积损伤模型中,形式最简单、工程应用最多的是 Miner 法则,Miner 法则的提出是基于如下三个假设^[154-156]:

(1) 在任一常幅载荷作用下, 材料在每一载荷循环中所吸收的净功是相同的, 即常幅载荷下每一循环造成的疲劳损伤累积率保持不变。

(2) 低于材料疲劳极限的小载荷不会对材料造成任何形式的损伤, 仅在高于疲劳极限的载荷作用下, 疲劳损伤才会出现, 当高载荷持续作用时, 损伤累积。

(3) 材料在不同应力水平下所吸收的净功是相互独立的, 即疲劳累积损伤与加载次序和载荷间相互作用无关。

基于以上假设, Miner^[157]提出了变幅载荷下的疲劳累积损伤计算式, 即:

$$D = \sum_{i=1}^n \frac{n_i}{N_{fi}} \quad (2-1)$$

式中, D 为疲劳累积损伤值, n_i 和 N_{fi} 分别为第 i 级应力 σ_i 的循环次数和相应的疲劳寿命, 下标 i 代表应力作用的次序。

如前所述, 当疲劳损伤累积到临界值时, 即认为发生疲劳失效。Miner 法则认为无论在常幅载荷还是变幅载荷作用下, 这一临界值皆为 1。应用 Miner 法则进行疲劳累积损伤预测时, 其优势在于形式简单并易于实现计算。虽然 Miner 法则具有以上优点, 但采用 Miner 法则得到的寿命预测值与试验寿命之间的差异有时能达到 2-4 倍, 甚至是 5-10 倍^[158], 这是由于 Miner 法则的基本假设常与工程实际不符。例如, 研究表明, 在变幅载荷作用下, 低幅载荷包括低于材料疲劳极限的一部分小载荷, 皆会影响材料的损伤累积情况^[87, 159-161]。因为高幅载荷作用时, 在材料内部会产生裂纹, 而当低幅载荷作用时, 裂纹则会继续扩展甚至失稳断裂。另外, Miner 法则认为损伤累积与加载次序和载荷间相互作用无关, 而事实上, 二者在很大程度上影响着疲劳寿命的预测精度^[154]。

对于工程中的焊接结构, 如焊接转向架构架、焊接钢桥、飞机焊接构件、挖掘机工作装置等, 在服役过程中均承受动载荷, 而 Miner 法则不能描述载荷之间的相互影响, 也不考虑小载荷所造成的损伤, 不能很好地描述疲劳失效机理。加上焊接结构本身要受到焊接工艺、接头形式、焊接材料等因素的影响, 采用 Miner 法则得到的疲劳累积损伤评估结果和寿命预测值, 会产生较大的分散性, 同时其预测精度常常不能满足工程要求。

2.2.2 非线性累积损伤理论

为解决 Miner 法则所存在的问题, 同时考虑到疲劳损伤的发展特性, 累积损伤问题的另一种解决方法, 即非线性累积损伤理论及相关模型则被提出和应用。现有非线性模型较多, 归纳起来主要有以下几种:

(1) 基于损伤曲线法的非线性累积损伤理论, 如 Macro-Starke 模型^[162]、

Manson-Halford 模型^[13]等。

(2) 基于连续损伤力学的非线性累积损伤理论，如 Chaboche 模型及其改进形式^[163-164]、Lemaitre-Plumtree 模型^[165]等。

(3) 考虑载荷间相互作用的非线性累积损伤理论，如 Freudenthal-Heller 模型^[166]、Bui-Quoc 模型^[167]、Corten-Dolan 模型及其改进模型^[168]。

(4) 基于能量法的非线性累积损伤理论，如 Halford^[169]、Niu^[170]、Goloz 和 Ellyin^[171]、Zhu^[67, 172-173]等提出的模型。

(5) 基于物理性能退化的非线性累积损伤理论，如将材料的疲劳极限变化、韧性耗散、疲劳强度变化作为疲劳损伤度量的 Henry 模型^[174]、韧性耗散模型^[175-176]、剩余刚度模型^[177]等。

2.2.2.1 基于连续损伤力学的非线性累积损伤理论

20 世纪 50 年代，Kachanov^[178]首次提出了“连续因子”概念，Chaboche 等^[163]将损伤因子视为损伤参量，将连续损伤力学方法应用于疲劳累积损伤的计算，其提出的损伤演化方程和损伤表达式分别为：

$$\frac{dD}{dN} = \left[1 - (1-D)^{\beta+1} \right]^{\alpha(\sigma_{\max}, \sigma_m)} \left[\frac{\sigma_a}{M_0 (1-b'\sigma_m)(1-D)} \right]^{\beta} \quad (2-2)$$

$$D = 1 - \left(1 - \left(\frac{n_*}{N_f} \right)^{\frac{1}{1-\alpha'}} \right)^{\frac{1}{1+\beta}} \quad (2-3)$$

式中， β 、 M_0 、 b' 为材料参数， α' 用以描述损伤和外部载荷之间的关联性，其值取决于应力水平，可用以下表达式进行确定：

$$\alpha' = 1 - \frac{1}{H} \left\langle \frac{\sigma_a - \sigma_{-1}}{\sigma_u - \sigma_a} \right\rangle^A \quad (2-4)$$

式中， σ_{-1} 和 σ_u 分别为材料疲劳极限和拉伸强度， A 和 H 为可通过经验确定的参数。算法 $\langle \rangle$ 定义为：当 $x < 0$ 时， $\langle x \rangle = 0$ ；当 $x > 0$ 时， $\langle x \rangle = x$ 。

随后，方华灿等^[179]对 Chaboche 模型进行了改进，并描述疲劳损伤为：

$$D = 1 - \left(1 - \frac{n_*}{N_f} \right)^{\frac{1}{r+\alpha'+1}} \quad (2-5)$$

此外，Lemaitre 和 Plumtree 认为疲劳损伤演化与温度相关，并可用下式进行描述：

$$\frac{dD}{dN} = (1-D)^{-p} \left(\frac{\sigma_{\max} - \sigma_m}{B(\sigma)(1-D)} \right)^q \quad (2-6)$$

式中，参数 p 、 q 及 $B(\sigma)$ 与温度有关。

该类方法以热力学原理为基础，通过力学概念对疲劳损伤演化进行建模，理论性较强、逻辑思维严密，然而疲劳累积损伤模型中的材料参数较难确定，因此该类方法较难应用于工程实际。

2.2.2.2 考虑载荷间相互作用的非线性累积损伤理论

通过对 S-N 曲线进行修改，Corten、Dolan 和 Freudenthal、Heller 均提出了考虑载荷间相互作用效应的疲劳累积损伤理论，Spitaer、Manson 和 Zhu 等在此基础上进行了深入的研究，并提出改进模型^[154]。

此外，基于强度衰减理论和循环比修正，Bui-Quoc^[167]提出了考虑载荷间相互作用效应的疲劳累积损伤模型：

$$D = \frac{\beta_1}{\beta_1 + (1-\beta_1) \frac{\lambda - \left(\frac{\lambda}{\lambda_r}\right)^{m_1}}{\lambda - 1}} \quad (2-7)$$

式中， m_1 为常数， β_1 为循环比， λ 和 λ_r 为应变参数。定义为：

$$\lambda = 1 + \ln\left(\frac{\Delta\gamma}{\Delta\gamma_r}\right) \quad (2-8)$$

$$\lambda_r = 1 + \ln\left(\frac{2\gamma_f}{\Delta\gamma_r}\right) \quad (2-9)$$

目前，在众多考虑载荷间相互作用效应的非线性累积损伤模型中，仅 Corten-Dolan 模型在工程上有应用，它不仅考虑了载荷间相互作用效应，还可对小载荷造成的损伤进行度量和累积计算，但该模型仍存在不足和难点，这将在第三章进行讨论，在此不再赘述。

2.2.2.3 基于能量法的非线性累积损伤理论

基于能量法的非线性累积损伤理论是在 Inglis^[29]提出滞后能与疲劳失效之间的关系之后逐渐发展起来的，其主要途径是用循环应变能或滞后能代替 Miner 法则建模时考虑的“虚功”，认为在循环应力作用下，迟滞能是逐步累积的，当累积到某一临界值时，即认为发生疲劳破坏。

Niu 等^[170]通过分析和研究疲劳试验数据后，得到应变循环指数的变动小，而硬化系数变化较大的结论，因此，建议用下式描述应力-应变关系：

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = K^* \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \right)^{n^*} r \beta_2 \quad (2-10)$$

$$\beta_2 = a' \left(\frac{\Delta\sigma}{2} \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \right)^{b'} \quad (2-11)$$

式中， K^* 、 n^* 表示当 $r = n/N_f$ 趋近于1时的循环硬化系数和硬化指数， a' 和 b' 为常数。

据此，得到疲劳损伤函数和损伤表达式分别为：

$$D = \phi^{1/[(n'+\alpha')(1+\beta_2)]} = r^{1/(n'+\alpha')} \quad (2-12)$$

$$D_1 = \left(\frac{1}{N_f} \right)^{1/(n'+\alpha')} \quad (2-13)$$

式中， $\phi = \frac{W}{W_f} = r^{(1+\beta_2)}$ ， $\alpha' = \left(\frac{\Delta\sigma\Delta\varepsilon_p}{4} \right)^{2b} \sqrt{a'}$ 。

而根据总应变能理论，Goloz 等^[171]提出了非线性累积损伤模型：

$$\left\{ \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\frac{\log\left(\frac{N_{f2}}{N^*}\right)}{\log\left(\frac{N_{f1}}{N^*}\right)}} + \frac{n_2}{N_{f2}} \right)^{\frac{\log\left(\frac{N_{f3}}{N^*}\right)}{\log\left(\frac{N_{f2}}{N^*}\right)}} + \cdots + \frac{n_{j-1}}{N_{f(j-1)}} \right\}^{\frac{\log\left(\frac{N_{fj}}{N^*}\right)}{\log\left(\frac{N_{f(j-1)}}{N^*}\right)}} + \frac{n_j}{N_{fj}} = 1 \quad (2-14)$$

该类方法理论性强，能考虑加载次序的影响、应变硬化指数在循环过程中的变化以及载荷间相互作用效应，然而，采用该类方法预测疲劳累积损伤需要确定的参数很多，因此较少应用于工程实际。

2.2.2.4 基于物理性能退化的非线性累积损伤理论

在疲劳循环载荷作用下，结构的物理性能将随着内部损伤的累积而不断恶化，进而影响到结构的使用性能。因此，可将结构的物理性能视作损伤变量以衡量疲劳损伤。Henry^[174]和 Kommers^[180]提出的模型是以疲劳极限的变化作为损伤变量来建立疲劳损伤累积模型，叶笃毅^[176]以材料韧性耗散为疲劳损伤度量，提出损伤表

达式为:

$$D_n = \frac{-\ln\left(1 - \frac{n_*}{N_f}\right)}{\ln N_f} \quad (2-15)$$

在循环载荷作用下的疲劳累积损伤为:

$$D_n = -\frac{D_{(N_f-1)}}{\ln N_f} \ln\left(1 - \frac{n_*}{N_f}\right) \quad (2-16)$$

或

$$D_n = -\frac{D_{(N_f-1)}}{\ln \frac{1}{2}(\sigma_a/\sigma_f)^{1/h}} \ln\left(1 - 2(\sigma_a/\sigma_f)^{1/h} n_*\right) \quad (2-17)$$

文献[177]中将损伤定义为与剩余刚度相关的函数, 据此, 文献[181]基于刚度和剩余强度衰减, 提出新的非线性累积损伤模型:

$$D_f(N) = D_{cf} \left[1 - \left(1 - \frac{n_*}{N_f} \right)^{m_1} \right] \quad (2-18)$$

$$D_s(N) = D_{cs} \left[1 - \left(1 - \frac{n_*}{N_f} \right)^u \right] \quad (2-19)$$

式中, $D_f(n_*)$ 、 $D_s(n_*)$ 分别为基于刚度和剩余强度定义的疲劳损伤, D_{cf} 、 D_{cs} 分别为以刚度和剩余强度计算的临界疲劳损伤, m_1 和 u 为拟合参数。

基于性能退化的非线性累积损伤模型物理基础较好, 但累积损伤仅随应力作用循环数的变化而变化, 且缺乏试验数据支撑, 因而尚未在工程实际中得到广泛的关注和应用^[154]。

2.2.2.5 基于损伤曲线方法的非线性损伤累积理论

基于损伤曲线法的非线性损伤累积理论最早由 Marco 和 Strakey 提出^[162], 随后, Manson 和 Halford^[13]给出了 Maro-Strakey 模型中指数参数的计算方法, 能较好的描述载荷次序效应。Manson 和 Halford^[13]认为, 材料的裂纹长度与循环比存在以下关系:

$$a = a_0 + (0.18 - a_0) \left(\frac{n_a}{N_f} \right)^{\frac{2}{3} N_f^{0.4}} \quad (2-20)$$

损伤就可用裂纹长度 a_0 和循环比的函数表示，即：

$$D = \frac{1}{0.18} \left[a_0 + (0.18 - a_0) \left(\frac{n_a}{N_f} \right)^{\frac{2}{3} N_f^{0.4}} \right] \quad (2-21)$$

式中， n_a 为达到一定裂纹长度所需经历的循环数， a_0 表示材料在条件 $n_a/N_f = 0$ 下的特征缺陷长度。

Manson 和 Halford^[13]应用该方法对多级载荷下非线性疲劳累积损伤模型进行了推导。二级载荷作用下的累积损伤发展如图 2-1 所示，首先，假设应力水平 σ_1 循环作用 n_1 次后，材料的损伤从 0 沿着对应于应力水平 σ_1 的损伤曲线 1 增加到 A，然后停止施加 σ_1 ，改为施加应力水平 σ_2 ，那么损伤将沿着另一条与 σ_2 相对应的损伤曲线 2 从 B 进行累积。根据式(2-21)，A、B 所对应的损伤可分别表示为：

$$D_A = \frac{1}{0.18} \left[a_0 + (0.18 - a_0) \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\frac{2}{3} N_{f1}^{0.4}} \right] \quad (2-22)$$

$$D_B = \frac{1}{0.18} \left[a_0 + (0.18 - a_0) \left(\frac{n'_2}{N_{f2}} \right)^{\frac{2}{3} N_{f2}^{0.4}} \right] \quad (2-23)$$

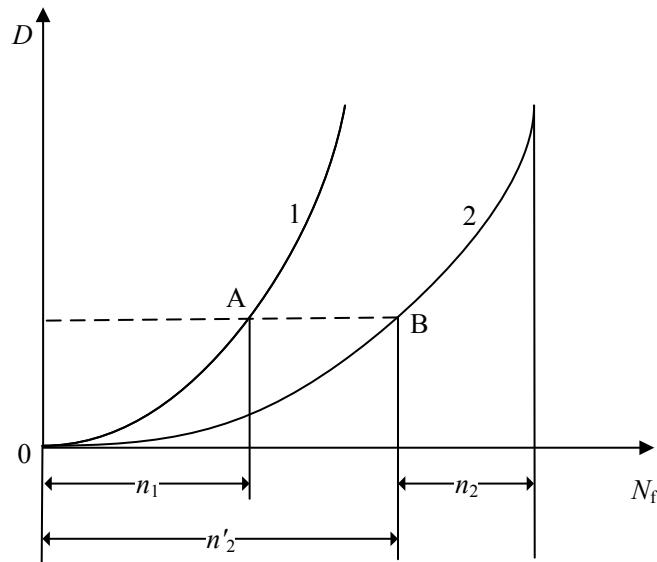


图 2-1 二级载荷作用下的累积损伤

根据材料的损伤特性可知，A、B 所对应的损伤是相等的。

$$D_A = D_B \quad (2-24)$$

根据式(2-24)可得循环比 n'_2/N_{f2} 的表达式, n'_2 为在应力水平 σ_2 作用下, 为使损伤从 0 沿着损伤曲线 2 增加到 B 所需的循环数。

$$\frac{n'_2}{N_{f2}} = \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}} \right)^{0.4}} \quad (2-25)$$

当 σ_2 循环作用 n_2 次后, 累积损伤可表示为:

$$\frac{n'_2}{N_{f2}} + \frac{n_2}{N_{f2}} = \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}} \right)^{0.4}} + \frac{n_2}{N_{f2}} \quad (2-26)$$

同理, 得到在应力水平 σ_3 循环作用 n_3 次后的累积损伤, 即:

$$\left(\left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}} \right)^{0.4}} + \frac{n_2}{N_{f2}} \right)^{\left(\frac{N_{f2}}{N_{f3}} \right)^{0.4}} + \frac{n_3}{N_{f3}} \quad (2-27)$$

以此类推, 多级载荷作用下的累积损伤则为:

$$\left(\left(\left(\left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}} \right)^{0.4}} + \frac{n_2}{N_{f2}} \right)^{\left(\frac{N_{f2}}{N_{f3}} \right)^{0.4}} + \frac{n_3}{N_{f3}} \right)^{\left(\frac{N_{f3}}{N_{f4}} \right)^{0.4}} + \dots + \frac{n_{i-1}}{N_{f(i-1)}} \right)^{\left(\frac{N_{f(i-1)}}{N_{fi}} \right)^{0.4}} + \frac{n_i}{N_{fi}} \quad (2-28)$$

一般认为, 当累积损伤 D 达到临界值时材料发生疲劳失效, 而这一临界值常常取为 1。式(2-29)为多级变幅载荷下基于损伤曲线法的非线性损伤累积模型。

$$\left(\left(\left(\left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\alpha_{1,2}} + \frac{n_2}{N_{f2}} \right)^{\alpha_{2,3}} + \frac{n_3}{N_{f3}} \right)^{\alpha_{3,4}} + \dots + \frac{n_{i-1}}{N_{f(i-1)}} \right)^{\alpha_{i-1,i}} + \frac{n_i}{N_{fi}} = 1 \quad (2-29)$$

式中,

$$\alpha_{i-1,i} = \left(\frac{N_{f(i-1)}}{N_{fi}} \right)^{0.4} \quad (2-30)$$

式(2-29)和(2-30)即为 Manson 和 Harford 利用损伤曲线方法得到的疲劳累积损伤模型 (简称为 Manson-Halford 模型)。由式(2-30)可知, 当各级应力水平相同,

即 $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = \cdots = \sigma_i$ 时, 疲劳寿命 $N_{f1} = N_{f2} = N_{f3} = \cdots = N_{fi}$, 因此, $\alpha_{1,2} = \alpha_{2,3} = \alpha_{3,4} = \cdots = \alpha_{i,i+1}$, 将其代入式(2-29), 则式(2-29)退化为线性累积损伤模型。

2.3 Manson-Halford 模型的缺陷及其改进形式

2.3.1 Manson-Halford 模型的缺陷

由式(2-29)和(2-30)可知, Manson-Halford 模型虽然考虑了载荷次序效应, 但缺乏对载荷间相互作用的考虑, 因此, 本节将首先通过对 Manson-Halford 模型的预测能力进行讨论, 继而通过分析误差分布情况研究该缺陷对疲劳寿命预测的影响。同时, 基于焊接接头的两种常用材料, 即标准 45 号钢和 16Mn 钢的试验数据, 采用 Manson-Halford 模型进行疲劳寿命预测。两种钢材均受二级载荷作用, 试验数据如表 2-1 至 2-2 所示^[182-185]。从表 2-1 和表 2-2 中可知, 对两种钢材进行疲劳试验时, 采用了相似的加载模式, 最大的不同点体现在应力幅和循环比上。对标准 45 号钢的 7 个试件, 所采用的是应力幅为 331.46MPa 和 284.4MPa 的二级载荷疲劳试验, 当第一级载荷的循环比分别达到 0.0100、0.2500、0.5000、0.7500、0.2500、0.5000 和 0.7500 时, 停止施加第一级载荷, 转而施加第二级载荷直至试件失效。当应力幅为 331.46MPa 和 284.4MPa 时, 标准 45 号钢所对应的疲劳寿命分别为 5×10^4 次和 5×10^5 次。对标准 16Mn 钢的 8 个试件, 二级载荷疲劳试验所采用的幅值分别为 562.9MPa 和 392.3MPa, 相应的疲劳寿命为 3.9680×10^3 次和 7.8723×10^4 次, 相似地, 当第一级载荷的循环比分别达到 0.0005、0.0504、0.2520、0.4284、0.6174、0.2400、0.4330 和 0.5600 时, 转而施加第二级载荷, 试验结果见表 2-1 和表 2-2。

表 2-1 标准 45 号钢二级载荷下疲劳寿命实测值

模式	σ_1 (MPa)	σ_2 (MPa)	n_1 (次)	$\frac{n_1}{N_{f1}}$	n_2 (次)	$\frac{n_2}{N_{f2}}$
1	331.46	284.4	500	0.0100	423,700	0.8474
2	331.46	284.4	12,500	0.2500	250,400	0.5008
3	331.46	284.4	25,000	0.5000	168,300	0.3366
4	331.46	284.4	37,500	0.7500	64,500	0.1290
5	284.4	331.46	125,000	0.2500	37,900	0.7580
6	284.4	331.46	250,000	0.5000	38,900	0.7780
7	284.4	331.46	375,000	0.7500	43,400	0.8680

表 2-2 标准 16Mn 钢二级载荷下疲劳寿命实测值

模式	σ_1 (MPa)	σ_2 (MPa)	n_1 (次)	$\frac{n_1}{N_{f1}}$	n_2 (次)	$\frac{n_2}{N_{f2}}$
1	562.9	392.3	2	0.0005	73,600	0.9352
2	562.9	392.3	200	0.0504	59,400	0.7548
3	562.9	392.3	1,000	0.2520	56,300	0.7154
4	562.9	392.3	1,700	0.4284	47,600	0.6048
5	562.9	392.3	2,450	0.6174	22,900	0.2910
6	372.65	392.3	64,400	0.2400	62,800	0.7980
7	372.65	392.3	116,000	0.4330	62,900	0.7990
8	372.65	392.3	150,000	0.5600	23,300	0.2960

根据式(2-29)和(2-30)，二级载荷下的疲劳累积损伤模型为：

$$\left(\frac{n_1}{N_{f1}}\right)^{\alpha_{1,2}} + \frac{n_2}{N_{f2}} = 1 \quad (2-31)$$

其中，

$$\alpha_{1,2} = \left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}}\right)^{0.4} \quad (2-32)$$

由式(2-31)-(2-32)，对第二级载荷所造成的损伤，即剩余寿命进行预测，预测值与实测值的比较结果见图 2-2 和图 2-3。

由图可知，因 Manson-Halford 模型考虑了载荷次序效应，故而采用该模型对两种钢材在第二级载荷作用下造成的损伤与实测损伤比较接近。值得注意的是，Manson-Halford 模型的预测误差有时会较大，如图 2-3 所示。同时，在高-低加载条件下，剩余寿命的预测值低于实测值，而在低-高加载条件下，预测值则比实测值大。这可能是因为 Manson-Halford 模型只考虑了载荷次序效应，而没有充分考虑载荷间的相互作用导致的结果。因此，为更精确地预测疲劳寿命，须对 Manson-Halford 模型进行改进以考虑载荷间的相互作用。

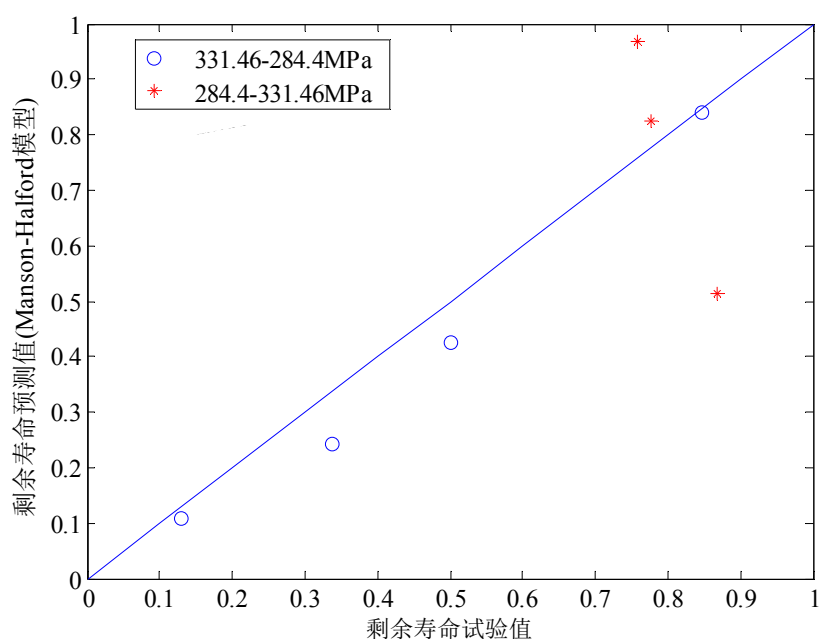


图 2-2 标准 45 号钢剩余寿命试验值与 Manson-Halford 模型预测值对比

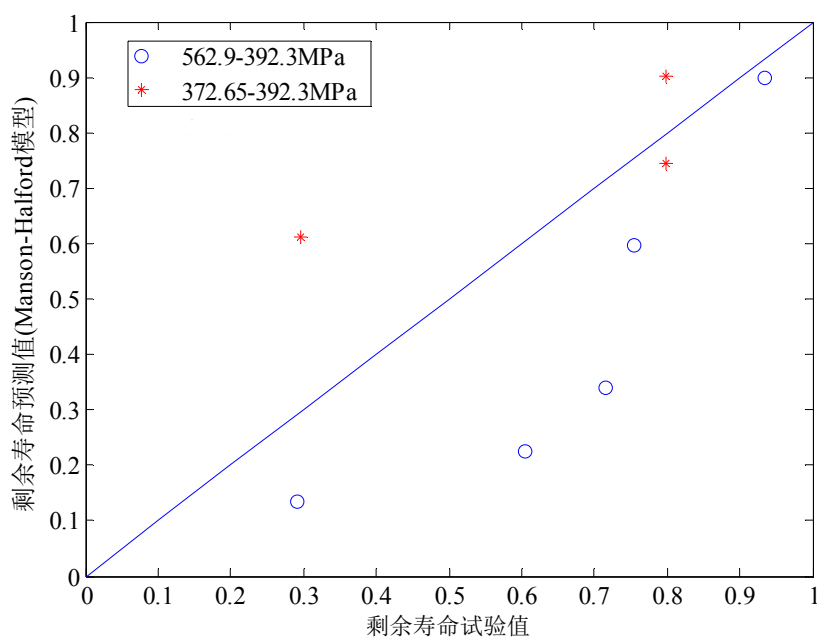


图 2-3 标准 16Mn 钢剩余寿命试验值与 Manson-Halford 模型预测值对比

2.3.2 考虑载荷间相互作用的改进 Manson-Halford 模型

由上节讨论可知，Manson-Halford 模型能很好的考虑载荷次序效应，用该模型预测疲劳寿命，可得到较好的预测效果。然而，由于该模型未考虑载荷间的相互

作用，预测精度不能得到保证。因此，本节将对 Manson-Halford 模型进行改进，以提升其预测精度。

在文献[186]中，指数参数 $\alpha_{i-1,i}$ 被定义为两个参数的函数，即应力幅和载荷加载路径相关的等效应力，以此对 Manson-Halford 模型进行改进。并采用改进的模型预测 GH4169 合金的疲劳寿命，通过对比分析，该模型的预测效果较好。因此，本文将借鉴文献[186]中将指数参数进行重新定义的方式，对 Manson-Halford 模型进行改进。同时，考虑到现有的非线性累积损伤理论中，很多模型，如 Freudenthal-Heller 模型^[166]、Corten-Dolan 模型^[168]等，是以应力比的形式来体现载荷间相互作用。基于以上分析，同时考虑到 Manson-Halford 模型预测结果的误差分布情况，为提高模型的预测精度，提出指数参数 $\alpha_{i-1,i}$ 可通过式(2-33)计算：

$$\alpha_{i-1,i} = \left(\frac{N_{f(i-1)}}{N_{fi}} \right)^{0.4 \min \{ \sigma_{i-1}/\sigma_i, \sigma_i/\sigma_{i-1} \}} \quad (2-33)$$

将式(2-33)代入式(2-29)，则得到改进的 Manson-Halford 模型：

$$\left(\left(\left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}} \right)^{0.4 \min \{ \frac{\sigma_1}{\sigma_2}, \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \}}} + \frac{n_2}{N_{f2}} \right)^{\left(\frac{N_{f2}}{N_{f3}} \right)^{0.4 \min \{ \frac{\sigma_2}{\sigma_3}, \frac{\sigma_3}{\sigma_2} \}}} + \dots + \frac{n_{i-1}}{N_{f(i-1)}} \right)^{\left(\frac{N_{f(i-1)}}{N_{fi}} \right)^{0.4 \min \{ \frac{\sigma_{i-1}}{\sigma_i}, \frac{\sigma_i}{\sigma_{i-1}} \}}} + \frac{n_i}{N_{fi}} = 1 \quad (2-34)$$

二级载荷作用下，改进 Manson-Halford 模型可表示为：

$$\left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\alpha'_{1,2}} + \frac{n_2}{N_{f2}} = 1 \quad (2-35)$$

其中，

$$\alpha'_{1,2} = \left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}} \right)^{0.4 \min \{ \frac{\sigma_1}{\sigma_2}, \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \}} \quad (2-36)$$

在高-低加载条件下，即先施加的载荷 σ_1 大于后施加的载荷 σ_2 ，由于材料在 σ_1 和 σ_2 单独作用下的疲劳寿命的比值均落在范围 (0,1) 中，即 $0 < N_{f1}/N_{f2} < 1$ ，这样， $0 < \alpha'_{1,2} < 1$ ，因此，由第二级载荷 σ_2 作用所造成的损伤为：

$$\frac{n_2}{N_{f2}} = 1 - \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\alpha'_{1,2}} < 1 - \frac{n_1}{N_{f1}} \quad (2-37)$$

因此，高-低加载条件下的疲劳累积损伤满足以下关系：

$$\frac{n_1}{N_{f1}} + \frac{n_2}{N_{f2}} = \frac{n_1}{N_{f1}} + \left(1 - \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\alpha'_{1,2}} \right) < 1 \quad (2-38)$$

相似地，在低-高加载条件下，由于 $\sigma_1 < \sigma_2$ ，所以 $N_{f1}/N_{f2} > 1$ ，代入式(2-36)可知此时 $\alpha'_{1,2} > 1$ ，则 $\frac{n_2}{N_{f2}} = 1 - \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\alpha'_{1,2}} > 1 - \frac{n_1}{N_{f1}}$ ，因此，由 σ_1 和 σ_2 造成的疲劳累积损伤则满足：

$$\frac{n_1}{N_{f1}} + \frac{n_2}{N_{f2}} = \frac{n_1}{N_{f1}} + \left(1 - \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\alpha'_{1,2}} \right) > 1 \quad (2-39)$$

由式(2-34)可知，在改进 Manson-Halford 模型中，若载荷与损伤发生变化，疲劳损伤则随之呈非线性特征进行累积。同时，在高-低加载条件下，累积损伤小于 1，而低-高加载条件下，累积损伤大于 1，能反映加载次序对疲劳损伤累积的影响。最后，通过将应力比以指数的形式引入到原模型得到改进 Manson-Halford 模型，以考虑各载荷之间的相互作用。

2.4 改进 Manson-Halford 模型的试验验证

为验证改进 Manson-Halford 模型的可行性和预测精度，本节将采用三个算例进行疲劳累积损伤评估和寿命预测，并与试验数据进行对比。算例所采用的数据分别来自于焊接接头的常用材料和动车铝合金车体焊接接头在高-低、低-高加载顺序下的进行的二级应力加载试验，以及铝合金材料的多级加载试验数据。

2.4.1 二级载荷下常用焊接材料的疲劳寿命预测

本节所采用的试验数据见表 2-1 至 2-2。采用改进 Manson-Halford 模型，即式(2-34)，可计算得到剩余寿命预测值如图 2-4 和 2-5。为对比改进 Manson-Halford 模型的疲劳寿命预测能力，图 2-4 和 2-5 中同时也描述了应用原模型得到的剩余寿命值。图中，“M-H 模型”、“P 模型”分别指应用 Manson-Halford 模型和改进 Manson-Halford 模型得到的损伤预测结果。

由图 2-4 和 2-5 可知，改进 Manson-Halford 模型的预测结果中，近 80%比原模型的更接近于试验值，同时，高-低、低-高两种加载方式下的预测精度都优于原模型。另外，图中也对比了 Miner 法则的预测结果。由对比结果可知，采用改进 Manson-Halford 模型得到的剩余寿命预测值与试验结果较接近，且预测误差较多小

于 Miner 法则。因此，对于两种常用焊接材料，应用本章所提出的改进 Manson-Halford 模型能得到比 Manson-Halford 模型和 Miner 法则更精确的疲劳寿命预测结果。

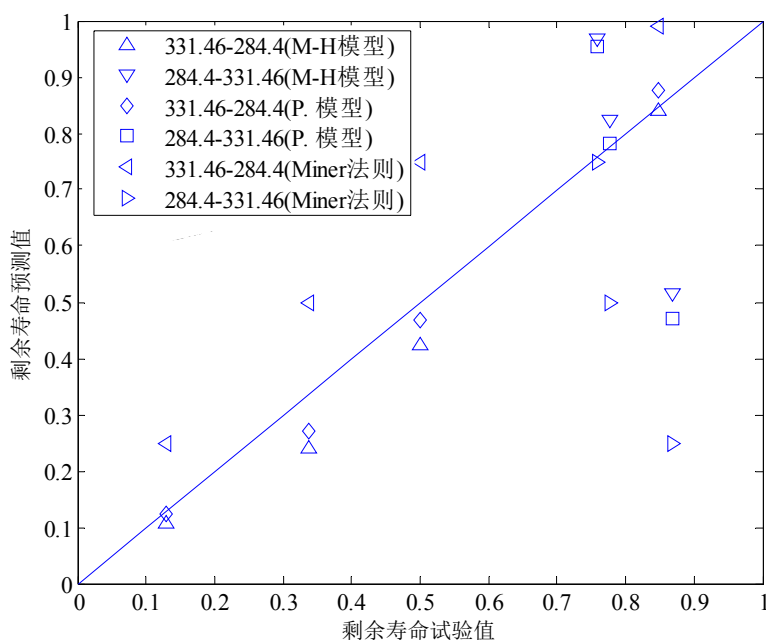


图 2-4 三种模型剩余寿命预测值与试验值对比（标准 45 号钢）

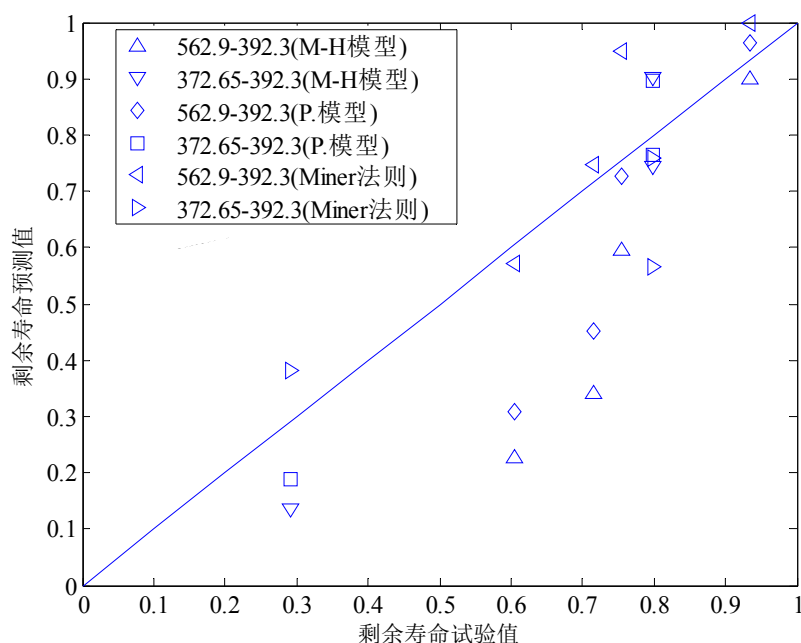


图 2-5 三种模型剩余寿命预测值与试验值对比（标准 16Mn 钢）

2.4.2 二级载荷下铝合金焊接接头的疲劳寿命预测

铝合金有质量轻、强度高、热传导性能好、耐腐蚀性强等较好的物理、化学、机械性能，同时也易于加工，是重要的轻量化材料，常用于高速列车车体的焊接制造。下面利用文献[188]中提供的试验数据，对改进 Manson-Halford 模型是否适用于预测动车铝合金车体焊接接头的疲劳寿命进行探讨。该试验所采用是长、宽、厚分别为 250mm、35mm、10mm 的对接和角接两种类型的铝合金焊接接头试件，接头试件均来源于高速列车生产厂家，表面无明显缺陷。对接接头，采用 104MPa-74MPa、89MPa-74MPa、74MPa-89MPa 及 74MPa-104MPa 四种方案进行二级加载试验，应力 104MPa、89MPa、74MPa 作用下对接接头的疲劳寿命分别为 5.493×10^5 、 8.805×10^5 、 1.5401×10^6 次。对角接接头同样采用四种方案的二级加载试验，施加应力幅分别为 93MPa-73MPa、83MPa-73MPa、73MPa-83MPa 及 73MPa-93MPa，而当载荷分别为 93MPa、83MPa、73MPa 时，角接接头对应的最大循环数分别为 6.198×10^5 、 9.523×10^5 、 1.5461×10^6 次。两类铝合金焊接接头的详细试验数据见表 2-3 和 2-4。

为进一步探讨改进 Manson-Halford 模型的预测能力，将采用改进 Manson-Halford 模型与田军等^[188]提出的非线性累积损伤模型（在此简称为“T 模型”），对表 2-3 和 2-4 中的焊接接头进行疲劳寿命预测。T 模型于 2012 年提出的，且已证明其对于铝合金车体焊接接头疲劳寿命预测的适用性。T 模型的提出主要基于三个假设，即：（1）损伤发展趋势用损伤曲线法来定义；（2）某一级应力作用一定次数所造成的损伤可用另一级应力作用等效次数造成的损伤来表示；（3）当应力趋近于 0 时，损伤指数趋于无穷大，而当应力接近于屈服强度时，损伤指数接近于 1。在这三个假设基础上，田军等^[188]提出了材料的损伤曲线函数，即：

$$D = \left(\frac{n_*}{N_f} \right)^{a''} \quad (2-40)$$

$$a'' = f(\sigma, t) = 1 + \left(\log_{\frac{1}{2}} \frac{\sigma}{\sigma_s} \right)^t \quad (2-41)$$

式中， a'' 为损伤指数，可理解为能反应载荷次序效应的指数，可通过试验数据进行拟合。

根据上述 T 模型，二级载荷作用下的累积损伤则可表示为：

$$D = \sum_{i=1}^2 D_i = \left[\frac{n_2}{N_{f2}} + \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\frac{a_1''}{a_2''}} \right]^{a_2''} \quad (2-42)$$

$$a_1'' = 1 + \left(\log_{\frac{1}{2}} \frac{\sigma_1}{\sigma_s} \right)^t \quad (2-43)$$

$$a_2'' = 1 + \left(\log_{\frac{1}{2}} \frac{\sigma_2}{\sigma_s} \right)^t \quad (2-44)$$

利用本文提出的改进 Manson-Halford 模型和 T 模型得到的寿命预测结果见表 2-3 和 2-4。明显地，由改进 Manson-Halford 模型计算得到的寿命预测结果能达到较高的精度，且在高-低加载条件下，累积损伤值小于 1，而在低-高加载时累积损伤值均大于 1，能反应累积损伤的非线性，这与之前的分析一致。

表 2-3 动车铝合金对接接头试验数据及两种模型预测值的比较

模 式	σ_1 (MPa)	σ_2 (MPa)	n_1 (10^3 次)	n_2 (10^3 次)	N_{f1} (次)	N_{f2} (次)	D (预测值)	
							T 模型 [188]	改进 M -H 模型
1	104	74	109.9	797.6	549,300	1,540,100	0.9260	0.8988
2	89	74	176.1	1029.2	880,500	1,540,100	1.0810	0.9372
3	74	89	770.1	545.6	1,540,100	880,500	0.9290	1.0660
4	74	104	770.1	418.9	1,540,100	549,300	1.0140	1.1053

表 2-4 动车铝合金角接接头试验数据及两种模型预测值的比较

模 式	σ_1 (MPa)	σ_2 (MPa)	n_1 (10^3 次)	n_2 (10^3 次)	N_{f1}	N_{f2}	D (预测值)	
							T 模型 [188]	改进 M -H 模型
1	93	73	309.9	587.5	619,800	1,546,100	1.0140	0.9056
2	83	73	476.1	681.1	952,300	1,546,100	1.0270	0.9426
3	73	83	509.2	708.2	1,546,100	952,300	0.9930	1.0614
4	73	93	773.0	426.4	1,546,100	619,800	1.0670	1.1029

另外，从表 2-3 和 2-4 中可知，改进 Manson-Halford 模型的预测误差均在 20% 以内，在工程中能接受 ± 2 倍范围内的预测误差，因此该模型能满足工程需要，可用于预测铝合金焊接接头的疲劳寿命。另外，通过对比改进 Manson-Halford 模型和 T 模型的预测结果可知，两种模型的预测精度很接近，但采用本章提出的改进 Manson-Halford 模型预测疲劳寿命时，不需要对试验数据进行拟合来求得与材料相

关的参数。因而，与 T 模型相比，改进 Manson-Halford 模型能用更简便的计算过程和较少的参数得到相近的预测结果。

2.4.3 多级载荷下的疲劳寿命预测

模型预测结果与二级载荷下的疲劳试验数据相符，仅为模型验证的基础步骤，对于是否适用于工程实际，尚需在多级载荷甚至是随机载荷下进行进一步验证，这是由于在实际的服役过程中，焊接结构所承受的载荷通常很复杂。因此，本小节采用焊接接头的常用材料之一——铝合金材料在多级载荷作用下的疲劳试验数据，进一步验证本章所提的改进 Manson-Halford 模型的预测能力。试验过程为：对厚度为 8mm 的平板试件进行多级减载疲劳试验，即依次施加幅值为 305MPa、280MPa、260MPa 和 240MPa 的载荷 σ_i ($i=1, 2, \dots, 4$)，当前一级载荷作用一定循环后，改为施加后一级载荷，最后一级载荷的作用延续至试件失效，试验数据和试验结果列于表 2-5 中^[191]。

表 2-5 铝合金材料多级载荷下疲劳试验结果

应力级别 i	应力 σ_i /MPa	单级应力下的疲劳寿命 N_{fi} (次)	应力作用频次 n_i (次)	循环比 n_i/N_{fi}
1	305	38,000	10,950	0.29
2	280	87,612	19,427	0.22
3	260	180,660	26,258	0.15
4	240	394,765	52,500	0.13

首先，采用 Miner 法则对铝合金材料进行疲劳寿命预测，可得到第四级载荷所造成的损伤为：

$$\left(\frac{n_4}{N_{f4}} \right)_{\text{Miner}} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^3 n_i}{\sum_{i=1}^3 n_i / N_{fi}} = 0.34 \quad (2-45)$$

剩余寿命为 $(N_{\text{res}})_{\text{Miner}} = 1.3605 \times 10^5$ 次，误差为：

$$\delta_{\text{Miner}} = \frac{(N_{\text{res}})_{\text{Miner}} - N_{\text{exp}}}{N_{\text{exp}}} \times 100\% = \frac{136050 - 52500}{52500} \times 100\% = 159.14\% \quad (2-46)$$

由此可见，当采用 Miner 法则对本算例中的铝合金材料在多级载荷下的疲劳寿命进行预测时，估算结果偏于危险，这是因为 Miner 法则忽略了加载次序、载荷间相互作用效应等所致。当采用改进 Manson-Halford 模型，即式(2-34)时，所得

到的剩余损伤为:

$$\frac{n_4}{N_{f4}} = 1 - \left(\left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}} \right)^{0.4 \min \left\{ \frac{\sigma_1}{\sigma_2}, \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right\}}} + \frac{n_2}{N_{f2}} \right)^{\left(\frac{N_{f2}}{N_{f3}} \right)^{0.4 \min \left\{ \frac{\sigma_2}{\sigma_3}, \frac{\sigma_3}{\sigma_2} \right\}}} + \frac{n_3}{N_{f3}} \right)^{\left(\frac{N_{f3}}{N_{f4}} \right)^{0.4 \min \left\{ \frac{\sigma_3}{\sigma_4}, \frac{\sigma_4}{\sigma_3} \right\}}} = 0.1179 \quad (2-47)$$

剩余寿命为 $N_{\text{res}} = 4.6543 \times 10^4$ 次, 同理, 改进 Manson-Halford 模型的疲劳寿命预测误差:

$$\delta = \frac{N_{\text{res}} - N_{\text{exp}}}{N_{\text{exp}}} \times 100\% = \frac{46543 - 52500}{52500} \times 100\% = -11.35\% \quad (2-48)$$

对比可知, 本章提出的改进 Manson-Halford 模型, 考虑了载荷次序效应和载荷间相互作用效应, 所得到的疲劳寿命预测误差均低于 50%, 与传统 Miner 法则相比, 结果更为理想且偏于安全, 这与前述二级加载条件下的验证结论相符合, 因而, 改进 Manson-Halford 模型适用于二级和多级载荷下的疲劳寿命预测。

在此需要注意, 此时多级载荷下的疲劳寿命预测过程比二级载荷下的复杂, 随着级数的增多, 复杂程度亦将进一步加大。同时, 该模型与 Miner 法则相似, 尚不能考虑低于疲劳极限的小载荷对疲劳累积损伤的贡献, 因此, 为使改进 Manson-Halford 模型能更普遍的使用, 还需进行更深入的研究。

2.5 本章小结

工程实际中, 焊接结构的承载状态往往较复杂, 而目前焊接接头疲劳寿命预测的常用模型未考虑复杂应力状态下加载次序和载荷间相互作用对疲劳累积损伤的影响。为使疲劳寿命预测结果具有较高的精度, 本章在考虑了载荷次序效应的 Manson-Halford 模型基础上, 结合该模型的误差分布规律, 提出考虑载荷间相互作用的改进 Manson-Halford 模型。对比结果显示, 改进 Manson-Halford 模型的预测精度较高, 且所需材料参数较少, 可用于承载状态复杂的焊接接头疲劳寿命预测。

另一方面, 对于多级加载情况, 采用改进 Manson-Halford 模型预测疲劳寿命时的复杂程度将随着级数的增加而大幅加大, 同时, 小载荷对疲劳累积损伤的影响亦未能在模型中予以考虑, 因此, 为使该模型具有更广泛的工程适用性, 需要对其进行进一步的探讨和研究。

第三章 考虑损伤程度和应力状态的疲劳寿命预测

3.1 引言

对于大型复杂机械结构的某些关键焊接部件，其承载状态有个突出的特点，即主要承受多级小载荷的作用，如列车转向架构架焊接接头，其疲劳损伤源于幅值为疲劳极限的 40%-60%范围内的载荷的循环作用。因此，为了更好地描述焊接接头的疲劳机制，当进行疲劳累积损伤评估时，不可忽视小载荷的作用。通过 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论预测诸如上述转向架构架等工程结构的焊接接头疲劳寿命时，也必须考虑小载荷的作用，否则会得到过于保守的预测结果，不利于焊接结构的安全使用。

从上一章的讨论可知，Corten-Dolan 模型能很好地描述小载荷对损伤的贡献及载荷间的相互作用效应。因此，很多学者将其应用于工程实际中疲劳累积损伤的评估和寿命预测^[192-197]。然而，即使在二级载荷作用下，采用 Corten-Dolan 模型得到预测精度仍然得不到保障，误差能达到 3 倍甚至更多，究其原因，是由于该模型中的关键参数，即指数 d 的确定方法存在争议^[198-199]。因此，对于主要由小载荷造成疲劳失效的焊接接头而言，为了使基于 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论方法具有更好的适用性，有必要对 Corten-Dolan 模型开展进一步研究，探讨指数 d 的确定方法，以提高其疲劳寿命预测能力。

对于任何一种材料或结构，疲劳失效都是加载应力与累积损伤共同作用的结果。若疲劳累积损伤模型不能全面地反应二者的影响，必然不能较好地描述疲劳失效机制。因此，本章针对 Corten-Dolan 模型在建模过程所存在的缺陷，考虑疲劳累积损伤与材料或结构所承受的应力状态以及当前损伤程度相关，并结合已有研究成果，对考虑了小载荷作用的 Corten-Dolan 模型的指数 d 进行重新定义，用以反应小载荷、实时损伤和应力状态对疲劳累积损伤的影响，使 Corten-Dolan 模型能够更好地反应疲劳破坏机制，并根据焊接接头常用材料、铝合金焊接接头以及 Q235B 焊接接头的试验数据，对所提出模型在疲劳寿命预测方面的有效性和可行性进行验证。

3.2 Corten-Dolan 模型

根据 Corten-Dolan 模型^[200]，当常幅载荷作用了 n_s 次循环时，疲劳累积损伤 D 可用下式进行计算：

$$D = prn_*^{a'} \quad (3-1)$$

式中, a' 为常数, p 为由于应力作用而产生的损伤核数目, r 和 n_* 分别为损伤系数和应力循环数。

在 Corten-Dolan 累积损伤理论中, 认为试件的临界疲劳损伤为:

$$D_c = p_{\max} r_{\max} N_{f\max}^{a'} \quad (3-2)$$

式中, D_c 表示临界疲劳损伤, $N_{f\max}$ 为试件承受的一系列载荷中最大应力 $\sigma_{\max}$ 作用下的疲劳寿命, a' 、 $p_{\max}$ 、 $r_{\max}$ 表示与应力水平 $\sigma_{\max}$ 所对应的常数、损伤核数目以及损伤系数。

本小节将对变幅载荷下的疲劳寿命进行推导。首先对试件在承受二级载荷时的疲劳寿命预测进行探讨。假设试件在载荷 σ_1 、 σ_2 ($\sigma_1 > \sigma_2$) 单独作用下的损伤累积情况可用图 3-1 中的曲线 1 ($D_1 = p_1 r_1 N_{f1}^{a'_1}$) 和曲线 2 ($D_2 = p_2 r_2 N_{f2}^{a'_2}$) 描述。损伤发展速度与应力水平相关, 应力水平越高, 发展速度越快。假设试件受载荷 σ_1 、 σ_2 ($\sigma_1 > \sigma_2$) 交替作用, 即先施加载荷 σ_1 并作用 $n'_* \alpha$ 次循环, 再施加 σ_2 并作用 $n'_*(1-\alpha)$ 次循环, 然后又施加 σ_1 , 如此反复直至失效, 这里 n'_* 表示一个载荷块中 σ_1 和 σ_2 的总循环数, α 表示载荷 σ_1 的循环数与 n'_* 的比值。损伤核的数据取决于水平较高的载荷, 因为在加载过程中, 损伤具有不可逆性。那么在 σ_1 、 σ_2 交替作用下, 实际产生的损伤核数目为 p_1 , 即 $p_2 = p_1$ 。当载荷由 σ_1 转为 σ_2 时, 实际累积损伤曲线不会转为曲线 2, 而应采用曲线 3 ($D_3 = p_1 r_2 N_{f2}^{a'_2}$) 描述。因此, 当 σ_1 、 σ_2 交替作用时, 损伤应按照图 3-1 中的粗实线进行累积。

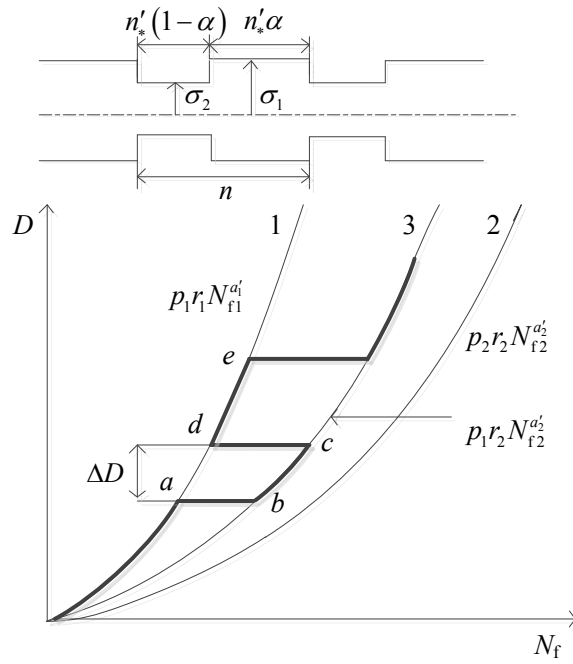
变幅载荷下各段损伤增量的和应等于某一常幅载荷 (如 σ_1) 单独作用下试件发生失效时的损伤, 根据这一原则, Corten 和 Dolan 在 $a'_1 = a'_2 = a'$ 的假设条件下, 结合大量试验数据, 提出了二级载荷下的疲劳寿命计算公式, 即:

$$N_f = \frac{N_{f\max}}{\alpha + \left(\frac{r_2}{r_1}\right)^{1/a'} (1-\alpha)} \quad (3-3)$$

通过试验, Corten 和 Dolan 确定了式 $(r_2/r_1)^{1/a'}$ 。

$$\left(\frac{r_2}{r_1}\right)^{1/a'} = \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_1}\right)^d \quad (3-4)$$

式中, d 为与材料相关的常数, 其值可通过试验进行确定。


 图 3-1 二级载荷下基于 Corten-Dolan 模型的损伤与寿命关系曲线^[200]

将式(3-4)代入式(3-3)，则可得到二级载荷下基于 Corten-Dolan 模型的疲劳寿命计算公式。

$$N_f = \frac{N_{f \max}}{\alpha + (1 - \alpha) \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right)^d} \quad (3-5)$$

同理，可对 k 级变幅载荷下的疲劳寿命计算公式进行推导。

首先，根据 Corten-Dolan 模型，当试件承受 k 级变幅载荷作用时，其内部损伤可用式(3-6)表示：

$$D = \sum_{i=1}^k p_i r_i n_i^{a'_i} \quad (3-6)$$

由 k 级变幅载荷作用而造成的累积损伤则为：

$$D = \sum_{i=1}^k p_i r_i n_i^{a'_i} = p_{\max} r_{\max} N_{f \max}^{a'_{\max}} \quad (3-7)$$

如前所述，一旦损伤核生成就不会消失，仅会不断累加直至失效。因此， $p_i = p_{\max}$ 。基于相似的假设，即 $a'_i = a'_{\max} = a'$ ，则式(3-7)可化简为：

$$\sum_{i=1}^k r_i n_i^{a'} = r_{\max} N_{f \max}^{a'} \quad (3-8)$$

结合式 $(r_i/r_{\max})^{1/a'} = (\sigma_i/\sigma_{\max})^d$ ，则式(3-8)转换为：

$$\sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_{f\max}} (\sigma_i/\sigma_{\max})^d = 1 \quad (3-9)$$

根据 Miner 法则，可得到实际寿命与预测寿命之比，如式(3-10)所示。

$$\frac{\sum n_p}{N_f} = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_{f\max}} (\sigma_i/\sigma_{\max})^d = 1 \quad (3-10)$$

在疲劳失效分析中，将式(3-10)视为假想的失效准则而用于疲劳寿命预测^[198, 200-201]。 $\sum n_p/N_f$ 表示实际疲劳寿命与失效时载荷循环数的预测值之比，那么，多级变幅加载条件下的疲劳寿命则可用式(3-11)进行预测：

$$N_f = \frac{N_{f\max}}{\sum_i \alpha_i (\sigma_i/\sigma_{\max})^d} \quad (3-11)$$

式中，下标 p 和 i 分别表示载荷块顺序和循环载荷水平，并有 $\sum n_i = n_p$ 。另外， α_i 为第 i 级载荷的循环百分比。

式(3-11)中，指数 d 是攸关 Corten-Dolan 模型能否准确预测疲劳寿命的关键参数，其值应通过合理且有效的方法进行确定。基于试验数据，Corten 和 Dolan 建议 d 值可根据材料强度进行选取：对高强度钢， $d = 4.8$ ，其他情况 d 可设置为 5.8，即：

$$d = \begin{cases} 4.8 & \text{高强度钢} \\ 5.8 & \text{其他} \end{cases} \quad (3-12)$$

3.3 考虑损伤程度和应力状态的改进 Corten-Dolan 模型

如式(3-11)所示，Corten-Dolan 模型考虑了载荷间相互作用效应和小载荷对累积损伤的贡献，这是该模型相较于 Miner 法则和 Manson-Halford 模型的一个显著优势。目前，在 Corten-Dolan 模型基础上，为了考虑小载荷的强化作用对疲劳累积损伤的影响，黄洪钟等^[199]基于强度退化理论，通过定义疲劳强度退化系数，将其以指数形式引入 Corten-Dolan 模型，从而对其进行改进，并将改进后的模型应用于疲劳寿命预测和可靠性分析。周蒙蛟等^[202]在 Corten-Dolan 模型基础上引入强化参数，以描述材料的 Coaxing 效应，即材料的疲劳性能在承受小载荷作用后具有显著增强的现象。经验证，周蒙蛟等提出的改进 Corten-Dolan 模型能较好的适用于变幅载荷下的疲劳寿命预测。另外，Marciniak 等^[203]在采用 Corten-Dolan 模型进行非比例载荷下的疲劳寿命预测时，发现指数 d 的不确定性造成了预测结果偏不

安全的现象。因此,针对 Corten-Dolan 模型,另一研究重点就是指数 d 该如何进行确定,因其寿命预测精度在很大程度上依赖于指数 d 。Corten 和 Dolan 建议 d 值可通过二级载荷疲劳试验进行确定,并认为该值保持不变,也就是对于某一给定材料,无论是常幅载荷还是变幅载荷下的疲劳寿命,均采用相同的 d 值进行预测。然而,陈德广^[195]通过试验指出,指数 d 不能简单地被认为是一个常数,该参数不仅与材料属性相关,还与材料所受的应力水平相关。因此,他认为应采用不同参数的二级循环载荷疲劳试验来确定指数 d ,并提出试验中载荷参数的确定原则,基于此求得了指数 d 。此外,通过二级循环载荷疲劳试验得到的指数 d 与变幅载荷、随机载荷下得到的 d 值有很大差异,同时,它也不是一直保持不变的常数,相反地,它随着载荷谱的增高而降低。基于此,本节将结合现有研究成果,从指数 d 的确定方法入手,提出改进 Corten-Dolan 模型,以提高模型的疲劳寿命预测能力,达到更好诠释疲劳失效机制的目的。

疲劳失效为材料或结构在一定的损伤程度下,由于应力的持续施加所造成的结果,整个过程是复杂的、动态的。材料或结构从投入使用到损伤逐步累积直至疲劳失效的整个过程中,应力的持续施加和损伤的逐步累积是不可缺少的两个因素。如果没有应力的持续作用,则损伤在理论上将会停留在应力刚停止施加时的状态,此后不会改变,损伤的累积过程也随之停止,相应地,疲劳失效也就不会发生。疲劳失效的发生与否,取决于当前的损伤程度和应力施加状态:在某一损伤程度下,发生疲劳失效的条件,是需要达到与之相对应的临界应力,且这个临界应力是唯一存在的;而在某一应力状态下,发生疲劳失效也需要达到与之相对应的唯一的临界损伤。如果当前损伤较小,疲劳失效可由较大应力的持续作用引起,相反,若当前损伤较大,那么仅需要较低水平的应力就会引起疲劳破坏。因此,疲劳失效不仅依赖于载荷谱,还与当前的损伤状况相关。

由式(3-11)可知,指数 d 是 Corten-Dolan 模型中唯一的材料参数,根据 Corten 和 Dolan 的建议,在任何加载情况下,该参数都是一个固定的值,并且可用式(3-12)来确定。显然,根据上述分析和现有的研究成果,采用该建议确定指数 d 不能描述其随应力状态的变化而变化的动态特征,也不能反应当前损伤程度对疲劳累积的影响。基于以上分析,本节提出一合理设想:若指数 d 能同时考虑损伤程度和应力状态,则 Corten-Dolan 模型就能在考虑小载荷作用的基础上对疲劳失效过程有更进一步的阐述。因而,本节将对指数 d 的确定方法展开讨论,并基于此对 Corten-Dolan 模型进行改进。

目前,疲劳累积损伤与损伤程度和应力状态之间的关系尚未确定,但可从相关模型中得到一定参考和启示。文献[204]中,朱顺鹏等认为疲劳失效与损伤程度

和应力加载情况相关，并基于二元失效判据，通过定义一个与循环比和应力比相关的函数，将其以指数形式引入到累积损伤模型中，从而对模型进行了改进。因此，本节借鉴文献[204]中非线性累积损伤模型的形式，同时，考虑到 Corten-Dolan 模型的指数 d 随着疲劳载荷的增加而减小这个特点，将指数 d 重新定义为一个包含了循环比 (n_i/N_{fi}) 和应力比 ($\sigma_i/\sigma_{\max}$) 的函数，如式(3-13)所示。

$$d = \exp \left(\left(\frac{n_i}{N_{fi}} \right)^{\sigma_i/\sigma_{\max}} \right) + \gamma \quad (3-13)$$

将式(3-13)代入式(3-11)，得到如下改进 Corten-Dolan 模型：

$$N_f = \frac{N_{f \max}}{\sum_i \alpha_i (\sigma_i/\sigma_{\max})^{\exp((n_i/N_{fi})^{\sigma_i/\sigma_{\max}}) + \gamma}} \quad (3-14)$$

式中， γ 为与材料相关的常数，其值可根据试验数据结合疲劳失效判据进行拟合。

式(3-14)即为本节提出的改进 Corten-Dolan 模型。在该模型中，通过第 i 级应力的作用循环数与该级应力水平下的疲劳寿命之比，来考虑损伤程度的影响；而应力状态对疲劳寿命的影响，则是通过第 i 级应力与载荷系列中的最大应力之比来描述。另外，由式(3-13)可知，以上两个比值均对指数 d 存在着较大的影响。例如， n_i/N_{fi} 的值总是小于或等于 1，则在一定的损伤程度下， d 值将随着载荷的增加而减少， d 值的差异则会影响到疲劳寿命 N_f 。从以上分析可知，指数 d 和材料所承受的载荷之间的关系与文献[154]中的观点相符。

同理，将式(3-13)代入式(3-10)，得到 Corten-Dolan 模型的另一种表达式：

$$\frac{\sum n_p}{N_f} = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_{f \max}} (\sigma_i/\sigma_{\max})^{\exp((n_i/N_{fi})^{\sigma_i/\sigma_{\max}}) + \gamma} \quad (3-15)$$

基于式(3-13)，采用本节所提出的确定指数 d 的新方法，则可对 Corten-Dolan 模型进行改进，如式(3-14)和式(3-15)所示。在本节提出的模型中，指数 d 通过两个比值，即 n_i/N_{fi} 和 $\sigma_i/\sigma_{\max}$ ，分别对损伤程度和应力状态进行了考虑。因此，改进 Corten-Dolan 模型符合二元失效判据，能较好地反应疲劳失效取决于当前损伤和应力状态的本质。

3.4 改进 Corten-Dolan 模型的试验验证

为验证本章提出的考虑损伤程度和应力状态的改进 Corten-Dolan 模型的疲劳寿命预测能力，本节分别采用 Miner 法则、Corten-Dolan 模型和改进 Corten-Dolan 模型，根据标准 45 号钢、标准 16Mn 钢、热轧 16Mn 钢和 Q235B 焊接接头的试验

数据, 以及 209 型转向架焊接构架的实测数据进行疲劳寿命预测, 并通过模型预测值与试验数据的对比, 验证改进 Corten-Dolan 模型的准确性。

3.4.1 二级载荷下常用焊接材料的疲劳寿命预测

本小节采用常用焊接材料, 即表 2-1、2-2 所列的标准 45 号钢、标准 16Mn 钢的部分试验数据以及表 3-1 中的热轧 16Mn 钢的试验数据, 对改进 Corten-Dolan 模型的寿命预测能力进行验证^[182-183, 201]。表 3-1 中的试验数据来源于文献[202], 对热轧 16Mn 钢进行的仍为二级载荷疲劳试验, 所施加的载荷分别为 394MPa 和 345MPa, 单独作用下的疲劳寿命分别为 9.35×10^4 次和 4.022×10^5 次, 由第一级转为第二级的分界点为: 第一级载荷的循环比分别达到 0.1000、0.2107、0.4213、0.5000、0.6000、0.4500、0.4900、0.5800。

表 3-1 热轧 16Mn 钢二级载荷下疲劳寿命实测值

模式	σ_1 (MPa)	σ_2 (MPa)	n_1 (次)	$\frac{n_1}{N_{f1}}$	n_2 (次)	$\frac{n_2}{N_{f2}}$
1	394	345	9,350	0.1000	269,500	0.6701
2	394	345	19,700	0.2107	236,100	0.5870
3	394	345	39,400	0.4213	209,500	0.5209
4	394	345	46,750	0.5000	159,300	0.3961
5	394	345	56,100	0.6000	74,000	0.1840
6	345	394	181,000	0.4500	82,867	0.8863
7	345	394	197,100	0.4900	80,970	0.8660
8	345	394	233,300	0.5800	59,570	0.6371

利用式(3-17), 结合疲劳失效准则以及表 2-1 和表 2-2 中的部分试验数据, 通过分析拟合则可得材料参数 γ 的值, 进一步计算可得标准 45 号钢在表 2-1 中所显示的七种加载模式下的指数 d_l , 其值依次为 16.5951、15.9515、15.6952、15.4023、15.5698、15.9502 及 16.3983。同理, 得到标准 16Mn 钢在表 2-2 中前五种模式下的指数 d_j , 依次为 8.4358、8.1138、8.0463、7.8616 及 7.3657。下标 $l=1, 2, \dots, 7$ 和 $j=1, 2, \dots, 5$ 分别表示表 2-1 和 2-2 中相对应的加载模式序号。热轧 16Mn 钢在表 3-1 中相应加载模式下的 d 值分别为 12.6491、12.4991、12.3860、12.1863、11.8817、12.2705、12.3350、12.4869。由此可见, 根据本节所提出的方法计算出的指数 d 是随着载荷和循环比的变化而变化的, 即材料的损伤程度和应力状态在很大程度上影响着指数 d 的值。然而, 根据 Corten 和 Dolan 的建议, 由于 45 号钢和 16Mn 钢

均不属于高强度钢，因而根据式(3-12)，不论在何种情况下， d 值均为 5.8。表 3-2 列出了材料在不同加载模式下指数 d 的估算值，对比传统建议和采用本章提出的方法所得到的指数 d 值，两种方法的估算结果差异较大，最大差异甚至接近 3 倍。

表 3-2 材料在不同加载模式下指数 d 的估算对比结果

材料	模式	指数 d 的估算值	
		传统建议	所提方法 (式(3-13))
标准 45 号钢	1	5.8	16.5951
	2		15.9515
	3		15.6952
	4		15.4023
	5		15.5698
	6		15.9502
	7		16.3983
标准 16Mn 钢	1	5.8	8.4358
	2		8.1138
	3		8.0463
	4		7.8616
	5		7.3657
热轧 16Mn 钢	1	5.8	12.6491
	2		12.4991
	3		12.3860
	4		12.1863
	5		11.8817
	6		12.2705
	7		12.3350
	8		12.4869

通过以上分析可知， d 值可通过传统建议或本章提出的方法进行计算，但这两种方法所得到的结果存在较大的差异。为探讨这些差异对疲劳寿命预测精度的影响，采用式(3-18)得到试验寿命与模型预测寿命之比 $(\Sigma n_p/N_f)'$ 。同时，应用 Miner 法则、Corten-Dolan 模型预测的结果也列于表 3-3 至 3-5 中，即 $(\Sigma n_p/N_f)_M$ 和

$(\sum n_p/N_f)_T$ 所在列。从表 3-3 至 3-5 中的最后三列数据可知, 由于指数 d 的不同, Corten-Dolan 模型和改进 Corten-Dolan 模型疲劳寿命预测结果具有明显差异, 通过对比试验数据可知, 改进 Corten-Dolan 模型的预测精度优于 Corten-Dolan 模型。另外, 采用 Miner 法则和 Corten-Dolan 模型所得到的疲劳寿命预测精度具有较大的分散性, 尤其是 Corten-Dolan 模型, 其预测误差达到了 2 倍甚至接近 3 倍。然而, 改进 Corten-Dolan 模型的预测精度落在较窄的分散带中, 预测误差均小于 50%。同时, 应用 Miner 法则和改进 Corten-Dolan 模型可得到相接近的疲劳寿命。对于标准 45 号钢和热轧 16Mn 钢在低-高加载模式下的疲劳寿命预测, 改进 Corten-Dolan 模型的预测精度优于 Miner 法则, 如图 3-2 所示。上述结果表明, 通过重新定义指数 d , 考虑了损伤程度和当前应力状态的改进 Corten-Dolan 模型, 其预测精度较稳定, 且准确性优于原 Corten-Dolan 模型和 Miner 法则。

表 3-3 三种模型的疲劳累积损伤预测结果对比 (标准 45 号钢)

模式	σ_1 (MPa)	σ_2 (MPa)	n_1 (次)	$\frac{n_1}{N_{f1}}$	n_2 (次)	$\frac{n_2}{N_{f2}}$	$\left(\frac{\sum n_p}{N_f}\right)_M$	$\left(\frac{\sum n_p}{N_f}\right)_T$	$\left(\frac{\sum n_p}{N_f}\right)'$
1	331.46	284.4	500	0.0100	423,700	0.8474	0.8574	3.4964	0.6776
2	331.46	284.4	12,500	0.2500	250,400	0.5008	0.7508	2.3104	0.6854
3	331.46	284.4	25,000	0.5000	168,300	0.3366	0.8366	1.8849	0.8043
4	331.46	284.4	37,500	0.7500	64,500	0.1290	0.8790	1.2807	0.8720
5	284.4	331.46	125,000	0.2500	37,900	0.7580	1.0080	1.7866	0.9884
6	284.4	331.46	250,000	0.5000	38,900	0.7780	1.2780	2.8351	1.2128
7	284.4	331.46	375,000	0.7500	43,400	0.8680	1.6180	3.9537	1.4769

表 3-4 三种模型的疲劳累积损伤预测结果对比 (标准 16Mn 钢)

模式	σ_1 (MPa)	σ_2 (MPa)	n_1 (次)	$\frac{n_1}{N_{f1}}$	n_2 (次)	$\frac{n_2}{N_{f2}}$	$\left(\frac{\sum n_p}{N_f}\right)_M$	$\left(\frac{\sum n_p}{N_f}\right)_T$	$\left(\frac{\sum n_p}{N_f}\right)'$
1	562.9	392.3	2	0.0005	73,600	0.9352	0.9357	2.2850	0.8825
2	562.9	392.3	200	0.0504	59,400	0.7548	0.8052	1.8941	0.8500
3	562.9	392.3	1,000	0.2520	56,300	0.7154	0.9674	1.9995	1.0286
4	562.9	392.3	1,700	0.4284	47,600	0.6048	1.0332	1.9059	1.1303
5	562.9	392.3	2,450	0.6174	22,900	0.2910	0.9084	1.3282	1.0213

表 3-5 三种模型的疲劳累积损伤预测结果对比（热轧 16Mn 钢）

模 式	σ_1 (MPa)	σ_2 (MPa)	n_1 (次)	$\frac{n_1}{N_{f1}}$	n_2 (次)	$\frac{n_2}{N_{f2}}$	$\left(\frac{\sum n_p}{N_f}\right)_M$	$\left(\frac{\sum n_p}{N_f}\right)_T$	$\left(\frac{\sum n_p}{N_f}\right)'$
1	394	345	9,350	0.1000	269,500	0.6701	0.7701	1.4342	0.6373
2	394	345	19,700	0.2107	236,100	0.5870	0.7977	1.3795	0.6908
3	394	345	39,400	0.4213	209,500	0.5209	0.9422	1.4585	0.8538
4	394	345	46,750	0.5000	159,300	0.3961	0.8961	1.2886	0.8377
5	394	345	56,100	0.6000	74,000	0.1840	0.7840	0.9663	0.7633
6	345	394	181,000	0.4500	82,867	0.8863	1.3363	1.7824	1.2657
7	345	394	197,100	0.4900	80,970	0.8660	1.3560	1.8418	1.2757
8	345	394	233,300	0.5800	59,570	0.6371	1.2171	1.7921	1.1123

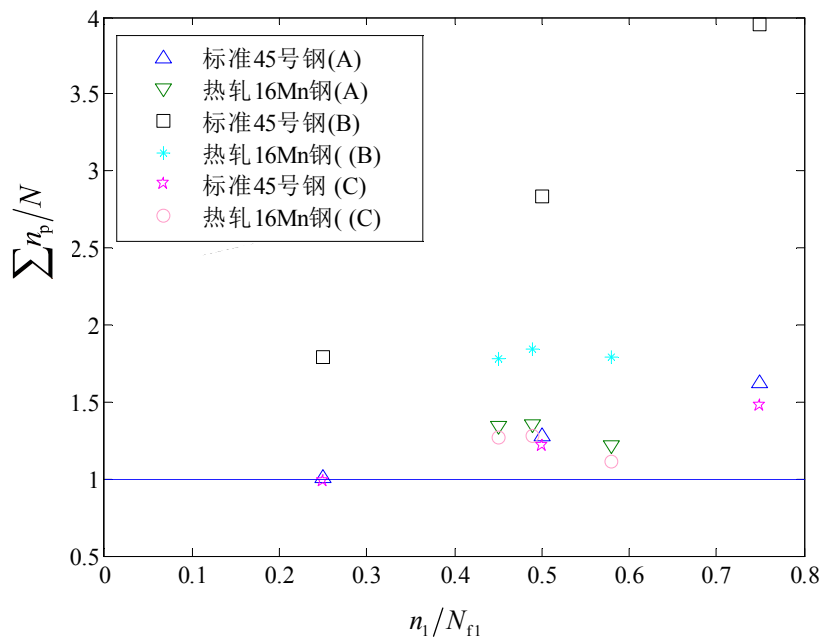


图 3-2 低-高加载模式下三种模型疲劳寿命预测值对比

图 3-3 和图 3-4 为采用传统 Corten-Dolan 模型、改进 Corten-Dolan 模型以及 Z 模型分别对表 2-1 和 2-2 中标准 45 钢及标准 16Mn 钢的疲劳寿命预测结果对比图，Z 模型同样为非线性累积损伤模型，其具体表达式如式(3-19)和式(3-20)所示，推导过程见文献[198]。

$$N_f = \frac{N_{f \max}}{\sum_{i=1}^k \alpha_i (\sigma_i / \sigma_{\max})^{\mu \frac{\sigma_{\max}^{\lambda'} \delta_f^{1-\lambda'}}{\sigma_i}}} \quad (3-16)$$

$$\frac{\sum n_p}{N_f} = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_{f \max}} (\sigma_i / \sigma_{\max})^{\mu \frac{\sigma_{\max}^{\lambda'} \delta_f^{1-\lambda'}}{\sigma_i}} \quad (3-17)$$

式中, $\lambda' (0 < \lambda' < 1)$ 表示载荷间相互作用因子, δ_f 为材料的初始静强度。

在文献[198]中, Z 模型的疲劳寿命预测能力已得到验证, 且其预测精度能满足工程需求。因此, 通过对比该模型与改进 Corten-Dolan 模型的疲劳寿命预测结果, 即可较直观地了解改进 Corten-Dolan 模型的预测能力。图 3-3、3-4 中, 实线表示预测寿命与试验寿命相等, 虚线和点划线分别表示 ± 2 倍和 ± 1.5 倍误差因子。六角形、矩形和星形图标分别代表应用 Corten-Dolan 模型 (传统 C-D 模型)、Z 模型以及本节提出的改进 Corten-Dolan 模型 (改进 C-D 模型) 所得到的预测寿命。由图可知, 改进 Corten-Dolan 模型和 Z 模型的预测精度相近, 且均优于 Corten-Dolan 模型。同时, 应用 Z 模型得到的疲劳寿命预测值落在 ± 2 倍误差内, 而改进 Corten-Dolan 模型的预测值落在 ± 1.5 倍误差内。应用 Z 模型和改进 Corten-Dolan 模型能得到相对接近的疲劳寿命预测值, 而从某种程度上来讲, 后者的预测精度又要优于前者。基于文献[198]的研究结果, Z 模型的预测结果能满足工程上的精度要求, 因此, 本章提出的考虑损伤程度和应力状态的改进 Corten-Dolan 模型是有效并且可靠的, 可用于疲劳寿命的预测和评估。

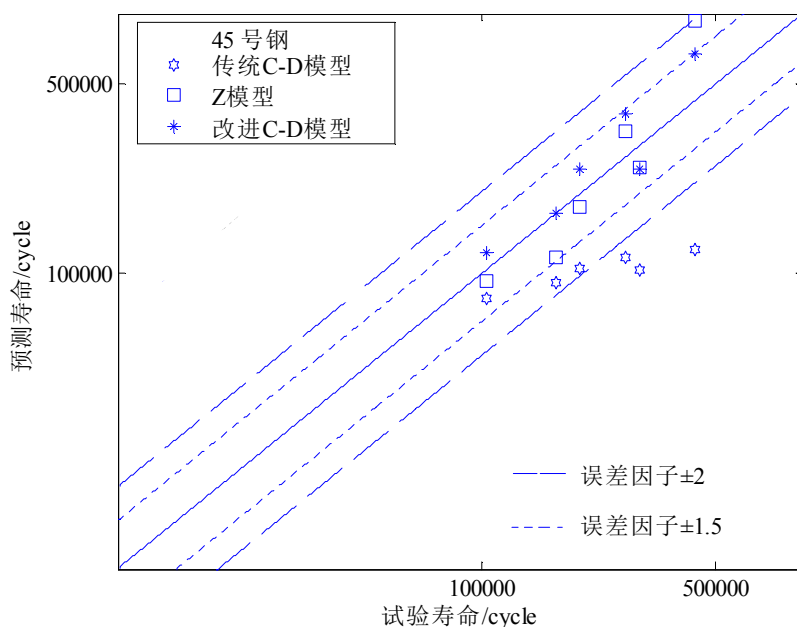


图 3-3 三种模型疲劳寿命预测值与试验值对比 (标准 45 号钢)

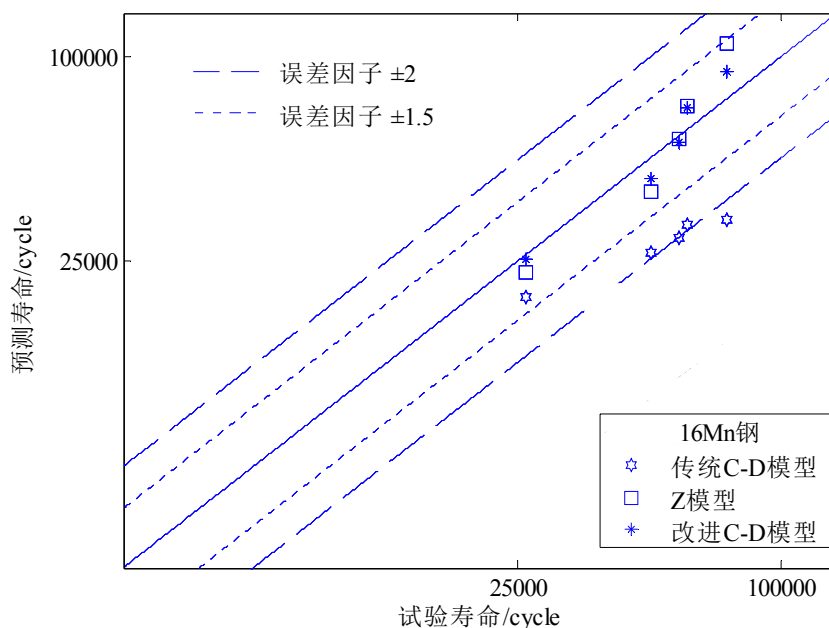


图 3-4 三种模型疲劳寿命预测值与试验值对比（标准 16Mn 钢）

3.4.2 多级载荷下焊接接头的疲劳寿命预测

当材料参数 γ 在二级加载条件下确定时，其值可用于多级变幅加载条件下的疲劳寿命预测。因此，相比于第二章的考虑载荷间相互作用的改进 Manson-Halford 模型，本章提出的考虑损伤程度和应力状态的改进 Corten-Dolan 模型在多级变幅载荷下的疲劳寿命预测过程更为简便，下面将通过算例进行阐述。

Q235B 铸钢的焊接接头低温冲击韧性较好，可用于高速转向架焊接构架的制造^[205]。因此，本节采用文献[206]中二级加载和多级变幅加载条件下的试验数据，对材料为 Q235B 的焊接接头进行疲劳寿命预测。首先采用二级加载条件下的试验数据，即表 3-5 中的数据，预测焊接接头的疲劳寿命。同时，根据疲劳失效准则确定材料参数 γ ，并根据表 3-6 中的试验数据，将所确定的 Q235B 焊接接头材料参数 γ 代入式(3-14)和(3-15)，得到多级变幅加载条件下的疲劳寿命和累积损伤预测值，如表 3-6 所示。表 3-6 同样列出了采用 Miner 法则和传统 Corten-Dolan 模型所得到的预测结果，三种模型在多级变幅加载条件下的疲劳寿命预测对比见图 3-7。

结合图 3-5 和表 3-6 可知，应用考虑损伤程度和应力状态的改进 Corten-Dolan 模型所得到的疲劳寿命预测结果中，90%在 ± 2 倍误差因子内，近 70%在 ± 1.5 倍因子内，预测精度总体上优于 Miner 法则和传统 Corten-Dolan 模型。但是，随着级数的增加，改进 Corten-Dolan 模型的预测精度有所下降，这可能是由于二级加载条件下的试验数据较少，拟合得到的材料参数 γ 的准确度不够高，这个问题可随着

试验次数的增加或收集更多的试验数据得到解决。通过对比可知，虽然改进 Corten-Dolan 模型的预测精度下降，但其疲劳寿命预测结果仍然比 Miner 法则和传统 Corten-Dolan 模型更接近于试验寿命，即预测效果仍优于 Miner 法则和传统 Corten-Dolan 模型。

表 3-6 二级载荷下焊接接头试验数据

试件 编号	应力 σ_i (MPa)	应力作用频次 n_i (10^4 次)	单级应力下的疲劳寿命 N_{fi} (10^4 次)	试验寿命 N_E (10^6 次)
1	38	40	107.72	73.01
	40	33.01	86.40	
2	44	40	57.35	56.64
	46	16.64	47.37	
3	32	40	97.7	58.41
	33.52	18.41	80.94	
4	30.48	40	119.02	65.50
	32	25.5	97.70	

表 3-7 多级载荷下焊接接头试验数据及疲劳寿命估算结果

试件 编号	应力 σ_i (MPa)	应力作用 频次 n_i (10^4 次)	单级应力 下的疲劳 寿命 N_{fi} (10^4 次)	试验寿命 N_E (10^6 次)	疲劳寿命 N_{MP} (10^6 次)		
					Miner 法则	传统 C-D 模型	改进 C-D 模型
1	38	40	107.72	1.0475	0.8820	0.9043	1.0766
	40	40	86.4				
	42	24.75	70.05				
2	40	40	86.40	1.0763	0.7101	0.7267	0.8597
	42	40	70.05				
	44	27.63	57.35				
3	23.3	95.17	12.97	0.7656	0.6506	0.6428	0.7275
	25.1	64.81	44.35				
	26.0	54.03	19.24				

续表 3-7 多级加载条件下焊接接头试验数据及疲劳寿命估算结果

试件 编号	应力 σ_i (MPa)	应力作用 频次 n_i (10^4 次)	单级应力 下的疲劳 寿命 N_{fi} (10^4 次)	试验寿命 N_E (10^6 次)	疲劳寿命 N_{MP} (10^6 次)		
					Miner 法则	传统 C-D 模型	改进 C-D 模型
4	20.6	49.6	179.77	1.1058	1.5435	1.5144	1.8177
	21.5	50.3	144.15				
	22.4	10.68	116.64				
5	28.7	19.05	32.44	2.7918	0.7356	0.6973	1.5351
	25.1	107.37	64.81				
	23.3	124.87	95.17				
	22.4	27.87	116.64				
6	20.6	49.6	179.77	1.8044	1.2957	1.2701	1.5290
	21.5	50.3	144.15				
	22.4	40.6	116.64				
	23.3	39.94	95.17				
7	28.95	40	146.47	1.2824	1.1245	1.2298	1.8471
	30.48	40	119.02				
	32.00	40	97.70				
	35.05	8.24	67.62				
8	30.48	40	119.02	1.3405	0.7826	0.8491	1.2362
	33.52	40	80.94				
	35.05	40	67.62				
	38.10	14.05	48.26				
9	22.4	25.03	116.64	1.5805	0.6349	0.5950	1.1043
	23.3	53.07	95.17				
	25.1	44.35	64.81				
	26.0	21.56	54.03				
	30.9	14.04	22.15				

续表 3-7 多级加载条件下焊接接头试验数据及疲劳寿命估算结果

试件 编号	应力 σ_i (MPa)	应力作用 频次 n_i (10^4 次)	单级应力 下的疲劳 寿命 N_{fi} (10^4 次)	试验寿命 N_E (10^6 次)	疲劳寿命 N_{MP} (10^6 次)		
					Miner 法则	传统 C-D 模型	改进 C-D 模型
10	32.76	40	88.85	1.7303	0.6425	0.6843	0.9340
	34.29	40	73.87				
	35.81	40	61.98				
	37.33	40	52.39				
	38.86	13.03	44.53				
11	32.00	40	97.70	2.5287	0.6133	0.6371	0.7543
	33.52	40	80.98				
	35.05	40	67.60				
	36.57	40	56.93				
	38.10	92.87	48.24				

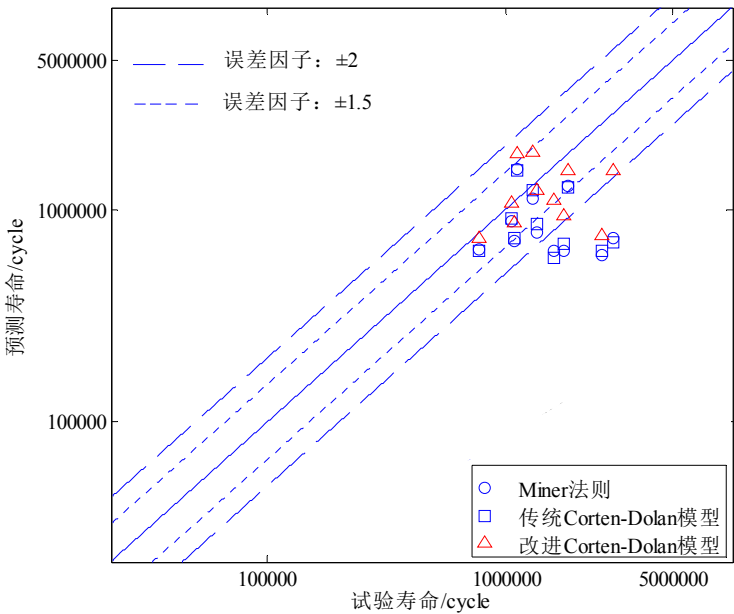


图 3-5 多级载荷下焊接接头疲劳寿命预测结果对比图

3.4.3 209 型转向架焊接构架的疲劳寿命预测

如前所述，目前工程中许多焊接结构的服役环境复杂、承载状态恶劣，疲劳

问题严重。如列车关键焊接部件，诸如焊接车体、底架、转向架焊接构架等，为实现启动、加速、制动、停车等一系列动作，其工作应力和工作环境呈现动态变化特征，加上列车对速度和载重要求的不断提高，其疲劳寿命预测及以此为基础的维修策略一直是大众关注的焦点。考虑到转向架焊接构架的承载特点和工作环境，本节采用 209 型转向架焊接构架的实际运营数据，对本章提出的考虑损伤程度和应力状态的改进 Corten-Dolan 模型进行验证，并对其应用于工程上焊接接头疲劳寿命预测的可行性进行说明。根据文献[207-208]中的方法及所整理的数据，209 型转向架焊接构架在运营过程中所承受的应力及其作用频次、各级应力单独作用下的疲劳寿命如表 3-8 所示。

该 209 型转向架焊接构架在 20 年内运行是安全的，其每年运行里程大约为 $3.0 \times 10^5 \text{ km}$ ，振动频次为 270 次/km，即该 209 型转向架焊接构架的实际循环次数为 $N_{\text{real}} = 1.62 \times 10^9$ [207-208]。下面的分析工作将以此数据为基础，对模型的预测精度进行验证和说明。

表 3-8 209 型转向架焊接构架载荷谱[208]

应力级别 i	应力 σ_i (MPa)	作用次数 n_i (次)	单级应力下的疲劳 寿命 N_{fi} (10^6 次)	n_i/N_{fi} (10^{-6})
1	241.5	1	0.60	1.6667
2	228.8	1	0.72	1.3889
3	214.5	3	0.92	3.2609
4	203.6	2	1.11	1.8018
5	203.3	7	1.11	6.3063
6	181.5	14	1.69	8.2840
7	172.1	40	2.04	19.6078
8	154.4	97	3.04	31.9079
9	136.8	283	4.72	59.9576
10	122.8	800	∞	0
11	101.6	2,202	∞	0
12	89.2	6,582	∞	0
13	67.6	21,901	∞	0
14	63.3	55,662	∞	0
15	34.4	912,405	∞	0

如前所述，对于列车焊接构架而言，当采用 S-N 曲线和累积损伤理论方法时，

较多地使用 Miner 法则进行疲劳寿命预测。通过 Miner 法则，可较容易地得到累积损伤和疲劳寿命预测值：

$$D = \sum_{i=1}^{15} \frac{n_i}{N_{fi}} = 1.3418 \times 10^{-4} \quad (3-18)$$

$$N_{\text{Miner}} = \sum_{i=1}^{15} n_i / D = 1000000 / 1.3418 \times 10^{-4} = 7.4527 \times 10^9 \quad (3-19)$$

通过与实际寿命的比较，得到疲劳寿命预测误差：

$$\delta_{\text{Miner}} = \frac{N_{\text{Miner}} - N_{\text{real}}}{N_{\text{real}}} \times 100\% = \frac{7.4527 \times 10^9 - 1.62 \times 10^9}{1.62 \times 10^9} \times 100\% = 360.04\% \quad (3-20)$$

与 2.4.3 小节的结果相似，采用 Miner 法可方便地预测焊接构架的疲劳寿命，但得到的误差较大，且偏于危险。

下面通过改进 Corten-Dolan 模型对该焊接构架的疲劳寿命进行预测。209 型转向架焊接构架的主要材料为 A3 钢，根据 GB700-88，A3 钢的材料属性与 Q235 系列钢的相似，因此，本节在计算构架的疲劳寿命时，将采用上节中 Q235B 焊接接头的 γ 作为 209 型转向架焊接构架的材料参数 γ 。根据表 3-8，焊接构架的疲劳寿命预测值和预测误差分别为：

$$N_{\text{MCD}} = \frac{N_1}{\sum_i \alpha_i (\sigma_i / \sigma_1)^{\exp((n_i / N_i) \sigma_1 / \sigma_1) + \gamma}} = 1.5485 \times 10^9 \quad (3-21)$$

$$\delta_{\text{MCD}} = \frac{N_{\text{MCD}} - N_{\text{real}}}{N_{\text{real}}} \times 100\% = \frac{1.5485 \times 10^9 - 1.62 \times 10^9}{1.62 \times 10^9} \times 100\% = -4.41\% \quad (3-22)$$

由此可见，采用改进 Corten-Dolan 模型预测 209 型转向架焊接构架的疲劳寿命，所得结果与实际寿命较为接近，且所得误差明显比通过 Miner 法则计算得到的小，且偏于安全，验证了改进 Corten-Dolan 模型的工程适用性。同时，由于二级加载下的材料参数 γ 可应用于多级加载情况，且其形式和计算过程比改进 Manson-Halford 模型简单，因此可用于工程实际中焊接接头的疲劳寿命预测。

3.5 本章小结

工程中许多焊接结构的疲劳失效由低于疲劳极限的小载荷造成，Corten-Dolan 模型能较好地考虑小载荷对累积损伤的贡献，然而，其关键指数 d 的确定方法仍然存在争议，导致利用该模型得到的寿命预测结果常常与实际寿命相差较大。针对此问题，本章提出指数 d 与焊接接头当前的损伤程度和应力状态相关，并将其

引入到 Corten-Dolan 模型中, 提出改进 Corten-Dolan 模型, 改进模型符合二元失效判据, 能较好地反映疲劳失效的内部机制。通过对比发现, 采用改进 Corten-Dolan 模型得到的疲劳寿命预测结果偏于安全, 且预测精度能得到明显地提高。此外, 相比于上一章提出的改进 Manson-Halford 模型, 改进 Corten-Dolan 模型的形式更简单, 可用于工程实际中级数更多、承载更为复杂的焊接结构的疲劳寿命预测。

第四章 基于广义多项式混沌法的概率疲劳寿命预测

4.1 引言

在第二章和第三章中，通过对非线性累积损伤理论的深入探讨及模型改进，研究了基于 S-N 曲线的疲劳寿命预测方法。在前述章节中，所采用的方法均认为寿命预测模型中各参数可通过试验、仿真、拟合等进行确定，即在一给定加载环境下，各参数为确定的常数，进而通过将各参数代入预测模型，得到确定的疲劳寿命值。该类方法认为模型中各参数为确定的常数，因此为确定性寿命预测方法。此类方法适用于试验数据充足情况下的疲劳寿命预测和评估。然而，疲劳数据的获取会受到诸如试验样本、条件、操作以及数据读取等不确定性因素的影响，而 S-N 曲线是材料或结构寿命预测的基础参数，其主要获取途径是通过大量的疲劳试验和拟合分析。由于诸多不确定性因素的影响，造成常幅载荷下的疲劳寿命具有不同程度的分散性，从而使得 S-N 存在不确定性。为实现与实际情况吻合的寿命预测，需考虑 S-N 曲线的不确定性。

相较于非焊接结构，焊接结构的疲劳寿命，除受到疲劳循环载荷和外部加载环境的影响，还要受到焊接工艺、残余应力、焊接缺陷等不确定性因素的影响，疲劳损伤机理更为复杂，因而，采用确定性方法得到的焊接接头疲劳寿命预测结果存在较大分散性。文献[209]采用不同的 S-N 曲线，对横向十字焊接接头疲劳寿命进行了预测，结果表明疲劳寿命预测值将随着 S-N 曲线的不同而存在较大差异。因此，采用不同模型预测相同环境下焊接接头的疲劳寿命，所得到的预测精度差异较大的现象，不仅与建模初期对物理现象认识的深刻程度及考虑因素有关，还与焊接接头 S-N 曲线的不确定性有关。研究表明，由于 S-N 曲线存在不确定性，导致疲劳寿命预测精度位于 0.03-4 倍甚至更大的分散带中^[209-210]。对于焊接接头，由于焊接工艺的差异，即使接头类型相同，其常幅载荷下的疲劳寿命也存在较大差异。因此，焊接接头的疲劳寿命是受焊接工艺、接头形式、焊接材料、残余应力、焊接缺陷等因素影响，存在不确定性的变量。而确定性方法不能考虑不确定性因素的影响；若采用概率统计方法，疲劳寿命的概率分布仅能在合理的控制条件下进行多次试验后获得，否则所得到的概率分布不可用以全面反应实际疲劳寿命的分散性和不确定性。工程实际中，大多对研发周期有限制，且可能存在资金短缺，加上技术上的困难，开展大量试验具有较大的难度。同时，由于试验所采用的试件各有不同，且试验操作、数据读取等依赖于试验设备的精确程度及试验人员的主观判断，这些因素进一步增大了焊接接头疲劳寿命的不确定性。

本章将对影响焊接接头疲劳寿命的不确定性因素进行概述, 考虑到多项式混沌理论对不确定性问题的良好处理能力, 将其引入到疲劳寿命预测中, 并结合前述章节所得的非线性累积损伤模型, 构建考虑 S-N 曲线不确定性的累积损伤模型及概率疲劳寿命预测方法。

4.2 焊接接头 S-N 曲线的不确定性

对于焊接接头, 其 S-N 曲线不仅要受到载荷、环境等外部不确定性因素的影响, 焊接工艺、接头形式、残余应力、焊接缺陷等内部因素存在不确定性也是造成 S-N 曲线具有分散性和随机性的重要原因, 后者是有别于非焊接结构的特征。内部因素, 如焊接缺陷, 是产生应力集中的重要原因, 在循环载荷作用下, 应力集中处通常会成为疲劳裂纹的发源地, 因此会影响整个焊接结构的疲劳寿命, 而其形状、尺寸、分布均存在不确定性, 最终导致疲劳寿命存在不确定性和分散性。

同类型的焊接接头, 若采用不同的焊接工艺方法, 即使所采用的焊接材料相同, 也会获得不同的 S-N 曲线。李晓威^[211]研究了采用 TIG (Tungsten Inert Gas)、A-TIG (Activating Flux TIG)、LSND-TIG (Low Stress No-distortion TIG)、U-TIG (Ultrasonic TIG) 等工艺方法焊接而成的 T 型接头 TC4 薄板的疲劳性能, 通过断口 SEM 图 (Scanning Electron Microscope, SEM) 发现焊趾或焊缝表面为断口起裂的多发位置, 同时不同的焊接工艺具有不同的特点, 从而导致了焊接材料和接头形式均相同的焊接接头却具有不同的 S-N 曲线。陶传琪^[212]通过实验研究不同焊接工艺参数, 即通过改变电流、电压的情况下转向架焊接接头的疲劳性能, 发现接头的静载强度和塑形对焊接参数的改变不敏感, 但疲劳极限会随着电流的增大而减小。由此可见, 焊接接头的 S-N 曲线会随着焊接工艺方法的不同而存在分散性。

应用于复杂机械结构的焊接接头形式有许多种, 常见的有对接、搭接、十字等形式。不同类型的焊接接头, 其缺口形式不同, 应力分布的不均匀性常有差异, 例如, 对接接头上的应力分布比较均匀; 对于十字接头, 由于其焊缝向母材的过渡较为急剧, 截面变化非常明显, 因此应力分布极为不均匀; 对于搭接接头, 其应力分布的不均匀性, 不仅体现在焊缝处, 搭接板中也是如此^[1]。应力分布的不均匀会造成应力集中, 而不同形式的焊接接头, 其应力集中的严重程度各有不同, 即应力集中系数不同。同时, 由于不同形式的焊接接头, 其应力集中系数的影响因素存在较大差异, 如对于对接接头, 影响应力集中系数的主要因素包括焊缝余高、焊缝向母材过渡半径和夹角; 对于十字接头, 应力集中系数主要受角焊缝形状的影响; 对于搭接接头, 其应力集中系数的影响因素更为复杂。因此, 对于不

同形式的焊接接头，其相应的应力集中系数及其影响因素各有不同，焊接接头的疲劳强度也随之产生差异。

通常，焊缝附近会存在残余应力。当焊件受外载荷作用时，焊件表面的应力则由两部分组成，即外部载荷和残余应力。而经研究发现，残余应力接近于屈服极限，因此，焊件表面的应力可能为压缩应力，也可能为拉伸应力。由于压缩应力利于疲劳强度的提高，而拉伸应力却使疲劳强度降低。因此，焊接接头中的残余应力存在不确定性，造成了疲劳强度的不确定，进而影响焊件的 S-N 曲线。

在焊接接头中，由于焊接工艺而不可避免地会造成金属不连续、不致密或连接不良的现象，即为焊接缺陷。由于焊接缺陷的存在，构件承载截面的有效面积变小，同时，在焊接缺陷周围存在较明显的应力集中，当构件承受疲劳载荷时，疲劳裂纹常常始于焊接缺陷，并最终导致失稳断裂。焊接缺陷可分为三类：平面缺陷，如裂纹、未熔合及未焊透等；体积缺陷，如气孔、夹杂等；成型不良，如咬边、错位、角变形等。不同类型的焊接缺陷形成原因详见文献[1]。焊接缺陷的存在与否、分布情况以及尺寸均存在不确定性，使得焊接接头的 S-N 曲线存在不确定性。

因此，在上述不确定性因素影响下，焊接接头常幅载荷下的疲劳寿命通常存在较大的分散性，从而成为疲劳寿命预测值与真实寿命之间的偏差存在不确定性的一方面原因。因此，为得到与实际情况更吻合的疲劳寿命预测结果，需对其 S-N 曲线的不确定性进行考虑。目前，通常采用两种方法处理常幅载荷下疲劳寿命的统计特性，一种是将各级应力单独作用下的疲劳寿命视为相互独立的随机变量，另一种是采用材料在不同存活率下的 S-N 曲线族描述疲劳寿命的分散性。由于实验条件的限制，本章采用的是第一种方法。同时，考虑到多项式混沌理论具有耗时少，精度高的优点，便于分析和研究不确定性问题，本章将应用多项式混沌理论，评估 S-N 曲线的不确定性，结合第二章的改进 Manson-Halford 模型和第三章的改进 Corten-Dolan 模型，进行概率疲劳寿命预测研究。

4.3 基于广义多项式混沌法的概率疲劳寿命预测

4.3.1 广义多项式混沌法

多项式混沌理论的主要思想，是用对应特定分布类型的正交多项式之和来近似地表示一个随机的过程，于 1938 年由 Wiener^[213]提出，用于建立湍流模型。多项式混沌方法属于非统计方法，与传统的统计方法相比，具有计算量小、精度高等优点。正因为具有这些优点，学者们将该方法应用到各个工程领域，如有限变形问题、瞬态传热问题、随机差分方程等。目前，多项式混沌理论主要包括广义

多项式混沌 (Generalized Polynomial Chaos, gPC)、多元广义多项式混沌 (Multi-Element Generalized Polynomial Chaos, ME-gPC)、随机多项式混沌 (Arbitrary Polynomial Chaos, aPC) 等。与 gPC 相比, ME-gPC 可处理随机空间的不连续性, aPC 可进行不确定性参数服从任意分布时的多项式混沌展开, 但 gPC 发展时间较长, 应用也较为广泛和成熟, 而在本文的疲劳寿命预测中, 不需划分空间, 且相关参数的分布亦可通过假设或统计分析使之成为已知条件, 因此, 本文采用 gPC 对 S-N 曲线的不确定性进行分析。

假设有如下模型:

$$Y = \mathfrak{R}(z) \quad (4-1)$$

假设 $\mathfrak{R}(z)$ 不能显示表达, 但 z 的概率空间充分光滑, 且能够通过数值模拟等方法得到与 z 相对应的响应量 Y , 那么用代理模型的方法可得到 Y 的相关统计特性。对于一个确定的系统, 若其输入受随机参数影响, 且用集合 $\{\xi_i\}_{i=1}^n$ 表示随机参数, 那么, 由于输出的不确定性仅由输入的不确定性决定, 因此, 系统的输入也能用集合 $\{\xi_i\}_{i=1}^n$ 表示。

对于高斯分布的随机场, Wiener-Askey 多项式混沌的级数以指数形式收敛, 因此, Wiener 多项式混沌能很好的处理高斯分布随机场问题。而对于非高斯分布的随机场, 文献[215]证明 Wiener 多项式混沌的级数也收敛, 但是速度会比较慢。因此, 为了解决这个问题, Xiu 和 Karniadakis^[216-217]在 Wiener-Askey 多项式混沌的基础之上, 对基于高斯分布随机场的 Hermite 多项式进行拓展, 最终得到了针对不同分布类型的随机变量的混沌多项式族。与常见分布类型相对应的混沌多项式族如表 4-1 所示。

表 4-1 不同分布类型的随机变量所对应的混沌多项式族

分布类型	对应的混沌多项式族
Guassian	Hermite Chaos
Uniform	Legendre Chaos
Gamma	Laguerre Chaos
Beta	Jacobi Chaos
Poisson	Charlier Chaos
Binomial	Krawtchouk Chaos
Hypergeometric	Hahn Chaos
Non-negative Binomial	Meixner Chaos

假设系统输入的随机变量服从高斯分布，则对应于高斯分布的混沌多项式为 Hermite Chaos，则式(4-1)展开成以下形式：

$$Y = \alpha_0 \Gamma_0 + \sum_{i_1} \alpha_{i_1} \Gamma_1(\xi_{i_1}) + \sum_{i_1=1}^{\infty} \sum_{i_2=1}^{i_1} \alpha_{i_1 i_2} \Gamma_2(\xi_{i_1}, \xi_{i_2}) + \sum_{i_1=1}^{\infty} \sum_{i_2=1}^{i_1} \sum_{i_3=1}^{i_2} \alpha_{i_1 i_2 i_3} \Gamma_3(\xi_{i_1}, \xi_{i_2}, \xi_{i_3}) + \dots \quad (4-2)$$

其中， $\alpha_0, \alpha_1, \alpha_2, \dots$ 为待定常系数， $\xi_1, \xi_2, \xi_3, \dots$ 为相互独立且服从标准正态分布的变量， $\Gamma_k(\xi_{i_1}, \xi_{i_2}, \dots, \xi_{i_k})$ 为 k 次多维 Hermite 多项式。为简便起见，将式(4-2)写成紧凑形式：

$$Y = \sum_{j=0}^{\infty} \beta_j \Pi_j(\xi) \quad (4-3)$$

式中， β_j 为多项式混沌展开系数， $\Pi_j(\xi)$ 为 Wiener-Askey 混沌多项式， $\xi = (\xi_1, \xi_2, \dots, \xi_n)$ 为随机变量向量。

假设 ξ 为二维随机变量向量，则式(4-2)可改写为：

$$\begin{aligned} Y = & \alpha_0 \Gamma_0 + \alpha_1 \Gamma_1(\xi_1) + \alpha_2 \Gamma_1(\xi_2) + \alpha_{11} \Gamma_2(\xi_1, \xi_1) + \alpha_{12} \Gamma_2(\xi_1, \xi_2) + \\ & \alpha_{22} \Gamma_2(\xi_2, \xi_2) + \alpha_{111} \Gamma_3(\xi_1, \xi_1, \xi_1) + \alpha_{112} \Gamma_3(\xi_1, \xi_1, \xi_2) + \\ & \alpha_{122} \Gamma_3(\xi_1, \xi_2, \xi_2) + \alpha_{222} \Gamma_3(\xi_2, \xi_2, \xi_2) + \dots \end{aligned} \quad (4-4)$$

式(4-4)与式(4-3)进行对比，可知函数 $\Gamma[\cdot]$ 与函数 $\Pi[\cdot]$ 仅下标有变化，而函数功能一致。因此，将式(4-4)按照函数 $\Pi[\cdot]$ 的形式改写为：

$$\begin{aligned} Y = & \beta_0 \Pi_0 + \beta_1 \Pi_1 + \beta_2 \Pi_2 + \beta_3 \Pi_3 + \beta_4 \Pi_4 + \beta_5 \Pi_5 + \beta_6 \Pi_6 + \\ & \beta_7 \Pi_7 + \beta_8 \Pi_8 + \beta_9 \Pi_9 + \dots \end{aligned} \quad (4-5)$$

函数 $\Gamma[\cdot]$ 与函数 $\Pi[\cdot]$ 的对应关系显而易见，例如，式(4-4)中的项 $\alpha_{111} \Gamma_3(\xi_1, \xi_1, \xi_1)$ 与式(4-5)中的项 $\beta_6 \Pi_6$ 完全一样。

n 维 Hermite 混沌多项式为：

$$\Gamma_n(\xi_{i_1}, \xi_{i_2}, \xi_{i_3}, \dots, \xi_{i_n}) = e^{\frac{1}{2} \xi^T \xi} (-1)^n \frac{\partial^n}{\partial \xi_{i_1} \partial \xi_{i_2} \dots \partial \xi_{i_n}} e^{-\frac{1}{2} \xi^T \xi} \quad (4-6)$$

式中， n 为随机变量的维数。根据式(4-6)，较易得到一维 Hermite 混沌多项式：

$$\begin{aligned} \Gamma_0(\xi) &= 1, \Gamma_1(\xi) = \xi, \Gamma_2(\xi) = \xi^2 - 1, \\ \Gamma_3(\xi) &= \xi^3 - 3\xi, \dots, \Gamma_n(\xi) = \xi \Gamma_{n-1}(\xi) - (n-1) \Gamma_{n-2}(\xi) \end{aligned} \quad (4-7)$$

表 4-2、表 4-3 为一维和二维的各阶 Hermite 多项式。若 Hermite 混沌多项式中的随机变量均服从标准正态分布且相互独立，则多项式的各项具有正交性，即：

$$\langle \Pi_m, \Pi_n \rangle = 0, m \neq n \quad (4-8)$$

表 4-2 一维随机变量各阶 Hermite 多项式

j	混沌多项式的阶数 χ	第 j 个混沌多项式 Π_j
0	$\chi = 0$	1
1	$\chi = 1$	ξ_1
2	$\chi = 2$	$\xi_1^2 - 1$
3	$\chi = 3$	$\xi_1^3 - 3\xi_1$
4	$\chi = 4$	$\xi_1^4 - 6\xi_1^2 + 3$

表 4-3 二维随机变量各阶 Hermite 多项式

j	混沌多项式的阶数 χ	第 j 个混沌多项式 Π_j
0	$\chi = 0$	1
1	$\chi = 1$	ξ_1
2		ξ_2
3	$\chi = 2$	$\xi_1^2 - 1$
4		$\xi_1\xi_2$
5		$\xi_2^2 - 1$
6		$\xi_1^3 - 3\xi_1$
7	$\chi = 3$	$\xi_1^2\xi_2 - \xi_2$
8		$\xi_1\xi_2^2 - \xi_1$
9		$\xi_2^3 - 3\xi_2$
10	$\chi = 4$	$\xi_1^4 - 6\xi_1^2 + 3$
11		$\xi_1^3\xi_2 - 3\xi_1\xi_2$
12		$\xi_1^2\xi_2^2 - \xi_1^2 - \xi_2^2 + 1$
13		$\xi_1\xi_2^3 - 3\xi_1\xi_2$
14		$\xi_2^4 - 6\xi_2^2 + 3$

Hermite 多项式构成了一组 L_2 空间中的完备正交基，即：

$$\langle \Pi_m, \Pi_n \rangle = \langle \Pi_m^2 \rangle \delta_{mn} \quad (4-9)$$

$$\langle p(\xi), q(\xi) \rangle = \int p(\xi)q(\xi)\theta(\xi)d\xi \quad (4-10)$$

式中， $\langle \cdot, \cdot \rangle$ 表示内积， δ_{mn} 为 Kronecker（克罗内克）函数， $\theta(\xi)$ 为 Hermite 多项式的权函数，且 $\theta(\xi) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\xi^T \xi}$ 。

在式(4-3)中, Hermite 多项式的各项系数 β_j 可由 Galerkin 投影法求得, 即:

$$\beta_j = \frac{\langle Y, \Pi_j \rangle}{\langle \Pi_j^2 \rangle} = \frac{1}{\langle \Pi_j^2 \rangle} \int Y \Pi_j \theta(\xi) d\xi \quad (4-11)$$

此方法有一定的局限性, 要求 Y 必须有明确解析解。

4.3.2 S-N 曲线的不确定性分析及概率疲劳寿命预测

对基于 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论的寿命预测方法, S-N 曲线是关键材料参数, 影响着整个寿命预测过程能否进行, 同时关系到预测精度能否满足要求。根据文献[218], S-N 曲线是用以表示构件的疲劳寿命与所施加的应力水平之间关系的曲线, 反映了材料的疲劳特性。S-N 曲线是在给定应力比的情况下, 施加不同水平的常幅载荷进行疲劳试验, 记录各级载荷相对应的疲劳寿命, 再经后期拟合得到。在确定性疲劳寿命预测方法中, S-N 曲线中的“N”通常指各级应力下疲劳寿命的平均值, 而不考虑其分散性。但对于工程中的焊接结构和零部件, 这种处理方式常常达不到满意的效果, 甚至可能导致灾难性事故的发生^[219]。

S-N 曲线的表达式较常用的是幂函数形式, 即将疲劳寿命与应力水平之间的关系用式(4-12)表示:

$$N_f (\Delta \sigma)^m = C \quad (4-12)$$

将上式两边同时取对数, 则可转化为:

$$\ln N_f + m \ln (\Delta \sigma) = \ln C \quad (4-13)$$

由式(4-12)发现, 在 $\Delta \sigma$ 作用下, 疲劳寿命 $\ln(N_f)$ 将受到材料参数 C 和 m 的影响。研究表明, 对于一给定的材料, 参数 C 和 m 不是固定不变的常数, 存在一定的分散性和不确定性, 究其原因, 是由于试件内部的夹杂物、气泡、微观裂纹等具有不确定性^[222-223]。对于焊接接头, 其内部的焊接缺陷是不可避免的, 含有的气泡、夹杂、微裂纹等比非焊接结构更多、分布情况更复杂, 加上未熔合、未焊透等缺陷, 以及焊接工艺、接头形式的不同, S-N 曲线的材料参数 C 和 m 的不确定性势必更为明显。因此, 在采用基于 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论的方法对焊接接头进行寿命预测时, 考虑 S-N 曲线的不确定性是必要的, 而 S-N 曲线的不确定性, 归根结底表现为材料参数 C 和 m 的不确定性。因此, 本节将在以上分析的基础上, 通过广义多项式混沌法来考虑 S-N 曲线的不确定性, 并结合改进 Manson-Halford 模型和改进 Corten-Dolan 模型, 进行概率疲劳寿命预测。

常幅载荷下疲劳寿命的获取是 S-N 曲线的基础。通常, 认为常幅载荷下的疲

劳寿命 $N(\mathbf{x})$ 服从对数正态分布或 Weibull 分布^[43, 222], 其中, $\mathbf{x} = x_1, x_2, \dots, x_n$ 为影响疲劳寿命的不确定性参数向量。以 $N(\mathbf{x})$ 服从对数正态分布为例, $\ln(N(\mathbf{x}))$ 则为正态分布^[43]。为了建立疲劳寿命的多项式混沌展开模型, 假设不确定性参数 $x_1, x_2, \dots, x_n$ 相互独立。因此, 在不确定性参数 $x_1, x_2, \dots, x_n$ 输入下, 对应于各级应力水平的疲劳寿命可通过下式近似计算:

$$\ln(N(\mathbf{x})) = \sum_{j=0}^{\infty} \beta_j \Pi_j(\mathbf{x}) \quad \mathbf{x} = \{x_1, x_2, \dots, x_n\} \quad (4-14)$$

式中, $\mathbf{x} = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}$ 为不确定性参数向量。根据多项式混沌展开的性质, 可取有限项对疲劳寿命进行近似估计, 假设取 s 项, 则疲劳寿命预测模型简化为:

$$\ln(N(\mathbf{x})) = \sum_{j=0}^{s-1} \beta_j \Pi_j(\mathbf{x}) \quad \mathbf{x} = \{x_1, x_2, \dots, x_n\} \quad (4-15)$$

式中, $s = \frac{(n+\chi)!}{n!\chi!}$, χ 为多项式混沌展开的阶数。

为提高计算速度, 可将 $x_1, x_2, \dots, x_n$ 标准化转换为随机变量 $\zeta_1, \zeta_2, \dots, \zeta_n$ 。

$$\zeta_i = \frac{x_i - E(x_i)}{\sqrt{\text{Var}(x_i)}} \quad (4-16)$$

式中, $E(x_i)$ 和 $\text{Var}(x_i)$ 分别表示随机变量 x_i 的期望和方差。由于 $\mathbf{x} = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}$ 中各随机变量相互独立, 则标准化后, $\boldsymbol{\zeta} = (\zeta_1, \zeta_2, \dots, \zeta_n)$ 中的随机变量也是相互独立的。将一维正交多项式相乘即可组合为多维正交多项式 $\Pi_j(\boldsymbol{\zeta})$, 即:

$$\Pi_j(\zeta_1, \zeta_2, \dots, \zeta_n) = \prod_{i=1}^n \varphi_i^{l_i}(\zeta_i) \quad (4-17)$$

式中, $j = 0, 1, 2, \dots, s-1$; $l_i = 0, 1, 2, \dots, \chi$; $\sum_{i=1}^n l_i \leq \chi$, $\varphi_i^{l_i}(\zeta_i)$ 为 l_i 阶一维正交多项式, 其参量为随机变量 ζ_i ($i = 1, 2, \dots, n$), 根据参量 ζ_i 的分布类型和表 4-1 中的对应关系以及文献[223]中的方法, 可确定一维正交多项式基底 $\varphi_i^{l_i}(\zeta_i)$ 。

假设材料在常幅载荷 $\Delta\sigma$ 作用下的疲劳寿命用 $N(\mathbf{x})$ 来表示, 通过以上的分析可知, 材料参数 C 和 m 为随机变量, 并且有 $\mathbf{x} = (\ln(C), m)$ 。将 $\mathbf{x} = (\ln(C), m)$ 代入以上模型, 并求解多项式混沌展开系数, 即可得到常幅载荷下疲劳寿命的多项式混沌展开式。通过将各级载荷下的疲劳寿命用多项式混沌展开式表达, 并代入疲劳累积损伤模型, 得到基于多项式混沌展开的考虑 S-N 曲线不确定性的概率疲劳寿命预测模型, 整个计算流程如图 4-1 所示。

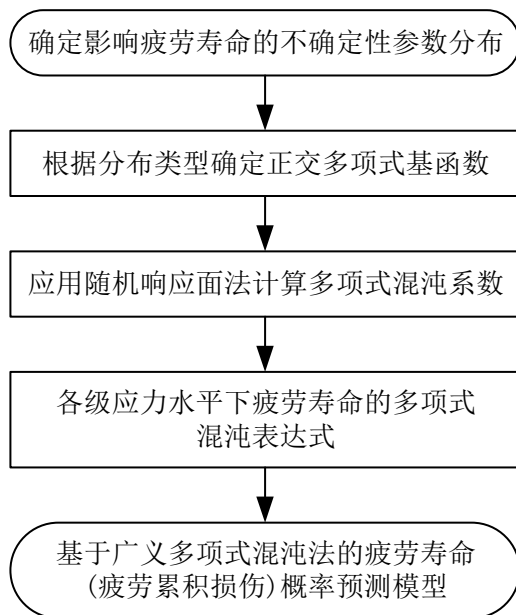


图 4-1 基于广义多项式混沌法的概率疲劳寿命预测流程图

由图 4-1 中的流程可知，要完成基于广义多项式混沌法的 S-N 曲线不确定性分析和概率疲劳寿命预测，最关键的步骤是求解多项式展开系数，Galerkin 投影法具有局限性，因此，本章采用随机响应面法对多项式展开系数进行求解。

4.3.3 基于多项式混沌展开的随机响应面法

通过对多项式混沌方法的介绍，该方法应用于疲劳寿命预测的过程中，最基础也是最关键的一步是如何计算多项式混沌展开的各项系数 β_j 。在以 $\{\xi_i\}_{i=1}^n$ 为基向量所展成的空间中， $\{\xi_i\}_{i=1}^n$ 每取一组确定的样本值都会对应一个相应的点，这些点叫做采样点或配置点，简称为配点。对于包含多维随机变量的模型，通常的做法是先进行多项式混沌展开，再采用合适的配点，计算混沌多项式展开的各项系数，最终得到模型的混沌多项式近似表达。随机响应面方法的关键所在是如何选择合适的配点。以高斯分布随机场为例，根据 Wiener 多项式混沌理论，可将其展开为以 Hermite 多项式为基函数的近似表达式。假设展开到 χ 阶，即展开式中的最高阶次为 χ ，那么，可取 $(\chi+1)$ 阶 Hermite 基函数的根为配点。

令 $n=2, \chi=2$ ，即对包含二维随机变量的模型进行二阶 Hermite 多项式展开，那么，有 $s = \frac{(\chi+n)!}{\chi!n!} = \frac{(2+2)!}{2!2!} = 6$ ，即多项式混沌有 6 项，对应的根有 $(\chi+1)^n = (2+1)^2 = 9$ 种组合。对应于高斯分布随机场的部分 Hermite 基函数如表 4-4 所示。

表 4-4 Hermite 基函数

$\Gamma_0(x) = 1$
$\Gamma_1(x) = x$
$\Gamma_2(x) = \frac{1}{\sqrt{2}}(x^2 - 1)$
$\Gamma_3(x) = \frac{1}{\sqrt{6}}(x^3 - 3x)$
$\Gamma_4(x) = \frac{1}{2\sqrt{6}}(x^4 - 6x^2 + 3)$
$\Gamma_5(x) = \frac{1}{2\sqrt{30}}(x^5 - 10x^3 + 15x)$
$\Gamma_6(x) = \frac{1}{12\sqrt{5}}(x^6 - 15x^4 + 45x^2 - 15)$

得到 3 阶 Hermite 基函数的根为 $0, \sqrt{3}, -\sqrt{3}$ ，则对应的配点包含有：
 $(0,0); (0,\sqrt{3}); (0,-\sqrt{3}); (\sqrt{3},0); (\sqrt{3},\sqrt{3}); (\sqrt{3},-\sqrt{3}); (-\sqrt{3},0); (-\sqrt{3},\sqrt{3}); (-\sqrt{3},-\sqrt{3})$ 。
 对于配点的选择，有几个原则：尽量靠近原点；尽量关于原点对称；对于高斯分布随机场，配点应包含原点；配点组数一般为多项式混沌展开项数的 2 倍。然后，运用 Collocation 逼近法求得各项未知系数，具体公式为：

$$\begin{pmatrix} \Pi_0(\eta_0) & \Pi_1(\eta_0) & \cdots & \Pi_{s-1}(\eta_0) \\ \Pi_0(\eta_1) & \Pi_1(\eta_1) & \cdots & \Pi_{s-1}(\eta_1) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \Pi_0(\eta_N) & \Pi_1(\eta_N) & \cdots & \Pi_{s-1}(\eta_N) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \beta_0 \\ \beta_1 \\ \vdots \\ \beta_{s-1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Y(\eta_0) \\ Y(\eta_1) \\ \vdots \\ Y(\eta_N) \end{pmatrix} \quad (4-18)$$

式中， $\eta_0, \eta_1, \dots, \eta_N$ 为采样点， N 为采样点数。

采用随机响应面法求解多项式展开系数的整个过程可用图 4-2 所示的流程图表示。

4.4 算例分析

为验证本章提出的基于广义多项式混沌法的考虑 S-N 曲线不确定性的概率疲劳寿命预测方法，本节将结合前述章节中提出的非线性疲劳累积损伤模型，即第二章提出的改进 Manson-Halford 模型和第三章提出的改进 Corten-Dolan 模型，根据铝合金焊接接头和 45 号钢焊接接头的疲劳试验数据进行概率疲劳寿命预测，并与 Monte Carlo 方法的预测结果进行对比。

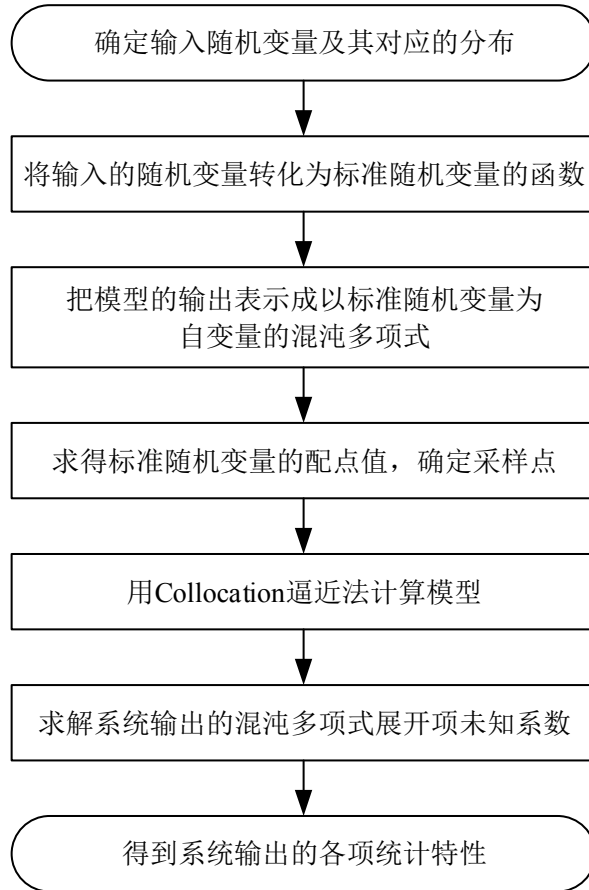


图 4-2 随机响应面法的实施过程

4.4.1 二级载荷下焊接接头的概率疲劳寿命预测

本节首先对表 2-3、2-4 中的铝合金焊接接头进行考虑 S-N 曲线不确定性的概率疲劳寿命预测。以表 2-3 中加载模式 1 为例，首先将材料参数 C 和 m 随机化，然后将载荷为 104MPa 时的疲劳寿命用包含随机变量 C 和 m 的多项式混沌展开式表达，以研究常幅载荷下疲劳寿命的不确定性。通过计算分析，得到铝合金焊接接头 S-N 曲线材料参数： $\ln(C)=27.29$ ， $m=3.029$ 。由于缺乏试验数据，在此假设 C 和 m 分别服从对数正态分布和正态分布，且均值分别为 7.1104×10^{11} 和 3.029。为了方便，将 $N_f = e^{[\ln C - \ln(\Delta\sigma)m]}$ 视为正态随机变量 ξ_1 和 ξ_2 的函数：

$$N_f = e^{\xi_1 - \ln(\Delta\sigma)\xi_2} \quad (4-19)$$

式中， $\ln C = \xi_1$ ， $m = \xi_2$ ，若 $\xi_1 \sim N(27.29, 0.01)$ ， $\xi_2 \sim N(3.029, 0.01)$ ，则 ξ_1 和 ξ_2 可用标准正态随机变量 ζ_1 和 ζ_2 表示为：

$$\xi_1 = 27.29 + 0.1\zeta_1 \quad (4-20)$$

$$\xi_2 = 3.029 + 0.1\zeta_2 \quad (4-21)$$

同理，将 N_f 表示为标准正态随机变量 ζ_1 和 ζ_2 的函数。当 $\chi=2$ 时，以 3 次 Hermite 多项式混沌基函数的最高次幂的零点为采样点，则 ζ_1 和 ζ_2 的值分别如表 4-5 所示。

表 4-5 系统对于标准正态随机变量 ζ_1 和 ζ_2 的采样 ($\chi=2$)

组号	ζ_1	ζ_2
1	0	0
2	0	$\sqrt{3}$
3	0	$-\sqrt{3}$
4	$\sqrt{3}$	0
5	$\sqrt{3}$	$\sqrt{3}$
6	$\sqrt{3}$	$-\sqrt{3}$
7	$-\sqrt{3}$	0
8	$-\sqrt{3}$	$\sqrt{3}$
9	$-\sqrt{3}$	$-\sqrt{3}$

根据式(4-19)和(4-20)计算出对应于每一组 ζ_1 和 ζ_2 值的 N_f 值，则式(4-19)按照 Hermite 混沌多项式展开成式(4-3)的形式为：

$$N_{\text{fnd}} = 618100.0000 + 68156.199\zeta_1 - 288030.4268\zeta_2 + 3394.4444(\zeta_1^2 - 1) - 28650.0000\zeta_1\zeta_2 + 63494.4444(\zeta_2^2 - 1) \quad (4-22)$$

当载荷为 104MPa 时，与之相对应的疲劳寿命可用以上二阶多项式混沌展开来近似表达。图 4-3 是应力水平为 104MPa 时，通过二阶多项式混沌展开方法及 Monte Carlo 方法得到的铝合金焊接接头疲劳寿命的对比图。图 4-3 显示，两种方法得到的疲劳寿命比较接近，但部分数据存在较大差异。多项式混沌理论可通过增加展开阶数的方法来解决此问题，因此，下面分析疲劳寿命的三阶多项式混沌展开过程。

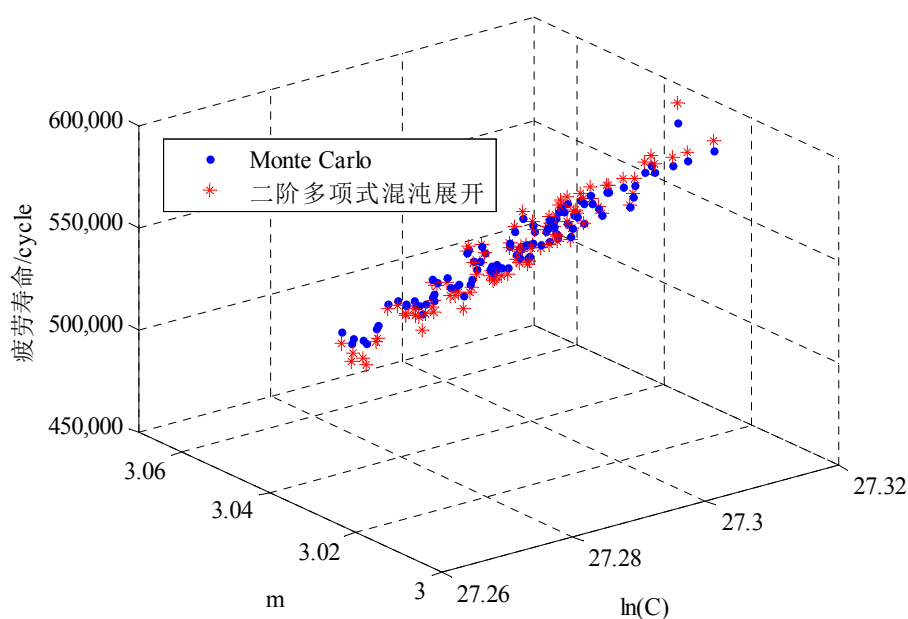


图 4-3 Monte Carlo 仿真与二阶多项式混沌展开的疲劳寿命预测值对比

对于疲劳寿命的三阶多项式混沌展开, 有 $n=2, \chi=3$, 即对包含二维随机变量的疲劳寿命预测模型进行三阶 Hermite 多项式展开, 则多项式混沌有 $s = \frac{(\chi+n)!}{\chi!n!} = \frac{(3+2)!}{3!2!} = 10$ 项, 对应的根有 $(\chi+1)^n = (3+1)^2 = 16$ 种组合。根据表 4-4 很容易求得 4 阶 Hermite 基函数的根。与前面 $n=2, \chi=2$ 时一样, 计算出 $\beta_j (j=0,1,\dots,9)$ 的值:

$$\begin{pmatrix} \beta_0 \\ \beta_1 \\ \beta_2 \\ \beta_3 \\ \beta_4 \\ \beta_5 \\ \beta_6 \\ \beta_7 \\ \beta_8 \\ \beta_9 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 624646.3208 \\ 61801.8595 \\ -287027.2711 \\ 0 \\ -3080.2184 \\ 67268.0270 \\ 125.0272 \\ -1534.9976 \\ 6682.3572 \\ 9986.6386 \end{pmatrix} \quad (4-23)$$

则式(4-19)按照 Hermite 混沌多项式展开成式(4-3)的形式为:

$$\begin{aligned}
N_{\text{fnd}} = & 624646.3208 + 61801.8595\zeta_1 - 287027.2711\zeta_2 - 3080.2184\zeta_1\zeta_2 + \\
& 67268.0270(\zeta_2^2 - 1) + 125.0272(\zeta_1^3 - 3\zeta_1) - 1534.9976(\zeta_1^2\zeta_2 - \zeta_2) + \quad (4-24) \\
& 6682.3572(\zeta_1\zeta_2^2 - \zeta_1) - 9986.6386(\zeta_2^3 - 3\zeta_2)
\end{aligned}$$

图 4-4 为采用 Monte Carlo 方法和三阶多项式混沌展开得到的疲劳寿命对比图。由图 4-4 可知，当混沌多项式展开到三阶时，在常幅载荷下疲劳寿命的分散性与 Monte Carlo 仿真方法得到的也较接近。与抽样 1000 次的 Monte Carlo 仿真结果相比，采用二阶多项式混沌展开得到的疲劳寿命预测误差分散在 (0.9860, 1.0277) 范围内，展开到三阶时，寿命预测误差在 (0.9870, 0.9923) 区间内波动，因而，阶数越高，预测效果越好，预测精度越趋稳定，如图 4-5 所示。

采用同样的方法，得到当载荷为 74MPa 时，与之对应的焊接接头疲劳寿命的二阶和三阶多项式混沌展开式。

$$\begin{aligned}
N'_{\text{fnd}} = & 1706781.8605 + 185850.3571\zeta_1 - 7.37413.3969\zeta_2 \\
& + 9269.3560(\zeta_1^2 - 1) - 73375.0135\zeta_1\zeta_2 + 151730.9698(\zeta_2^2 - 1) \quad (4-25)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
N'_{\text{fnd}} = & 1724695.9723 + 170656.8648\zeta_1 - 734512.5238\zeta_2 - 78126.5334\zeta_1\zeta_2 + \\
& 159571.9103(\zeta_2^2 - 1) + 336.5933(\zeta_1^3 - 3\zeta_1) - 3893.3617(\zeta_1^2\zeta_2 - \zeta_2) + \quad (4-26) \\
& 15851.7582(\zeta_1\zeta_2^2 - \zeta_1) - 22081.2090(\zeta_2^3 - 3\zeta_2)
\end{aligned}$$

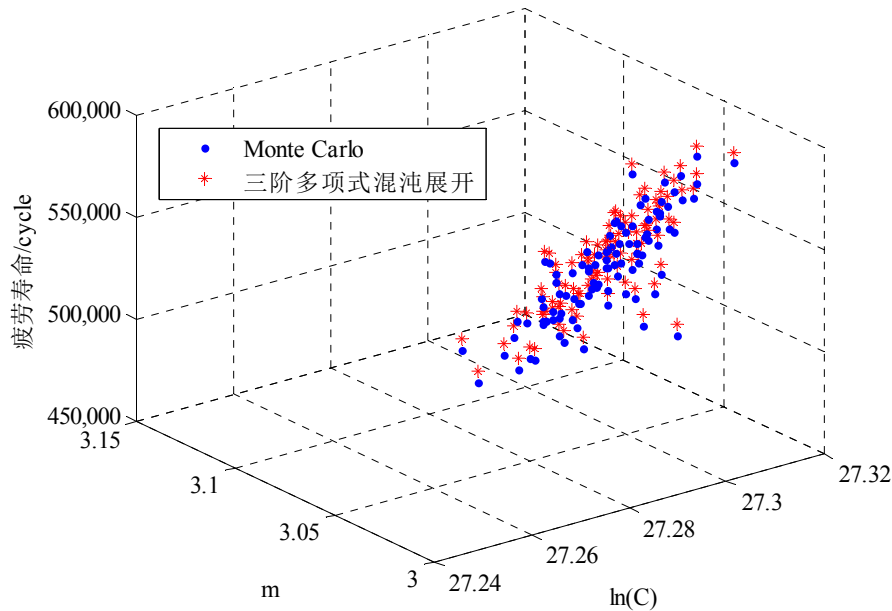


图 4-4 Monte Carlo 仿真与三阶多项式混沌展开的疲劳寿命预测值对比

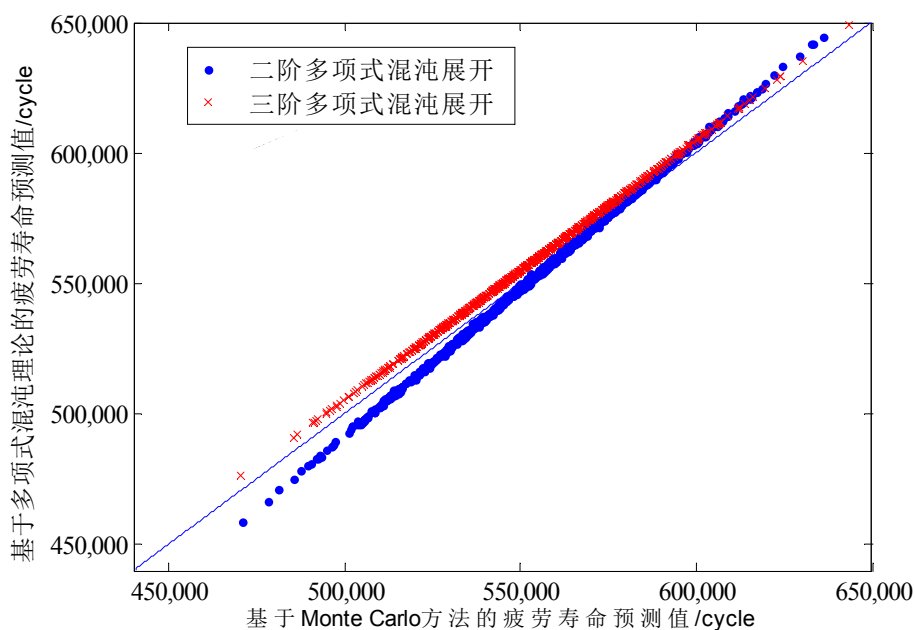


图 4-5 二阶、三阶多项式混沌展开的对接接头疲劳寿命预测值对比

分别将应力水平为 104MPa 和 74MPa 下疲劳寿命的二阶和三阶多项式混沌展开式代入改进 Manson-Halford 模型，即式(2-34)，则铝合金焊接接头在加载模式 1 下的疲劳寿命为：

$$N_{M-H(nd)} = \frac{\sum n_i}{\frac{n_1}{N_{fnd}} + \left(1 - \left(\frac{n_1}{N_{fnd}} \right)^{\left(\frac{N_{fnd}}{N'_{fnd}} \right)^{0.4 \times 74/104}} \right)} \quad (4-27)$$

$$N_{M-H(rd)} = \frac{\sum n_i}{\frac{n_1}{N_{fnd}} + \left(1 - \left(\frac{n_1}{N_{fnd}} \right)^{\left(\frac{N_{fnd}}{N'_{fnd}} \right)^{0.4 \times 74/104}} \right)} \quad (4-28)$$

代入式(3-14)所示的改进 Corten-Dolan 模型，则有：

$$N_{C-D(nd)} = \frac{N_{fnd}}{\frac{n_1}{N_{fnd}} + \frac{n_2}{N_{fnd}} \times \left(\frac{74}{104} \right)^{\exp \left(\left(\frac{n_2}{N'_{fnd}} \right)^{74} \right) + \gamma}} \quad (4-29)$$

$$N_{C-D(rd)} = \frac{N_{frd}}{\frac{n_1}{N_{frd}} + \frac{n_2}{N_{frd}} \times \left(\frac{74}{104} \right)^{\exp \left(\left(\frac{n_2}{N_{frd}} \right)^{\frac{74}{104}} \right) + \gamma}} \quad (4-30)$$

利用式(4-27)-(4-30)，建立表 2-3 中铝合金对接接头在加载模式 1 下基于广义多项式混沌法的疲劳寿命预测模型，其正确性与多项式混沌展开理论在疲劳寿命预测中的有效性将通过与 Monte Carlo 仿真方法的对比来说明。图 4-6 和图 4-7 为分别采用改进 Manson-Halford 模型和改进 Corten-Dolan 模型得到的对接接头疲劳寿命累积分布函数（CDF）预测结果。由图 4-6 和图 4-7 可知，当采用改进 Manson-Halford 模型时，展开到第三阶即可得到与 Monte Carlo 方法相接近的结果；而采用 Corten-Dolan 模型时，展开到第二阶就能得到较好的预测效果，无需进行更高阶展开。

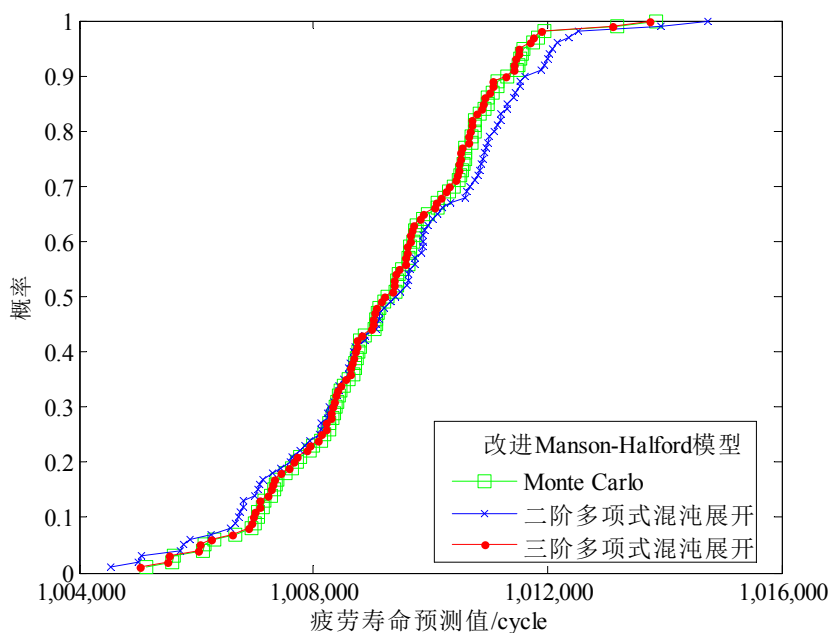


图 4-6 对接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 M-H 模型，模式 1）

对于角接接头，无论采用改进 Manson-Halford 模型还是改进 Corten-Dolan 模型，二阶多项式混沌展开得到的概率疲劳寿命就与 Monte Carlo 方法的相近，而不需高阶计算，如图 4-8 和图 4-9 所示。

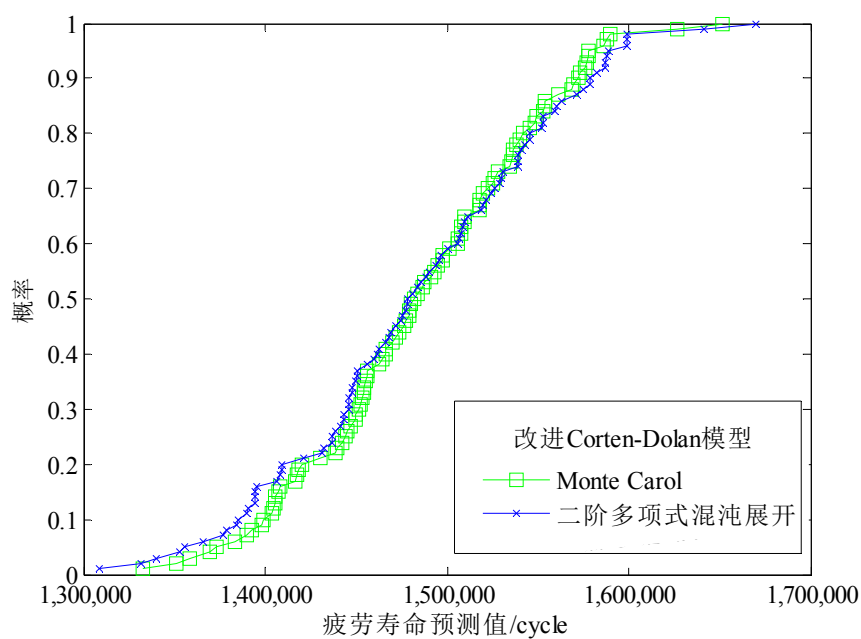


图 4-7 对接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 C-D 模型，模式 1）

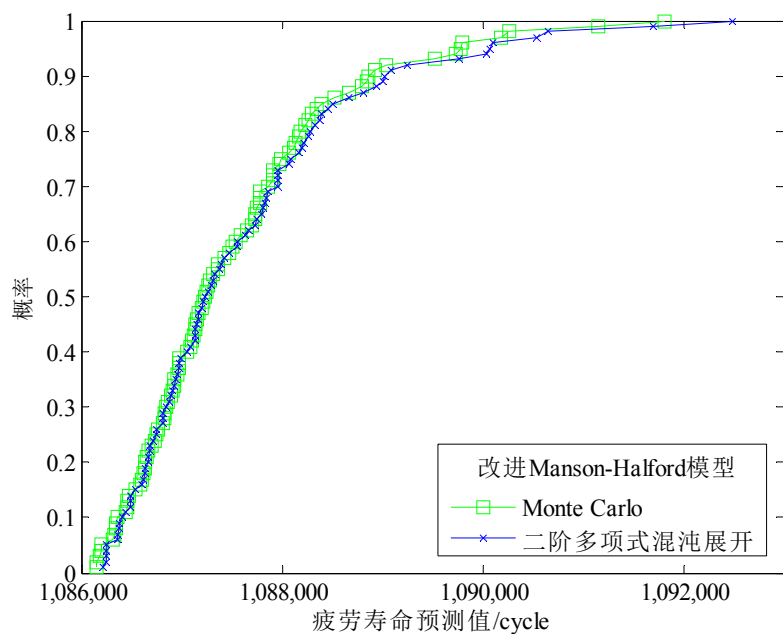


图 4-8 角接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 M-H 模型，模式 4）

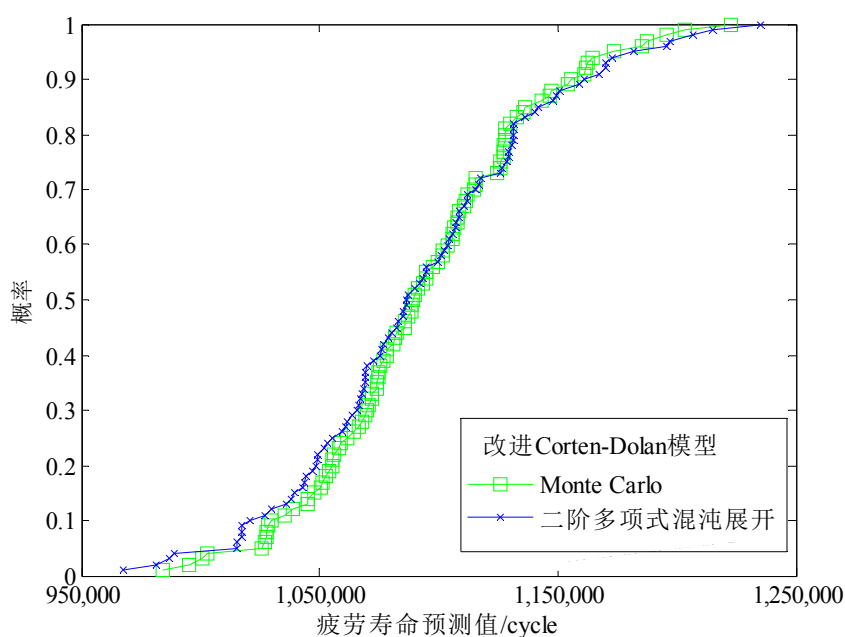


图 4-9 角接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 C-D 模型，模式 4）

由图 4-3、4-4 和 4-5 可知，对于参数 C 和 m ，较小的分散性造成了常幅载荷下的疲劳寿命存在明显差异，而图 4-6 至图 4-9 显示，S-N 曲线的不确定性可引起二级载荷下焊接接头疲劳寿命预测结果存在数量级的偏差。因此，广义多项式混沌法可用于二级加载下的疲劳寿命预测，同时，为使预测结果与实际情况更吻合，需考虑 S-N 曲线的不确定性。

4.4.2 多级载荷下焊接接头的概率疲劳寿命预测

常幅加载或二级加载模式通常是较为理想的承载状态，但在工程实际中，焊接接头所承受的载荷较为复杂且多变。因此，本节将在广义多项式混沌法和改进 Manson-Halford 模型以及改进 Corten-Dolan 模型基础上，对多级变幅载荷下焊接接头的概率疲劳寿命进行预测。本节的数据来自 45 号钢焊接接头在常幅和程序块载荷作用下的疲劳试验^[224]。常幅加载试验共进行了五组，一组 10 个试件，所施加应力幅及各级载荷下得到的试验疲劳寿命如表 4-6 所示。程序块载荷为多级变幅载荷加载，各级应力的幅值和循环次数如图 4-10 所示。共采用 6 个试件进行程序块载荷试验，得到的试验疲劳寿命见表 4-7。

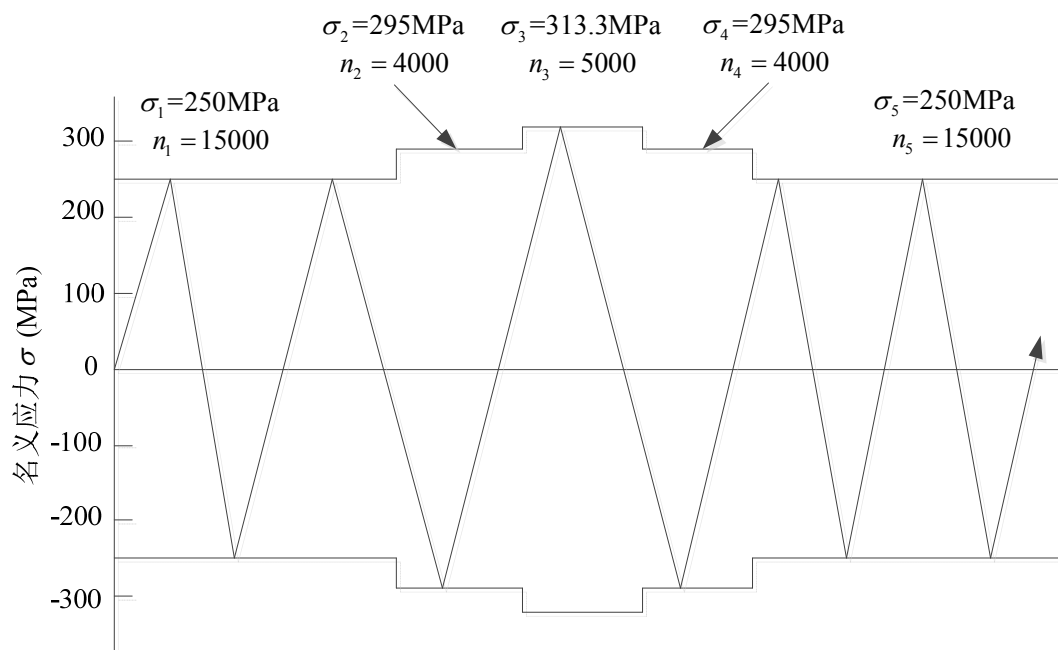


图 4-10 45 号钢焊接接头多级变幅加载示意图

表 4-6 45 号钢焊接接头常幅载荷下的疲劳寿命试验数据

序号	试验寿命 ($N_f/10^5$ 次)				
	$\Delta\sigma=750$ MPa	$\Delta\sigma=650$ MPa	$\Delta\sigma=630$ MPa	$\Delta\sigma=590$ MPa	$\Delta\sigma=520$ MPa
1	0.2080	0.4940	0.7089	1.3219	1.9670
2	0.2215	0.8175	0.9041	1.4129	2.0951
3	0.2430	0.8590	0.9281	1.5269	3.2367
4	0.2550	0.9629	0.9430	1.5678	4.5625
5	0.2700	1.0200	0.9616	1.6421	4.6132
6	0.2900	1.0869	1.0030	1.7002	4.7381
7	0.3470	1.1269	1.1981	1.7848	5.2336
8	0.3780	1.1830	1.2020	1.9280	5.4815
9	0.4610	1.1929	1.5321	2.4638	6.5569
10	0.6100	1.6850	1.8919	2.6272	12.9211

首先根据表 4-6, 对影响疲劳寿命的关键不确定参数 C 和 m 的统计特征进行分析。文献[224]中所进行的疲劳试验有 5 组, 从每一应力幅下的 10 个试验数据中取出一个, 拟合得出一组 C 和 m 。在此共有 50 个试验数据, 则共有 $(C_{10}^1)^5 = 10^5$ 组, 若将全部的形式组合出来并进行拟合, 显得不现实, 因此, 随机抽取 200 种组合形式来对 C 和 m 进行统计分析。统计结果如图 4-11 和图 4-12, $\ln(C)$ 和 m 大致服

从正态分布。因此,可通过 Hermite 多项式混沌展开的方法分析 S-N 曲线的不确定性对疲劳寿命的影响,如图 4-13 和图 4-14 所示。

表 4-7 45 号钢焊接接头多级变幅载荷下的疲劳寿命试验数据

序号	疲劳寿命试验值 (载荷块数)	疲劳寿命预测值 (载荷块数)	
		改进 Manson-Halford 模型	改进 Corten-Dolan 模型
1	3.717		
2	5.189		
3	6.729		
4	7.452	9.3918	13.8566
5	7.943		
6	12.151		

对比采用广义多项式混沌展开方法和 Monte Carlo 仿真方法得到的 45 号钢焊接接头在多级变幅块载荷下的概率疲劳寿命,可得出与二级载荷加载模式相似的结论,即:最多展开到第三阶,多项式混沌展开的概率疲劳寿命预测结果与 Monte Carlo 方法得到的结果相当接近。这表明多项式混沌理论在疲劳寿命预测领域具有一定的适用性,是反映和表征 S-N 曲线不确定性的一种有效方法。

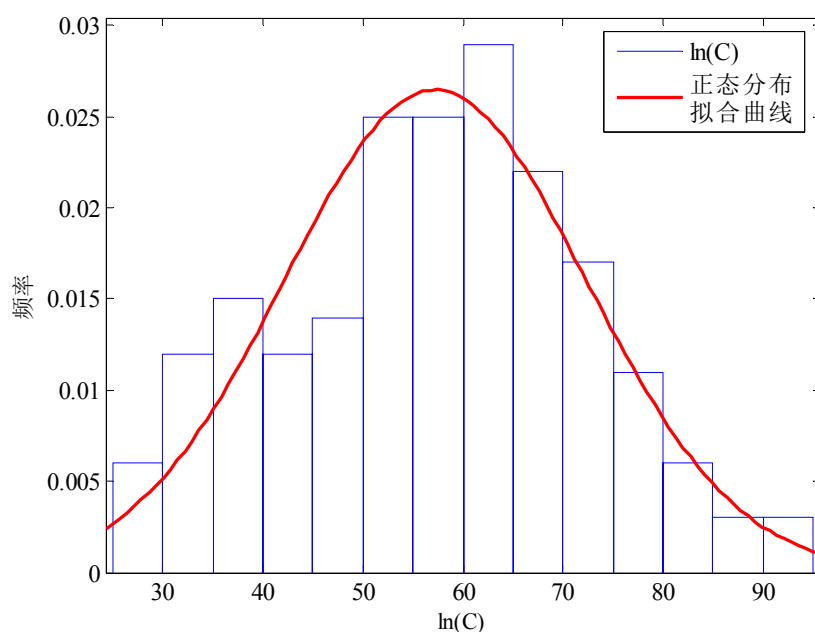


图 4-11 45 号钢焊接接头 S-N 曲线参数 C 的统计分布结果

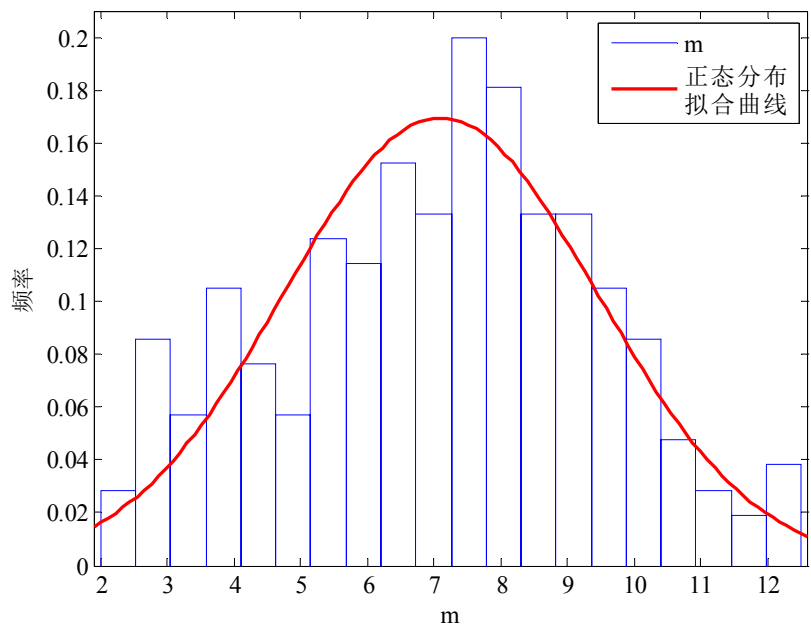


图 4-12 45 号钢焊接接头 S-N 曲线参数 m 的统计分布结果

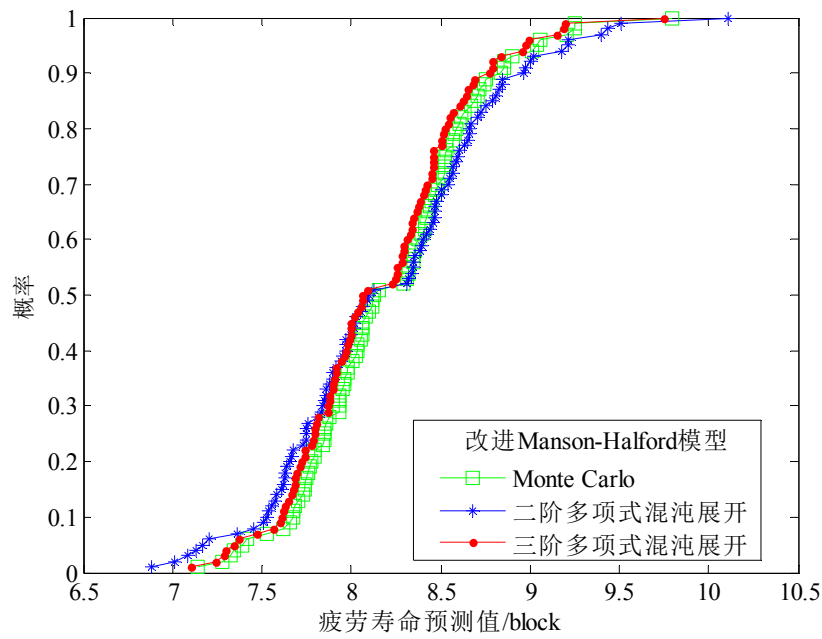


图 4-13 45 号钢焊接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 M-H 模型）

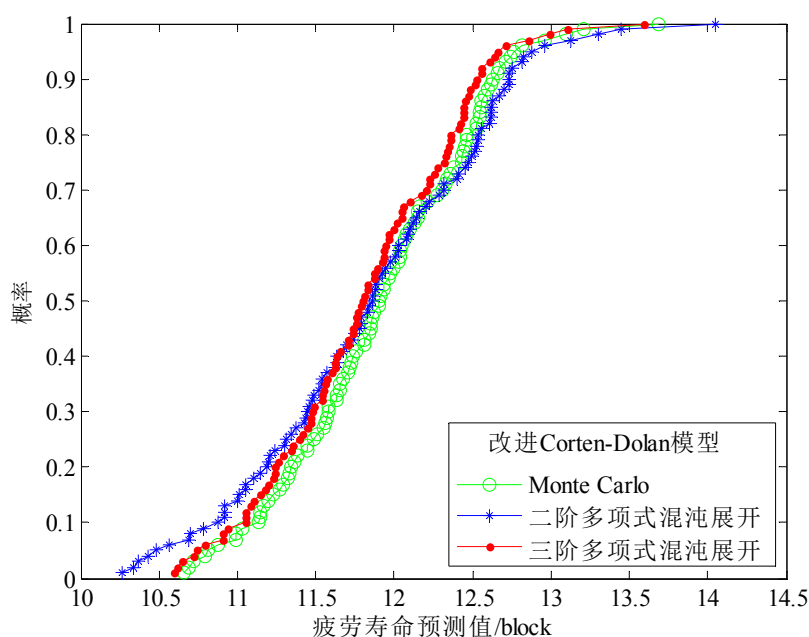


图 4-14 45 号钢焊接接头概率疲劳寿命预测结果对比（改进 C-D 模型）

从图 4-13 和图 4-14 中可判断出各预测值出现的概率，即当考虑 S-N 曲线的不确定性时，采用改进 Manson-Halford 模型和改进 Corten-Dolan 模型预测出的疲劳寿命，均存在一定的不确定性，而不是一个确定的值。这也能对前述现象，即根据预测精度较高的模型进行设计的焊接接头在其安全期仍然可能会发生疲劳破坏的现象，提供一种较为合理的解释。

广义多项式混沌方法是用加减运算法则来表达常幅载荷下，由于材料参数 C 和 m 的不确定性对疲劳寿命所造成的分散性和随机性，进而实现 S-N 曲线不确定性的考虑，相比幂函数形式而言，计算更为快捷。然而，与 Monte Carlo 方法相比，多项式混沌理论存在一个局限，即当参数较多时，应用多项式混沌展开的方法计算过程较为复杂和繁琐，而当参数较少时具有较高的计算效率，因此在焊接接头进行疲劳寿命预测时，若输入的不确定性参数较多，仍需对多项式混沌理论进行更深入的研究，以简化计算过程，节约时间成本。在本章的分析中，S-N 曲线的不确定性是由于两种材料参数存在分散性和随机性，在计算过程中，发现通过广义多项式混沌法进行二级和多级加载下的疲劳寿命预测，比采用 Monte Carlo 方法的计算效率更高，而且得到的预测结果也较为接近。因此，本章所提出的基于广义多项式混沌展开并考虑 S-N 曲线不确定性的疲劳寿命预测方法，可通过简单而高效的计算过程，得到较满意的概率寿命预测结果。

4.5 本章小结

本章探讨了焊接接头 S-N 曲线存在不确定性的内部原因,并在广义多项式混沌展开的基础上,将常幅载荷下影响疲劳寿命的不确定参数以随机变量的形式作为输入,以考虑焊接接头 S-N 曲线的不确定性,并结合前述章节提出的改进 Manson-Halford 模型和改进 Corten-Dolan 模型,对焊接接头进行概率疲劳寿命预测。通过对比二级和多级加载下概率疲劳寿命预测结果,发现基于广义多项式混沌法的概率疲劳寿命预测方法,在展开到二阶或三阶时,其寿命分布已接近于 Monte Carlo 方法,因此,该方法可应用于二级或更为复杂承载状态下的疲劳寿命预测。多项式混沌展开方法是将疲劳寿命以加减法则的多项式进行表达,计算效率比 Monte Carlo 方法更高,这验证了广义多项式混沌展开应用于疲劳寿命预测的可行性,拓宽了多项式混沌理论的工程应用领域,为处理寿命预测过程中的不确定性提供了一种较为实用的途径。

第五章 基于初始裂纹和等效裂纹的概率疲劳寿命预测

5.1 引言

在外部载荷的持续作用下,焊接接头的缺陷处很容易形成微观裂纹,继而开始扩展成宏观裂纹直至断裂失效。若能对焊接接头的裂纹尺寸进行监测,研究裂纹发展规律,可在裂纹发展到临界状态之前采取措施,避免疲劳失效造成的经济损失和人员伤亡。因此,以裂纹尺寸为控制参量而进行疲劳寿命预测的方法,是焊接接头寿命预测的另一种途径。如前所述,焊接接头疲劳寿命预测和抗疲劳设计的常用方法有两种,其中,基于 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论的方法是以累积损伤为参量而进行预测的,该方法已在前述章节中作了一定探究和改进,本章将对焊接接头疲劳寿命预测的另一种常用方法,即基于断裂力学理论和裂纹扩展率曲线的方法进行研究。断裂力学理论以含裂纹的材料或结构的力学特性为研究内容的学科,其目的是得到以主裂纹在疲劳载荷下逐渐扩展最终发生失效所需的定量条件。裂纹发展规律主要用裂纹扩展率来表征,因此,当描述裂纹扩展率函数已知时,可结合断裂力学理论,获取疲劳寿命预估值。

基于断裂力学的疲劳寿命方法可分为两种,即线弹性断裂力学(Linear Elastic Fracture Mechanics, 简称 LEFM)和弹塑性断裂力学方法(Elastic-Plastic Fracture Mechanics, 简称 EPFM)。对于高周疲劳的焊接接头,其塑性区较小,可采用 LEFM 方法进行疲劳寿命预测^[225-226]。基于 LEFM 的疲劳寿命预测方法,主要有几个问题需要解决,即材料参数 C' 、 m' 、初始裂纹尺寸 a_{p0} (Initial crack size, ICS)、临界裂纹尺寸 a_f 如何确定,以及复杂随机载荷下寿命计算过程复杂等问题。经研究发现, C' 、 m' 以及 a_f 均可根据相关标准和研究结果,通过选取近似值的方式来确定,而初始裂纹尺寸 a_{p0} 的确定尚存在争议,复杂随机载荷下寿命计算过程仍较为复杂。针对该问题,本章拟提出初始裂纹尺寸的确定方法,基于此,提出等效裂纹尺寸概念,建立随机加载情况下的概率疲劳寿命预测模型,同时,为反映所提模型本身存在的不确定性对疲劳寿命预测精度的影响,提出考虑模型不确定性的概率寿命预测模型。

5.2 确定初始裂纹尺寸时考虑应力水平的疲劳寿命预测方法

如前所述,疲劳断裂的三个阶段中,失稳断裂通常是一瞬间的行为,在计算疲劳寿命时,该阶段是可忽略的。因此,疲劳寿命预测所需考虑的阶段主要是裂

纹萌生和稳定扩展。对于焊接接头而言,早期研究认为裂纹的萌生寿命可以忽略,从而疲劳寿命即为裂纹的扩展寿命^[227-228]。但一些学者提出了另一种观点,即焊接接头疲劳寿命的一定比例,仍被裂纹萌生寿命所占据,而经试验发现,该观点具有较高可信性^[229-230]。因此,本章认为焊接接头的疲劳寿命为裂纹萌生寿命和裂纹扩展寿命之和。对于两阶段中寿命的预测,目前还存在争议,而广泛采用的方法是人为设定一个理想的初始裂纹尺寸,裂纹萌生寿命视为构件从开始投入使用到裂纹尺寸到达这一理想值所经历的载荷循环数;当裂纹从该理想值扩展到临界裂纹尺寸所经历的载荷循环数则视为扩展寿命。

确定初始裂纹尺寸是基于 LEFM 的疲劳寿命预测方法的基础步骤,无论采用何种裂纹扩展率函数,都要在确定了初始裂纹尺寸 a_{p0} 之后,通过试验才能获得裂纹萌生寿命,当临界裂纹尺寸已知时,对裂纹扩展率函数进行积分才能得到裂纹扩展寿命。因此,初始裂纹尺寸是决定疲劳寿命预测精度的重要参数,采用何种方法确定 a_{p0} 才能使模型的预测值与实际值更为接近,是通过 LEFM 方法进行疲劳寿命预测所需考虑的首要问题。目前广泛采用的方法,一是人为给定一个理想值作为初始裂纹尺寸,二是通过无损检测 (Nondestructive Inspection, 简称 NDI) 技术。对于第一种方法,其精确度取决于人为经验,引入人为不确定性;对于第二种方法,由于现今技术的缺陷,可能造成疲劳寿命预测结果偏危险。因而,当量初始缺陷尺寸 (Equivalent Initial Flaw Size, 简称 EIFS) 概念被提出以代替初始裂纹尺寸,但其确定方法仍存在争议。因此,本节将综合考虑基于后插法的 EFIS 计算方法的分析结果,认为确定初始裂纹尺寸时应考虑应力水平的影响,并结合应力强度因子的计算模型,提出确定初始裂纹尺寸的新方法,并基于此给出疲劳寿命预测理论框架。在该方法中,初始裂纹尺寸不再是人为给定的理想值,裂纹萌生寿命也不再是通过人为设定理想初始裂纹尺寸并结合试验的方式进行确定。下面将首先简介裂纹萌生寿命的预测模型。

5.2.1 裂纹萌生寿命预测

如前所述,目前对于焊接接头,裂纹萌生寿命的处理方法有两种,一是直接忽略,二是通过人为设定理想初始裂纹尺寸,将焊接接头从开始使用到裂纹达到该给定尺寸所经历的载荷循环数视为裂纹萌生寿命。对于第一种方法,已有学者证明焊接接头的裂纹萌生寿命占据了疲劳寿命的一定比例,因此,裂纹萌生寿命是不可忽略的。而第二种方法,则大大依赖于人为经验。因此本节将沿用郑修鳞教授^[231]所提出的方法,根据局部应力应变法,认为光滑试件的应变疲劳寿命可用下式进行计算:

$$N_f = \varepsilon_f^2 (\Delta \varepsilon - \Delta \varepsilon_c)^{-2} \quad (5-1)$$

式中, $\Delta \varepsilon_c$ 和 ε_f 分别为理论疲劳应变极限和应变断裂韧性。

对高强度钢, 当应变硬化指数相对较小时, 用下式可近似得到缺口根部的局部应变范围, 即:

$$\Delta \varepsilon = 2 \left(\frac{\Delta \sigma_{eqv}^2}{EK'} \right)^{\frac{1}{1+n'}} \quad (5-2)$$

式中, $\Delta \sigma_{eqv}$ 为等效载荷幅, 可经式(5-3)计算:

$$\Delta \sigma_{eqv} = K_t \Delta \sigma \sqrt{\frac{1}{2(1-R)}} \quad (5-3)$$

式中, K_t 为应力集中因子, $R = \sigma_{min} / \sigma_{max}$ 为应力比。

将式(5-2)代入(5-1), 以 N_i 代替 N_f , 并利用公式 $\sigma_f = K(\varepsilon_f)^{n'}$ (σ_f 为断裂强度), 文献[231]中得到了裂纹萌生寿命的计算表达式, 即:

$$N_i = \left[\frac{2}{\varepsilon_f} \left(\frac{\Delta \sigma_{eqv}^2}{EK} \right)^{\frac{1}{1+n}} - \frac{\Delta \varepsilon_c}{\varepsilon_f} \right]^{-2} = 0.25 \left(\sqrt{E \sigma_f \varepsilon_f} \right)^{\frac{4}{1+n}} \left[\Delta \sigma_{eqv}^{\frac{2}{1+n}} - \frac{\Delta \varepsilon_c}{2 \varepsilon_f} (E \sigma_f \varepsilon_f)^{\frac{1}{1+n}} \right]^{-2} \quad (5-4)$$

设:

$$B = 0.25 \left(\sqrt{E \sigma_f \varepsilon_f} \right)^{\frac{4}{1+n'}} \quad (5-5)$$

$$(\Delta \sigma_{eqv})_{th} = \sqrt{E \sigma_f \varepsilon_f} \left(\frac{\Delta \varepsilon_c}{2 \varepsilon_f} \right)^{\frac{1+n'}{2}} \quad (5-6)$$

则式(5-4)可简化为:

$$N_i = B \left[\Delta \sigma_{eqv}^{\frac{2}{1+n}} - (\Delta \sigma_{eqv})_{th}^{\frac{2}{1+n}} \right]^{-2} \quad (5-7)$$

式中, $(\Delta \sigma_{eqv})_{th}$ 为疲劳裂纹萌生阈值。

以上为郑修麟教授^[231]提出的裂纹萌生寿命预测方法, 该方法可揭示循环加载情况 ($\Delta \sigma, R$)、几何特征 (K_t) 以及疲劳裂纹萌生阈值 ($(\Delta \sigma_{eqv})_{th}$) 与萌生寿命之间的关系及影响。经试验研究发现, 系数 B 与裂纹萌生机制相关, 并取决于微观结构。对于复相合金, 系数 B 可用式(5-5)计算获得, 而对于单相合金, 则用式(5-8)计算:

$$B = 0.25(0.1E)^{\frac{4}{1+n'}} \quad (5-8)$$

文献[231]中通过对比 316 不锈钢、304S 不锈钢、A517 钢、2024-T3 铝合金、LY12CZ 铝合金、15MnVN 钢、30CrMnSiA 钢等 8 种材料的试验数据和预测结果，发现利用式(5-7)得到的疲劳裂纹萌生寿命估算值偏于保守，另外，疲劳裂纹萌生阈值 $(\Delta\sigma_{\text{eqv}})_{\text{th}}$ 的确定方法需要进一步的研究和探讨。基于此，Lü 等^[232]提出了 $(\Delta\sigma_{\text{eqv}})_{\text{th}}$ 和疲劳极限 σ_{-1} 之间的关系式，即：

$$(\Delta\sigma_{\text{eqv}})_{\text{th}} = \sigma_{-1} \quad (5-9)$$

缺口试件的裂纹萌生寿命则可通过式(5-3)和(5-7)-(5-9)进行估算。由于焊接接头通常含有气孔、夹杂、咬边、裂纹、未熔合等焊接缺陷，因此，对应力集中非常敏感，具有较明显的缺口效应。缺口试件的裂纹萌生寿命估算方法，也适用于焊接接头。因此，通过将式(5-3)、(5-8)和(5-9)代入(5-7)，即可得到焊接接头的疲劳裂纹萌生寿命估算表达式，即：

$$N_i = 0.25(0.1E)^{\frac{4}{1+n'}} \left[\left(K_t \Delta\sigma \sqrt{\frac{1}{2(1-R)}} \right)^{\frac{2}{1+n'}} - \sigma_{-1}^{\frac{2}{1+n'}} \right]^{-2} \quad (5-10)$$

5.2.2 裂纹扩展寿命预测

疲劳裂纹扩展寿命的预测通常是通过对裂纹扩展率函数进行积分的方式来计算。目前，较多模型和理论可用以描述疲劳裂纹扩展规律，例如：

(1) Paris 模型

$$\frac{da}{dN} = C'(\Delta K)^{m'} \quad (5-11)$$

式中， ΔK 为应力强度因子范围， C' 和 m' 为材料常数，可通过试验获取。

(2) Forman 公式

$$\frac{da}{dN} = \frac{C'(\Delta K)^{m'}}{(1-R)K_{\text{IC}} - \Delta K} \quad (5-12)$$

(3) Walker 公式

$$\frac{da}{dN} = C' \left[K_{\text{max}} (1-R)^M \right]^{m'} \quad (5-13)$$

式中， M 为材料参数， $\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{max}} (1-R)$ 被称为有效应力强度因子， K_{max} 为最大应力强度因子。注意到当 $m=1$ 时，Walker 公式与 Paris 公式形式基本一致。

(4) Elber 公式

$$\frac{da}{dN} = C' (\Delta K_{\text{eff}})^{m'} \quad (5-14)$$

$$\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{max}} - K_{\text{op}} = U \Delta K \quad (5-15)$$

该式基于裂纹闭合概念而提出, K_{op} 为裂纹闭合时的应力强度因子, U 为有效应力强度因子的修正系数。

(5) Newman 公式

$$\Delta K_{\text{eff}} = \frac{1 - S_0 / S_{\text{max}}}{1 - R} \Delta K = M \Delta K \quad (5-16)$$

$$\frac{S_0}{S_{\text{max}}} = \begin{cases} A_0 + A_1 R + A_2 R^2 + A_3 R^3 & R \geq 0 \\ A_0 + A_1 R & -1 \leq R < 0 \end{cases} \quad (5-17)$$

当 $S_0 \geq S_{\text{max}}$ 时, $A_0 - A_3$ 可根据以下公式进行计算:

$$A_0 = (0.825 - 0.34\alpha + 0.05\alpha^2) \left[\cos \left(\frac{\pi S_{\text{max}}}{2\sigma_a} \right) \right]^{\frac{1}{\alpha}} \quad (5-18)$$

$$A_1 = \frac{S_{\text{max}}}{\sigma_a} (0.415 - 0.171\alpha) \quad (5-19)$$

$$A_3 = 2A_0 + A_1 - 1 \quad (5-20)$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 \quad (5-21)$$

该公式能反映最大载荷、裂纹张开所需的临界载荷、应力比和构件厚度对裂纹扩展率的影响。

(6) Kujawski 公式

$$\frac{da}{dN} = C' (\Delta K^*)^{m'} \quad (5-22)$$

$$\Delta K^* = \sqrt{\Delta K^+ K_{\text{max}}} \quad (5-23)$$

$$\overline{\Delta K^*} = K_{\text{max}}^\alpha (\Delta K^+)^{1-\zeta} \quad (5-24)$$

式中, ΔK^* 和 $\overline{\Delta K^*}$ 都表示有效应力强度因子范围, ΔK^+ 为正的应力强度因子范围, ζ 是比例系数。

对比以上模型, Forman 公式对 Paris 公式进行了修正, 考虑了断裂韧性 K_{IC} 和应力比 R 的影响, 以对疲劳裂纹扩展率进行更好的描述, 但断裂韧性 K_{IC} 的测定具有较高难度; Walker 公式对负应力比的影响进行了考虑; Elber 公式中引入了裂纹

闭合概念以描述裂纹扩展规律,在此基础上,Newman 指出有效应力强度因子范围修正系数是与应力比有关的参数,且考虑了材料属性、厚度以及外部加载条件对裂纹扩展率的影响,但需要测定裂纹张开所需的临界应力 S_0 ; Kujawski 公式将裂纹扩展率曲线进行了归一化处理。从以上对比不难发现,虽然 Paris 公式未考虑应力比、断裂韧性、裂纹闭合等效应,但其形式简单,且不会因某些参数难以确定而引入不确定性因素,因此,Paris 公式仍然广泛应用于工程实际中。

采用 Paris 公式进行疲劳寿命预测时,首先需根据材料确定参数 C' 和 m' , 然后通过对裂纹扩展率函数进行积分,便可得到构件的裂纹扩展寿命估算值。

$$N_p = \int_{a_{p0}}^{a_f} \frac{da}{C'(\Delta K)^{m'}} \quad (5-25)$$

式中, N_p 为裂纹扩展寿命。

采用 Paris 公式估算裂纹扩展寿命时,主要步骤如下:

- (1) 根据材料和疲劳寿命预测标准确定裂纹扩展率曲线的相关参数,如材料常数 C' 和 m' 等。
- (2) 通过有限元法、解析法和数值模拟等方法计算应力强度因子 ΔK 。
- (3) 确定裂纹扩展的初始尺寸 a_{p0} 和临界裂纹尺寸 a_f 。
- (4) 将相关参数代入式(5-25),并对裂纹扩展率函数进行积分,即可得到裂纹扩展寿命。

在上述过程中,步骤(3)是较关键的一步。根据文献[121],临界裂纹尺寸 a_f 对扩展寿命预测精度的影响不大,因此,采用经验方法即可满足工程要求。通常 a_f 的确定主要有两种方法:一种是根据断裂韧性和应力水平估算,另一种是根据试件厚度进行合理选取,如将厚度的三分之一、二分之一以及整个厚度作为临界裂纹尺寸都是可行的^[45, 121, 227, 230]。而相比于 a_f ,初始裂纹尺寸 a_{p0} 对扩展寿命的影响则大得多;对于同一构件,即使 a_{p0} 的差异很小,都会造成相差很大的疲劳裂纹扩展寿命估算值^[121]。因此,如何合理确定初始裂纹尺寸 a_{p0} ,是关系裂纹扩展寿命预测是否准确的重要因素,需要进行深入的研究和探讨。

5.2.3 考虑应力水平的初始裂纹尺寸确定方法

如前所述,利用线弹性断裂力学方法预测裂纹扩展寿命的一个关键问题,是初始裂纹尺寸 a_{p0} 的确定。目前,常用的确定方法有两种,即通过 NDI 技术和根据经验选取理想值。由于初始裂纹尺寸可能小于目前 NDI 技术能检测到的最小尺寸,因此将 NDI 技术所检测到的最小值作为初始裂纹尺寸,可能造成所得的裂纹扩展寿命过于保守^[45]。若采用第二种方法,理想值的选取范围通常在零点几毫米到数

毫米之间，即使初始裂纹尺寸的差异仅有几毫米之差，仍会得到相差很大的扩展寿命估算值，这种差异甚至会达到几个数量级。同时，人为选取理想值作为初始裂纹尺寸，对经验依赖性强，这种方法无疑引入较多的不确定性因素。另外，也不能很好地解释初始裂纹尺寸的物理意义。因而，一些学者提出用 EIFS 替代初始裂纹尺寸，EIFS 通常有三种途径可对其进行评估和计算，即 Kitagawa-Takahashi 图、后插法以及裂纹形成时间（Time to Crack Initiation, 简称 TTCI）^[233]。Liu 和 Mahadevan^[45]基于 Kitagawa-Takahashi 图，认为 EIFS 为与应力水平无关的能表征材料初始特性的参数，他们根据式(5-26)，即将疲劳极限表示为疲劳裂纹扩展阈值 ΔK_{th} 和某一理想裂纹尺寸 a 的函数，提出一种方法获得 EIFS 值及其分布。

$$\Delta K_{th} = \sigma_{-1} Y \sqrt{\pi a} \quad (5-26)$$

式中， Y 为几何修正因子。

通过式(5-26)所得到的初始裂纹尺寸与构件的承载状态无关。然而，利用后插法得到的研究表明初始裂纹尺寸与应力水平是相关的，如 White^[234]和 Molent^[235]等通过后插法得到的 EIFS 与试验数据非常吻合。综上所述，现有初始裂纹尺寸的确定方法尚存在一定的缺陷和争议，须对其进行进一步研究。

针对以上问题，本节提出一种实用的方法以确定初始裂纹尺寸，该方法沿用了 EIFS 的确定途径，不依赖于 NDI 技术水平，也不是选取某理想值。首先，基于后插法的研究结果，认为初始裂纹尺寸确定时应考虑应力水平的影响。其次，根据英国标准 BS7910，应力强度因子范围 ΔK 可用式(5-27)估算：

$$\Delta K = Y \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (5-27)$$

同时，考虑到当应力强度因子范围 ΔK 小于阈值 ΔK_{th} 时，裂纹处于萌生阶段，而当 $\Delta K > \Delta K_{th}$ 时，裂纹处于扩展阶段。因此，在应力幅 $\Delta \sigma$ 作用下，仅当式(5-28)成立时，裂纹开始扩展：

$$a_{p0} = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{Y \Delta \sigma} \right)^2 \quad (5-28)$$

式中，几何修正因子 Y 的计算在很大程度上受裂纹形状影响。通常认为在扩展阶段，裂纹形状为半椭圆形。同时，采用裂纹深度 a 和裂纹长度 $2c$ 的比值，即 $a/2c$ ，表征裂纹的形状。文献[230]对 75 组半椭圆形裂纹进行线性回归分析，得到裂纹深度 a 和裂纹长度的一半 c 之间的关系，如式(5-29)所示。文献[236]考虑了焊趾附近裂纹的合并，提出半椭圆形裂纹 a/c 的关系式，见式(5-30)。因此，根据裂纹形状和接头细节，在焊接接头的裂纹形状为半椭圆形的情况下，其几何修正因子 Y 随之

可计算得到。

$$2c = 2.92a + 3.83 \quad (5-29)$$

$$\frac{a}{2c} = \begin{cases} 0.5 & a < 0.062\text{mm} \\ \frac{1}{6.43 - \frac{0.27}{a}} & 0.062 \leq a < 3\text{mm} \\ 0 & a > 3\text{mm} \end{cases} \quad (5-30)$$

通过上式，即可求出初始裂纹尺寸 a_{p0} 。理论上，疲劳裂纹扩展阈值 ΔK_{th} 是指裂纹扩展率趋于 0 时的应力强度因子范围，然而由于现今的技术水平有限，该值很难通过试验直接测定。在工程上，当裂纹扩展率小于 10^{-8} mm/cycle 时，裂纹扩展增量已不能被精确地测得，因此，通常将裂纹扩展率 $da/dN = 10^{-7}$ mm/cycle 所对应的应力强度因子范围视为裂纹扩展理论阈值 ΔK_{th} 。

5.2.4 确定初始裂纹尺寸时考虑应力水平的疲劳寿命预测流程

根据以上的裂纹萌生寿命预测和初始裂纹尺寸确定的研究，本节梳理出焊接接头疲劳寿命的预测流程，如图 5-1 所示。

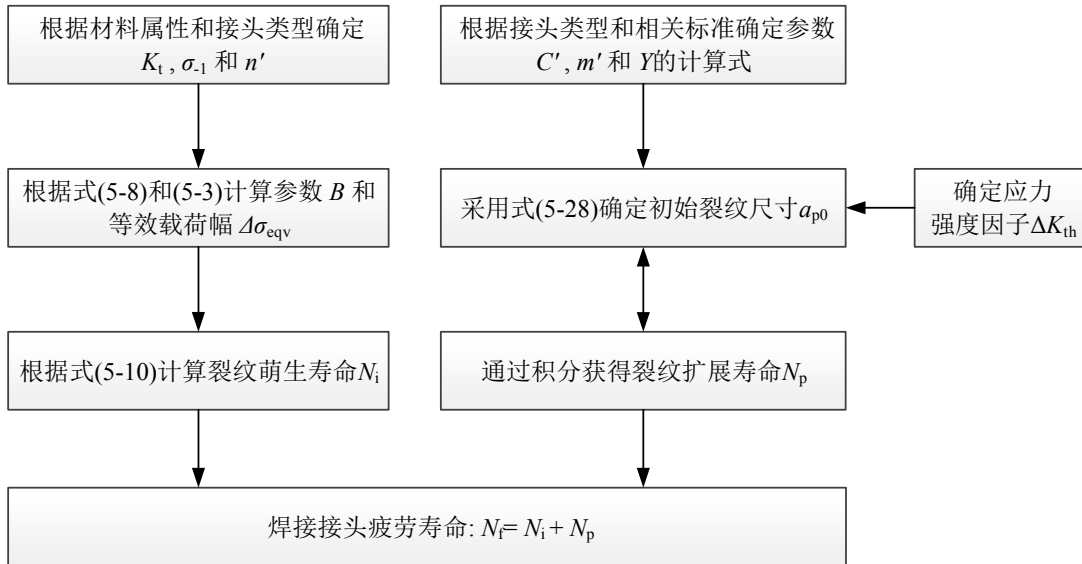


图 5-1 确定初始裂纹尺寸时考虑应力水平的疲劳寿命预测流程

从图 5-1 可知，焊接接头的疲劳寿命可根据以下流程计算：

(1) 根据材料属性和接头类型确定应力集中系数 K_t 、疲劳极限 σ_{-1} 、应变硬化指数 n' 以及应力强度因子范围 ΔK 。

(2) 分别采用式(5-3)、(5-8)或(5-5)、(5-28)计算等效载荷幅 $\Delta\sigma_{\text{eqv}}$ 、参数 B 以及初始裂纹尺寸 a_{p0} 。

(3) 将应力集中系数 K_t 、疲劳极限 σ_{-1} 、应变硬化指数 n' 、参数 B 以及等效载荷幅 $\Delta\sigma_{\text{eqv}}$ 代入式(5-10)以获取裂纹萌生寿命 N_i ；根据试件厚度合理选取临界裂纹尺寸 a_f ，再通过对裂纹扩展率函数进行积分，计算裂纹扩展寿命 N_p ；最后，对所获得的萌生寿命和扩展寿命进行求和计算，则可得到疲劳寿命 N_f 。

以上流程考虑了焊接接头在疲劳过程中的裂纹萌生阶段，同时，初始裂纹尺寸不再为人为设定的理想值，裂纹萌生寿命和扩展寿命均不受人为经验的影响，因而减少了人为不确定性。通常情况下，焊接接头的几何修正因子不是一个常数，而是一个与裂纹尺寸相关的函数，因此，此时的初始裂纹尺寸应为：当应力强度因子范围 ΔK 等于理论门槛值 ΔK_{th} 时，方程(5-27)的解。

5.3 随机载荷下基于等效裂纹尺寸的概率疲劳寿命预测

5.3.1 等效裂纹尺寸及计算模型

从上节的讨论可知，焊接接头的确定性疲劳寿命可用式(5-31)估算：

$$N_f = N_i + N_p = B \left[\left(K_t \Delta\sigma \sqrt{\frac{1}{2(1-R)}} \right)^{\frac{2}{1+n'}} - (\Delta\sigma_{-1})^{\frac{2}{1+n'}} \right]^{-2} + \int_{a_{p0}}^{a_f} \frac{da}{C'(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a})^{m'}} \quad (5-31)$$

在常幅加载条件下，焊接接头的确定性疲劳寿命可用式(5-31)计算。在工程实际中，大多焊接结构承受着变幅或随机载荷^[224, 237]，而用式(5-31)进行疲劳寿命预测则相对复杂，虽然可采用传统方法，即对每个循环的寿命进行积分，再进行求和计算，但由于几何修正因子 Y 的形式比较复杂，使得整个计算过程复杂而繁琐，计算量也较大。针对此问题，本节将提出等效裂纹尺寸及其计算模型，以达到便利、精确地预测随机载荷下焊接接头疲劳寿命的目的。

根据式(5-31)，焊接接头的疲劳寿命由两部分组成，即裂纹萌生寿命和扩展寿命。而从数学理论上，积分具有可加性，结合等效转换方法，可将裂纹萌生寿命等效视为裂纹扩展的一部分。因此，假设存在一个等效裂纹尺寸 a_{eqv} ，当裂纹从 a_{eqv} 扩展到初始尺寸 a_{p0} 所需的循环数即为裂纹萌生寿命。所以，疲劳寿命计算式可改写为：

$$N_f = N_i + N_p = \int_{a_{\text{eqv}}}^{a_f} \frac{da}{C'(\Delta K)^{m'}} \quad (5-32)$$

因此, 本节的设想可归纳为: 将裂纹萌生寿命视为裂纹从等效尺寸 a_{eqv} 扩展到 a_{p0} 所经历的循环数, 为扩展阶段的初始部分。疲劳寿命预测的关键即转化为等效裂纹尺寸的确定问题。文献[238]指出, 裂纹尺寸与构件所承受的外部载荷有关, 沿着该思路, 本节提出等效裂纹尺寸 a_{eqv} 与应力水平相关, 并与应力幅之间呈指数函数关系, 即等效裂纹尺寸为:

$$a_{\text{eqv}} = \kappa (\Delta\sigma)^\eta \quad (5-33)$$

式中, a_{eqv} 为等效裂纹尺寸, κ 和 η 为材料参数, 其值可通过试验获取。

当加载条件已知时, 等效裂纹尺寸则可进行推导计算。例如, 在常幅加载条件下, 等效裂纹尺寸 a_{eqv} 可直接通过式(5-33)计算, 疲劳寿命则为裂纹由 a_{eqv} 扩展到最终尺寸 a_f 所需的循环数, 由式(5-32)积分得到; 对随机载荷, 等效裂纹尺寸 a_{eqv} 的概率分布函数可通过应力幅的统计特性推导得出。

根据以上分析, 焊接接头的疲劳寿命估算公式可进一步改写为:

$$N_f = \int_{a_{\text{eqv}}}^{a_f} \frac{da}{C'(\Delta K)^{m'}} = \int_{a_{\text{eqv}}}^{a_f} \frac{da}{C'(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a})^{m'}} = \frac{1}{C'(\Delta\sigma\sqrt{\pi})^{m'}} \int_{a_{\text{eqv}}}^{a_f} \frac{da}{(Y\sqrt{a})^{m'}} \quad (5-34)$$

显然, 表达式 $\int_{a_{\text{eqv}}}^{a_f} \frac{da}{(Y\sqrt{a})^{m'}}$ 为与 a_{eqv} 相关的函数, 假设 $f(a_{\text{eqv}}) = \int_{a_{\text{eqv}}}^{a_f} \frac{da}{(Y\sqrt{a})^{m'}}$,

则上式可变换为:

$$N_f = \frac{1}{C'(\Delta\sigma\sqrt{\pi})^{m'}} f(a_{\text{eqv}}) \quad (5-35)$$

由于式(5-33)形式简单, 无论是常幅加载还是随机加载, 焊接接头的疲劳寿命皆可计算获得: 常幅载荷下, 通过将应力幅代入式(5-35), 再进行积分计算则可得疲劳寿命; 随机载荷下, 根据式(5-33)及疲劳载荷的统计特性, 则可获得等效裂纹尺寸的概率密度函数, 同样通过式(5-35), 则得到概率疲劳寿命。采用该方法, 仅需计算几何修正因子 Y 一次, 无需重复代入, 焊接接头疲劳寿命的计算过程则可进行简化。

下面将简要介绍概率疲劳寿命的预测流程。以疲劳载荷服从对数正态分布为例, 假设 $\ln(\Delta\sigma) \sim N(\mu_1, \sigma_1^2)$, 则其概率密度函数为:

$$f(\Delta\sigma; \mu_1, \sigma_1) = \frac{1}{(\Delta\sigma)\sigma_1\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\left(\frac{(\ln(\Delta\sigma) - \mu_1)^2}{2\sigma_1^2}\right)\right) \quad (5-36)$$

对式(5-33)两边取对数计算, 则可转变为式(5-37):

$$\ln a_{\text{eqv}} = \ln \kappa + \eta \ln(\Delta \sigma) \quad (5-37)$$

由于疲劳载荷服从对数正态分布， $\ln \kappa$ 和 η 皆为常数，根据上式可知，等效裂纹尺寸也服从对数正态分布，其均值和方差与 μ_1, σ_1 相关，分别为 $\mu_2 = \eta \mu_1 + \ln \kappa$ 、 $\sigma_2^2 = \eta^2 \sigma_1^2$ ，即 $\ln(a_{\text{eqv}}) \sim N(\mu_2, \sigma_2^2)$ 。因此，等效裂纹尺寸的概率密度函数可用下式表示：

$$\begin{aligned} f(a_{\text{eqv}}; \mu_2, \sigma_2) &= \frac{1}{(a_{\text{eqv}}) \sigma_2 \sqrt{2\pi}} \exp \left(- \left(\frac{(\ln(a_{\text{eqv}}) - \mu_2)^2}{2\sigma_2^2} \right) \right) \\ &= \frac{1}{(a_{\text{eqv}}) \eta \sigma_1 \sqrt{2\pi}} \exp \left(- \left(\frac{(\ln(a_{\text{eqv}}) - (\eta \mu_1 + \ln \kappa))^2}{2\eta^2 \sigma_1^2} \right) \right) \end{aligned} \quad (5-38)$$

根据疲劳加载条件，可获得等效裂纹尺寸的概率密度函数；再根据式(5-35)，概率疲劳寿命也可较便利地进行求解。

5.3.2 考虑模型不确定性的概率疲劳寿命预测

为便利地探讨物理问题，并对物理现象做出合理解释，人们通过观察和试验，结合理想化的假设，对物理本质和内在特性进行梳理、再现和简化的过程，即为模型的建立。建模过程要受到几个因素的影响，即建模者的理解、认识物理现象的深刻和全面程度、简化假设的合理程度、试验条件以及测量设备的精度等。由于建模初期的种种限制，任何模型都不可能完整而真实地描述物理现象，这就造成模型预测值与真实值之间的差异。疲劳寿命预测模型也是如此，例如第三章所述，Miner 法则建模时的三个假设，Corten-Dolan 模型推导中 $a_i = a$ 的假设等。由于不同建模者会根据自己对物理现象的理解，从不同角度做出简化，加之各人对物理问题的认识可能不深刻、不全面等问题，致使任何模型的疲劳寿命预测值都不可能与真实寿命完全一致，这种差异即为模型误差。由于在建模过程中，对模型简化以及载荷近似程度存在不确定性，因此，构建的模型存在不确定性。模型误差的分散性是模型不确定性的重要表征，因此，本节将对上一小节提出的基于等效裂纹尺寸的疲劳寿命预测模型的误差分散性进行考虑，以研究模型不确定性对寿命预测精度的影响。

基于以上分析，疲劳寿命预测模型所得的预测值仅可能近似于真实寿命，而不可能与真实寿命完全相等，二者之间存在差异，即任何疲劳寿命预测模型都存在模型误差。根据文献[41]和[239]所述，模型误差为：

$$ME = \frac{N_E}{N_{MP}} \quad (5-39)$$

式中, ME 为模型误差, N_E 和 N_{MP} 分别表示疲劳寿命的试验值和模型预测值。

模型误差的分散性是由于模型不确定性造成的, 因此, 考虑模型不确定性的疲劳寿命可用下式表示:

$$N_{ME} = ME \cdot N_{ME} \quad (5-40)$$

因此, 根据式(5-35), 基于等效裂纹尺寸确定和考虑模型不确定性的疲劳寿命预测模型为:

$$N_{ME} = ME(N_i + N_p) = \frac{1}{C(\Delta\sigma\sqrt{\pi})^m} \int_{a_{eqv}}^{a_f} \frac{da}{(Y\sqrt{a})^m} = ME \left(\frac{1}{C(\Delta\sigma\sqrt{\pi})^m} f(a_{eqv}) \right) \quad (5-41)$$

根据式(5-41), 结合加载情况, 则可评估基于等效裂纹尺寸的疲劳寿命预测模型的自身误差情况对预测精度的影响。

5.4 算例分析

5.4.1 常幅载荷下焊接接头的疲劳寿命预测

在本节中, 将通过对比试验数据和预测值, 对确定初始裂纹尺寸时考虑应力水平的疲劳寿命预测方法的精确度和可行性进行验证。为此, 收集了 19 组 16Mn 低碳合金钢焊接接头的试验数据, 见表 5-1, 其材料属性如表 5-2 所示。试件在施焊前进行了退化处理, 在整个施焊过程中, 均采用 CO_2 作为保护气体, 并采用 H08Mn2SiA 焊丝, 具体焊接属性见表 5-3。焊接完成后, 将其加工为疲劳试件的尺寸和形状, 如图 5-2 所示。所有试验均在疲劳试验机上完成, 且均在室内采用常幅正弦波进行加载, 频率为 50Hz, 详细试验过程参见文献[240], 表 5-1 仅列出了加载过程中的最大和最小载荷、应力比和试验得到的疲劳寿命。

根据图 5-1 所列出的流程, 可计算出裂纹萌生和扩展寿命, 随即通过求和运算, 可得到疲劳寿命。本节首先应用式(5-10), 结合表 5-2 所列的材料属性, 计算 16Mn 低碳合金钢焊接接头的裂纹萌生寿命:

$$N_i = 0.25 \left(0.1 \times (2.01 \times 10^5) \right)^{3.5398} \left(\left(K_t \Delta\sigma \sqrt{\frac{1}{2(1-R)}} \right)^{1.7699} - (289.2)^{1.7699} \right) \quad (5-42)$$

表 5-1 16Mn 低碳合金钢焊接接头疲劳寿命试验结果

顺序	$\sigma_{\max}$ (MPa)	$\sigma_{\min}$ (MPa)	R	$\Delta\sigma$ (MPa)	N_f
1	250	25	0.1	225	507,000
2	250	25	0.1	225	175,000
3	250	25	0.1	225	445,000
4	250	25	0.1	225	290,000
5	250	25	0.1	225	314,000
6	250	75	0.3	175	501,000
7	250	75	0.3	175	350,000
8	250	75	0.3	175	247,000
9	250	75	0.3	175	610,000
10	225	45	0.2	180	750,000
11	225	45	0.2	180	454,000
12	225	45	0.2	180	592,000
13	225	45	0.2	180	540,000
14	225	45	0.2	180	678,000
15	200	60	0.3	140	1,103,000
16	200	60	0.3	140	697,000
17	200	60	0.3	140	>2,000,000
18	200	60	0.3	140	970,000
19	200	60	0.3	140	1,036,000

表 5-2 16Mn 低碳合金钢材料属性

屈服极限 (MPa)	348
抗拉强度 (MPa)	532
杨氏模量 (GPa)	201
疲劳极限 (MPa)	289.2
断裂应力 (MPa)	758
应变硬化指数	0.13
断面收缩率	65%
延伸率	25%

表 5-3 16Mn 低碳合金钢接头焊接属性

焊接电流 (A)	348
电弧电压 (V)	532
焊接速度 (mm/min)	201
气体流量 (L/min)	289.2

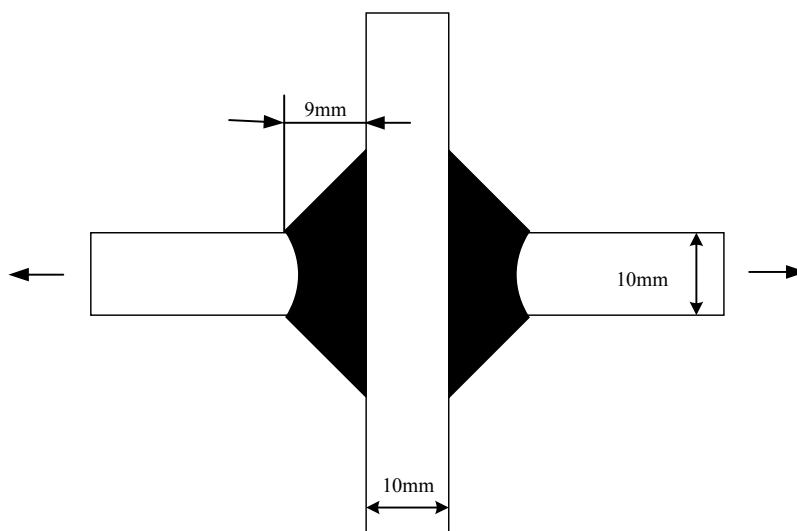


图 5-2 疲劳试件的尺寸和形状

文献[240]中根据焊接接头形式, 将应力集中系数 K_t 取为 4.0。如表 5-1 所示, 试验采用了四种不同的加载模式, 因此, 将对应的应力幅 $\Delta\sigma$ 和应力比 R 代入式 (5-42), 即可得到 16Mn 低碳合金钢焊接接头在不同加载模式下的疲劳裂纹萌生寿命, 计算结果如表 5-4 所示。将计算结果与 19 组疲劳试验数据进行对比可知, 裂纹萌生寿命在总寿命中占有一定比例, 若在寿命预测中忽略裂纹萌生阶段, 预测结果将偏于危险。再次验证焊接接头疲劳寿命预测过程中, 不可忽视裂纹萌生寿命。

表 5-4 16Mn 低碳合金钢焊接接头裂纹萌生寿命预测结果

应力幅 (MPa)	应力比	裂纹萌生寿命 (cycle)
225	0.1	72,800
175	0.3	127,470
180	0.2	154,590
140	0.3	428,020

采用考虑应力水平的初始裂纹尺寸 a_{p0} 确定方法, 即式(5-28), 可对裂纹扩展

寿命进行预测。首先,取文献[241]中统计结果的均值,即 $C' = 1.85 \times 10^{-13}$ 和 $m' = 3.0$, 作为材料参数 C' 和 m' 的值。然后,根据以上的分析和讨论,疲劳裂纹扩展门槛值 ΔK_{th} 取为裂纹扩展率为 10^{-7} mm/cycle 所对应的应力强度因子范围,即根据下式获取 ΔK_{th} :

$$\frac{da}{dN} = C' (\Delta K)^{m'} = 10^{-7} \quad (5-43)$$

应用式(5-28),通过代入疲劳裂纹扩展阈值 ΔK_{th} 和应力幅 $\Delta \sigma$,即可得到四种加载模式下的初始裂纹尺寸。代入材料参数 C' 和 m' ,可获得裂纹扩展历程,图 5-3 为应力幅 $\Delta \sigma = 140$ MPa、应力比 $R = 0.1$ 情况下,应用新方法得到的计算值和人为选取的三个理想值,即 0.1mm、0.25mm、0.5mm 作为 a_{p0} 时的裂纹扩展历程对比图。由图 5-3 可知,在同样的加载条件下,即使初始裂纹尺寸的差异仅有 0.15-0.4mm,裂纹扩展历程却相差很大,而应用(5-28),能获得一条确定的扩展历程曲线。

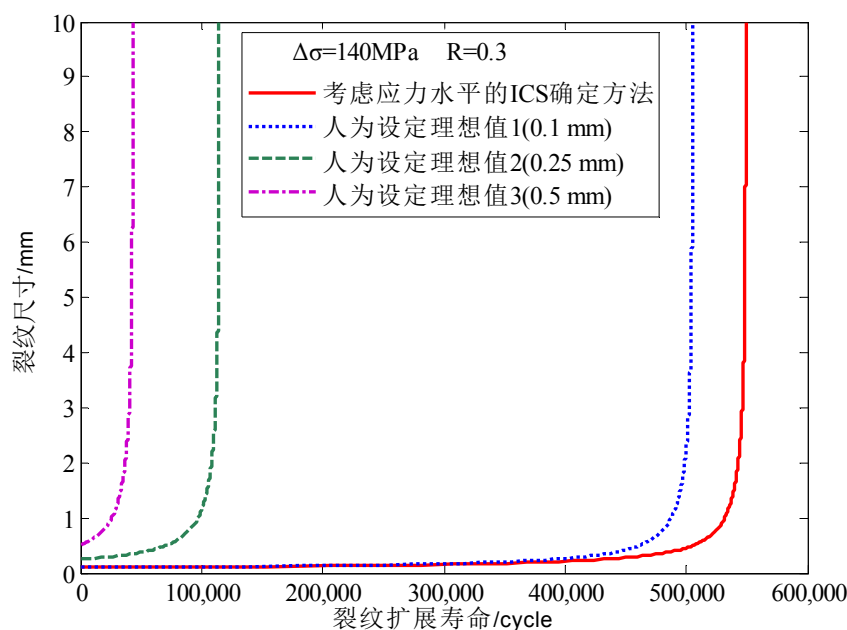


图 5-3 $\Delta \sigma = 140$ MPa 下采用不同方法获得 ICS 时的 $a - N_p$ 曲线

对比表 5-1 的试验结果可知,若将焊接接头的疲劳寿命仅考虑为裂纹在扩展阶段所经历的循环数,而忽略裂纹萌生阶段,则会给出偏危险的预测结果,不利于构件安全、可靠地应用,这之前的结果相符。结果表明,三个理想值中,当取 0.1mm 为初始裂纹尺寸时,所得的预测结果与试验数据较接近,而取 0.25mm 和 0.5mm 时均与试验数据有较大偏差,因此,可认为选取理想值作为初始裂纹尺寸的方法虽简便,但得到的寿命预测结果存在较大分散性,预测精度不能得到保证。

而在相同加载条件下，利用考虑应力水平的初始裂纹尺寸计算方法，可得到确定的裂纹扩展曲线，且通过对比可知，此时的预测结果与试验数据较接近。通过计算，当应力幅为 225、175 和 180MPa 时也符合以上所述的现象，如图 5-4 至 5-6。图 5-3 至 5-6 中，“ICS”表示初始裂纹尺寸。

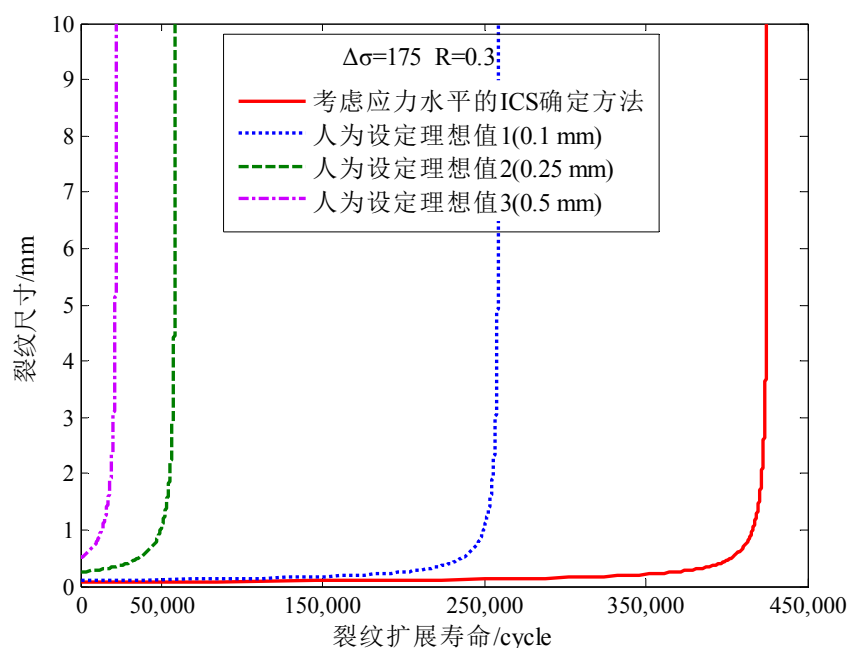


图 5-4 $\Delta\sigma=175\text{MPa}$ 下采用不同方法获得 ICS 时的 $a-N_p$ 曲线

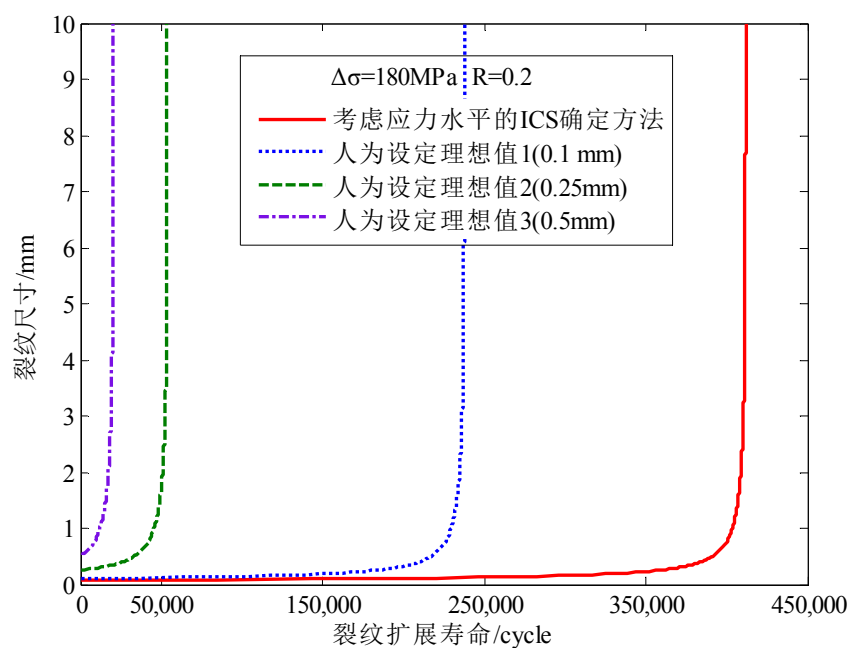


图 5-5 $\Delta\sigma=180\text{MPa}$ 下采用不同方法获得 ICS 时的 $a-N_p$ 曲线

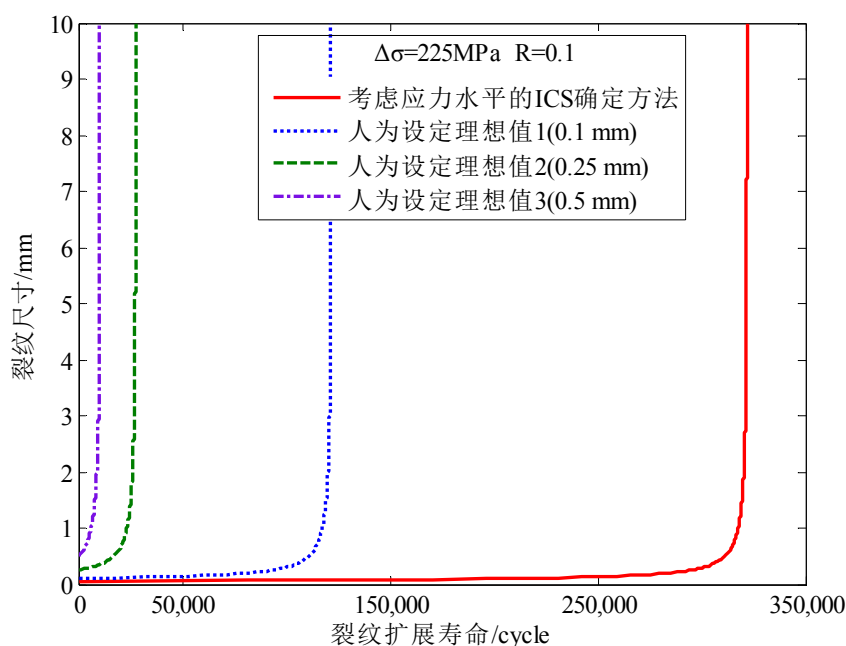


图 5-6 $\Delta\sigma = 225\text{MPa}$ 下采用不同方法获得 ICS 时的 $a - N_p$ 曲线

根据前述分析可知,当临界裂纹尺寸 a_f 确定时,16Mn 低碳合金钢焊接接头的裂纹扩展寿命即可进行计算。裂纹扩展寿命预测精度很大程度上受初始裂纹尺寸 a_{p0} 影响,然而,即使临界裂纹尺寸的差异较大,扩展寿命预测误差一般却是可接受的,因此临界裂纹尺寸对疲劳寿命预测精度的影响不大。对 a_f 的取值则要求不严,只要大致合理即可。工程中常采用较简便的确定方法,即根据试件厚度选取 a_f ,一般认为取厚度的三分之一、二分之一,甚至是整个厚度都是合理的[45, 121, 227, 230]。本节认为当裂纹尺寸达到试件厚度的三分之一时,认为试件失效,通过积分即可得到四种加载条件下焊接接头的裂纹扩展寿命,再将裂纹萌生和扩展寿命进行求和计算,则可获得 16Mn 低碳合金钢焊接接头的确定性疲劳寿命估算值。疲劳寿命估算值与试验值的对比结果如图 5-7 所示。图 5-7 中,六角形、实心圆点、五角形、正方形表示不同应力水平下,采用考虑应力水平的初始裂纹确定方法得到的疲劳寿命预测值,其余图标表示试验疲劳寿命。由该图可知,在不同应力水平下,采用本章提出的流程所得到的疲劳寿命预测值,与试验结果的均值相接近。因此,本章所提出的初始裂纹尺寸的确定方法,不依赖于经验,而基于该方法的疲劳寿命预测流程中,裂纹萌生寿命和扩展寿命的预估亦不再依赖于人为设定的理想值和试验,可减少人为不确定性的影响,试验成本和时间也会大大减少,同时,从图 5-3 至 5-7 的对比分析结果可知,采用本章提出的方法确定初始裂纹尺寸,可得到与试验均值相近的寿命预测结果,预测精度可接受,可用于焊接接头确定性疲

疲劳寿命的预测。

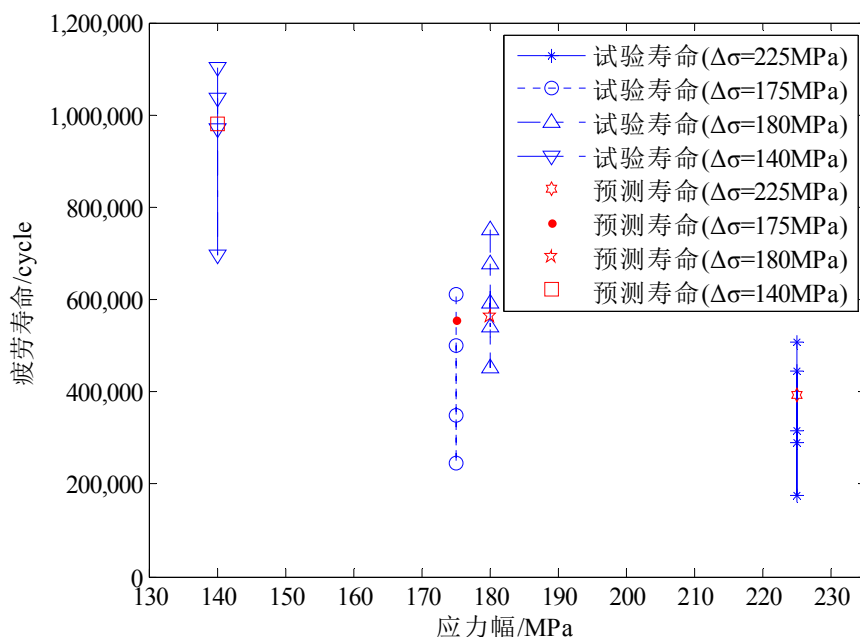


图 5-7 16Mn 低碳合金钢焊接接头疲劳寿命预测值与试验值的对比结果

5.4.2 随机载荷下焊接接头的概率疲劳寿命预测

根据 5.3 小节分析可知,通过引入等效裂纹尺寸可降低随机载荷下疲劳寿命预测的计算复杂度。在 5.3 小节的研究中,根据文献[238]的研究工作,假设等效裂纹尺寸与应力水平相关,并提出两者之间呈指数关系,如式(5-33)所示,以确定等效裂纹尺寸及其分布。本小节将对所提出的等效裂纹尺寸确定方法的可行性进行讨论。

本小节同样采用表 5-1 中 16Mn 低碳合金钢焊接接头的试验数据,并结合表 5-2 中的材料属性及上节提出的 a_{eqv} 确定方法,计算焊接接头在四种加载模式下,即应力幅分别为 $\Delta\sigma=225\text{MPa}$ 、 175MPa 、 180MPa 、 140MPa ,对应应力比分别为 $R=0.1$ 、 0.3 、 0.2 、 0.3 时的等效裂纹尺寸 a_{eqv} 。为使计算结果更可信,还计算了应力比为 $R=0.1$,应力幅分别为 500MPa 、 450MPa 、 400MPa 、 350MPa 、 300MPa 和 250MPa 时的等效裂纹尺寸。以所得到的 a_{eqv} 为纵坐标、应力幅为横坐标作图,得到图 5-8。由图 5-8 可知,等效裂纹尺寸随着应力幅的增大而减小,为更好地说明二者之间的关系,将二者进行拟合计算,拟合结果如图 5-8 中的实线所示。等效裂纹尺寸随着应力幅的增大呈指数减小,即二者的关系可用下式表示:

$$a_{eqv} = 3.181(\Delta\sigma)^{-0.7642} \quad (5-44)$$

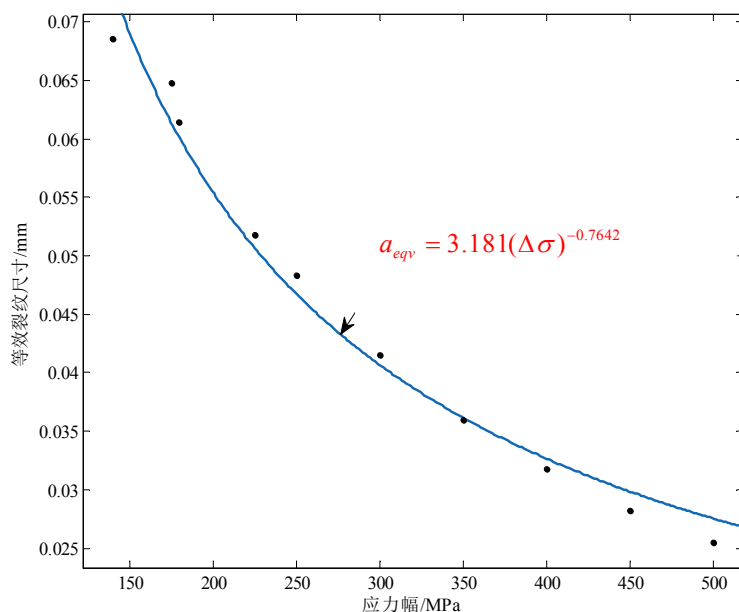


图 5-8 等效裂纹尺寸与疲劳载荷的关系及拟合结果

因此，采用 5.3 小节所提出的方法计算等效裂纹尺寸，具有一定的可信度，可用于概率疲劳寿命预测。此时，16Mn 低碳合金钢焊接接头的疲劳寿命估算式则变换为：

$$N_f = \int_{a_{eqv}}^{a_f} \frac{da}{C'(\Delta K)^{m'}} = \int_{a_{eqv}}^{a_f} \frac{da}{C'(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a})^{m'}} = \int_{3.181(\Delta\sigma)^{-0.7642}}^{a_f} \frac{da}{C'(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a})^{m'}} \quad (5-45)$$

疲劳寿命即可表示为与应力幅和焊接属性相关的函数，对一给定材料和类型的焊接接头，如这里的 16Mn 低碳合金钢焊接接头，采用式(5-45)并结合应力幅和等效裂纹尺寸的概率密度函数，即可得到该类型焊接接头的概率疲劳寿命。

基于以上分析，本节应用等效裂纹尺寸与应力幅之间的关系，即式(5-33)，对随机载荷下 16Mn 低碳合金钢焊接接头的概率疲劳寿命进行评估。在目前的研究中，通常采用对数正态分布和 Weibull 分布描述应力幅的随机性，因此，本节同样假设随机载荷服从这两种分布^[242-243]。首先，假设载荷服从均值和方差分别为 5.4161 和 0.1 的对数正态分布，即 $\ln(\Delta\sigma) \sim N(5.4161, 0.1)$ 。根据式(5-33)，等效裂纹尺寸同样服从对数正态分布，其均值和方差分别为 $-0.7642 \times 5.4161 + \ln 3.181$ 和 $(-0.7642)^2 \times 0.1$ ，即 $\ln(a_{eqv}) \sim N(-2.9817, 0.05840)$ 。随后，通过 Monte Carlo 抽样方法即可获得概率疲劳寿命的累积概率密度函数 (CDF)，如图 5-9 所示。图 5-9 同样给出了确定初始裂纹尺寸时考虑应力水平的疲劳寿命预测方法，即式(5-31)，所得到的概率疲劳寿命。由图可知，两种模型的概率疲劳寿命预测结果比较接近，

但本节所提出的基于等效裂纹尺寸的寿命预测方法，其评估结果偏于安全，且计算过程较原模型简单、方便。

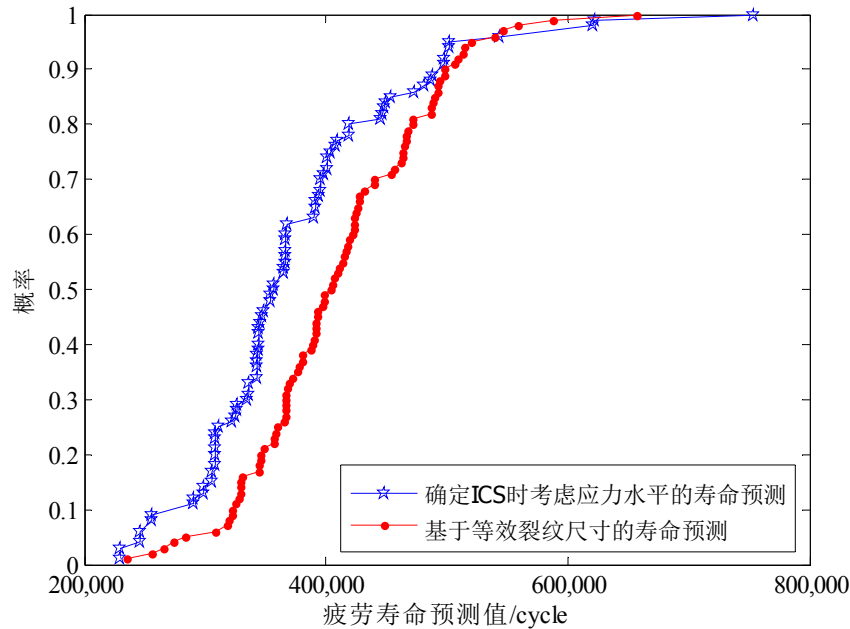


图 5-9 载荷服从对数正态分布时的概率疲劳寿命预测结果对比

图 5-10 给出了随机载荷服从形状参数和尺寸参数分别为 225 和 30 的 Weibull 分布下的概率疲劳寿命 CDF 预测对比结果。由图 5-10 可知，与随机载荷服从对数正态分布时的情形相似，即采用基于等效裂纹尺寸的概率疲劳寿命评估方法，计算过程简单、耗时少，却可得到与原模型相近的预测结果，且预测结果偏于安全。通过 Matlab 软件中“normal probability plot”命令，分析随机载荷服从对数正态分布和 Weibull 分布时的概率疲劳寿命的分布情况，如图 5-11 所示，可认为两种情况下疲劳寿命服从对数正态分布的假设是可接受的。同时，通过拟合分析，在 $\ln(\Delta\sigma) \sim N(5.4161, 0.1)$ 假设条件下，疲劳寿命的对数 $\ln(N_f)$ 为服从均值和方差分别为 12.9078 和 0.1830 的正态分布；当 $\Delta\sigma \sim W(225, 30)$ 时，疲劳寿命 N_f 同样为服从对数正态分布的随机变量，且 $\ln(N_f) \sim N(12.9621, 0.06519)$ 。在目前的研究工作中，通常认为疲劳寿命服从对数正态分布或 Weibull 分布^[242-243]，因此，以上的分析符合这一规律。通过以上对比分析可知，本章提出的基于等效裂纹尺寸确定方法是可行的，可用于预测随机载荷下焊接接头概率疲劳寿命。

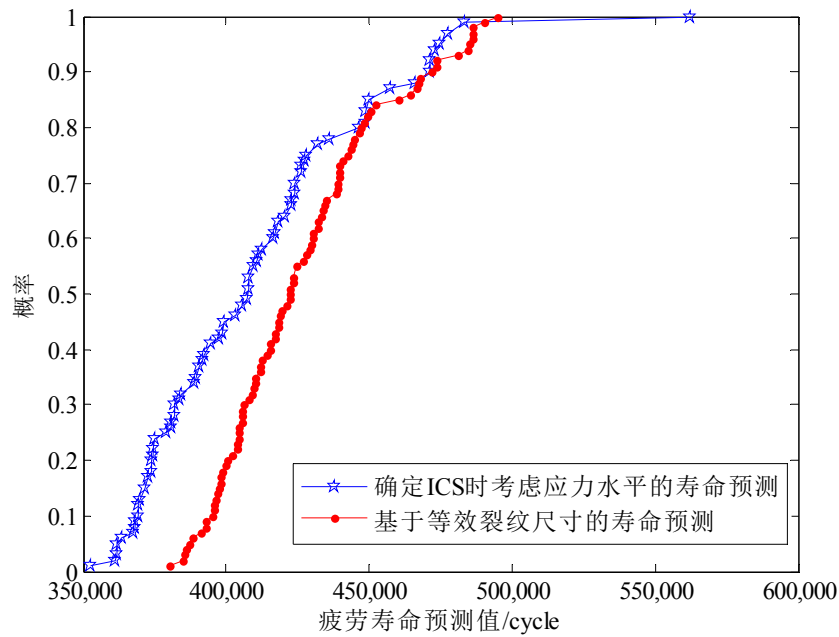


图 5-10 载荷服从 Weibull 分布时的概率疲劳寿命预测结果对比

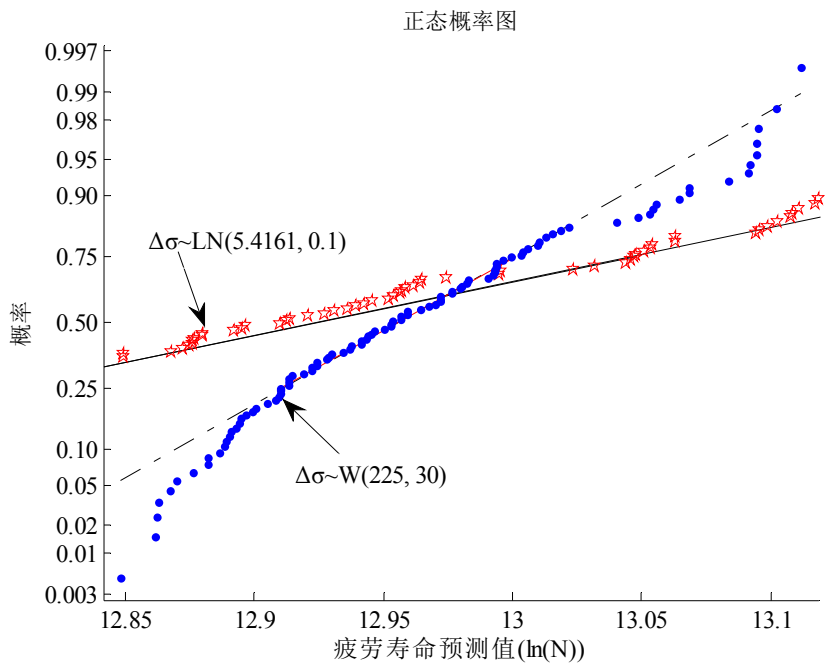


图 5-11 正态分布测试结果

应用式(5-41)对 16Mn 低碳合金钢焊接接头在随机载荷服从对数正态分布假设的条件下, 进行考虑模型不确定性的概率疲劳寿命评估, 结果如图 5-12 所示。图中, “☆号”、“▷号”以及“•号”分别表示采用原方法(式(5-31))、基于等效裂纹尺寸(式(5-33))和考虑模型不确定性(式(5-41))的概率疲劳寿命预测结果。这

里模型误差的统计特性, 是根据 Rao 等^[41]的研究, 将其假设为服从对数正态分布的随机变量, 其均值和方差分别为 0.9271 和 0.0697, 均通过计算得到。由图 5-12 可知, 模型误差对疲劳寿命预测有较大影响, 且考虑模型不确定性的概率疲劳寿命预测结果与原方法的更为接近, 更利于焊接接头在工程中安全、可靠地应用, 因此, 对模型不确定性进行考虑可获取更好的概率疲劳寿命预测结果。

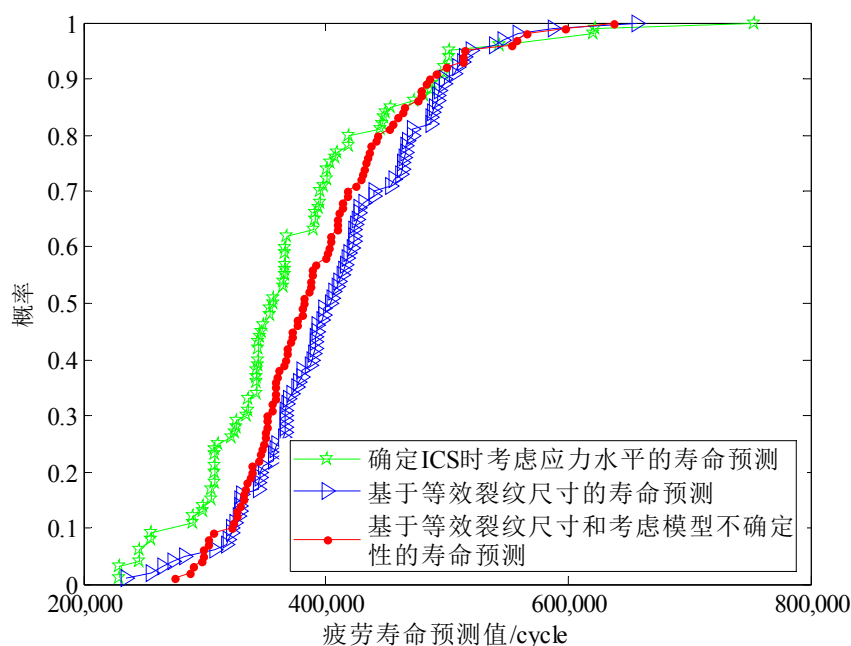


图 5-12 概率疲劳寿命预测对比结果

5.5 本章小结

本章基于线弹性断裂力学理论, 根据应用后插法确定 EIFS 的研究结果, 认为初始裂纹尺寸与应力水平相关, 并结合应力强度因子的计算模型, 同时, 考虑到条件 $\Delta K = \Delta K_{th}$ 可视作裂纹萌生和扩展的分界点, 提出考虑应力水平的初始裂纹尺寸确定方法。相比已得到广泛应用的人为设定初始裂纹尺寸的方法, 本章提出的方法不依赖于人为经验, 可节约试验成本和时间。通过与试验寿命的对比分析, 该方法是可行、可靠的。同时, 为降低随机载荷下疲劳寿命计算过程的复杂度, 本章根据积分的可加性和等效转换方法, 提出等效裂纹尺寸概念, 从数学角度将裂纹萌生寿命视为扩展阶段的初始部分, 并给出确定方法。通过比较分析, 发现引入了等效裂纹尺寸的寿命预测方法, 计算过程较为简便, 且预测精度可满足工程要求。此外, 将模型误差的分散性融入到基于等效裂纹尺寸的概率疲劳寿命预测模型中, 以考虑模型不确定性对寿命预测的影响。通过验证, 模型不确定性的考虑能给出更好的寿命预测结果, 更利于焊接接头安全、可靠地应用。

第六章 结论与展望

6.1 本文主要研究结论

目前工程中的机械结构形式复杂，同时要求轻量化设计，如列车转向架、车体、底架、飞机发动机架、飞机起落架构件等。为同时满足大型化、整体化和轻量化要求，焊接技术越来越多地应用于复杂机械结构的生产。然而，由于焊接过程中不可避免地会在焊接接头留下缺陷，使得焊接接头具有“先天不足”，因此焊接结构的失稳破坏通常始于焊接接头。通过对焊接接头进行疲劳分析，预测其使用寿命，是提高整个结构使用安全性、预防失效事故和减少经济损失的基础步骤和重要途径。

本文在总结疲劳寿命预测方法的基础上，对焊接接头疲劳寿命的两类常用方法进行了研究，即基于 S-N 曲线和疲劳累积损伤理论的方法以及基于断裂力学和裂纹扩展率曲线的方法。针对两种方法所存在的缺陷，结合工程中焊接结构的承载特点，对焊接接头的确定性疲劳累积损伤和概率疲劳寿命预测进行了探索性研究，得出的结论主要有：

(1) 提出了考虑载荷间相互作用的改进 Manson-Halford 模型

工程中焊接结构的承载状态较为复杂，为更好地描述疲劳破坏机制，将载荷间相互作用效应引入到对载荷次序效应有较好考虑的 Manson-Halford 模型，提出了改进的 Manson-Halford 模型。改进 Manson-Halford 模型能克服工程中焊接接头疲劳寿命预测忽略加载次序和载荷间相互作用的缺陷，可反映疲劳破坏的本质，符合客观实际。通过对比二级、多级加载下常用焊接材料和动车组铝合金车体焊接接头的试验寿命和预测寿命，研究了改进 Manson-Halford 模型的疲劳寿命预测能力和工程适用性。

(2) 提出了考虑损伤程度和应力状态的改进 Corten-Dolan 模型

考虑到疲劳损伤由当前所受的应力和已有的损伤两个参数决定，通过对 Corten-Dolan 模型的指数参数进行重新定义，提出了考虑损伤程度和应力状态的改进 Corten-Dolan 模型，该模型能更好地描述疲劳破坏过程。将其应用于常用焊接材料、焊接接头和 209 型转向架焊接构架的疲劳寿命预测，发现改进 Corten-Dolan 模型的预测精度较高，且寿命预测过程中所需参数较少。同时，与改进 Manson-Halford 模型相比，改进 Corten-Dolan 模型在多级加载下的计算过程更为简便，更适用于级数较多的变幅载荷下的疲劳寿命预测，因而，改进 Corten-Dolan 模型的工程适用性更强。

(3) 提出了基于广义多项式混沌法的 S-N 曲线不确定性分析及概率疲劳寿命预测方法

基于改进 Manson-Halford 模型和改进 Corten-Dolan 模型, 将常幅载荷下的疲劳寿命用含随机变量的多项式混沌展开式表达, 建立考虑 S-N 曲线不确定性的寿命预测模型。将其应用于焊接接头的概率疲劳寿命预测, 发现采用广义多项式混沌展开的方法预测精度与 Monte Carlo 方法相近, 且计算效率高于后者。因此, 在焊接接头概率疲劳寿命预测中引入广义多项式混沌法是可行的, 这也拓宽了多项式混沌理论的应用领域, 使得基于 S-N 曲线和累积损伤理论的疲劳寿命预测方法更为完善。

(4) 提出了基于初始裂纹和等效裂纹的概率疲劳寿命预测方法

根据基于后插法计算当量初始缺陷尺寸的研究结果, 认为确定初始裂纹尺寸时需考虑应力水平的影响, 结合应力强度因子的计算公式和裂纹萌生与扩展的常用分界点, 提出一种新方法以确定初始裂纹尺寸。基于此, 梳理出疲劳寿命预测理论框架, 并利用积分可加性和等效转换方法, 提出了基于等效裂纹尺寸的概率疲劳寿命预测方法以简化计算过程。同时, 为描述模型预测误差的分散性对疲劳寿命的影响, 提出了考虑模型不确定性的概率疲劳寿命预测模型。考虑应力水平的初始裂纹尺寸确定方法, 使裂纹萌生寿命和初始裂纹尺寸的确定均不依赖于人为经验, 且不需要大量的试验。通过算例表明, 其寿命预测结果可满足工程要求。而等效裂纹尺寸及其计算模型的引入, 降低了随机载荷下疲劳寿命预测过程中几何修正因子的迭代次数。模型不确定性的考虑可减少由于建模初期的简化和建模者偏好等不确定性造成对物理现象理解的不透彻, 更符合实际, 可用于工程中随机载荷下焊接接头概率疲劳寿命的预测和评估, 为焊接结构的寿命评估、结构设计以及检修周期的管理等提供理论支撑。

综上所述, 本文根据工程中焊接接头疲劳寿命预测方法所存在的缺陷, 考虑到焊接接头承载复杂的特点, 提出了采用非线性累积损伤模型评估其疲劳寿命的方法, 并对两种具有优势的模型, 即 Manson-Halford 模型和 Corten-Dolan 模型进行改进, 同时引入多项式混沌理论, 对 S-N 曲线的不确定性进行考虑, 实现对基于 S-N 曲线和累积损伤理论的疲劳寿命预测方法的完善; 此外, 确定初始裂纹时应力水平的考虑, 等效裂纹尺寸概念及其计算模型的提出, 以及模型不确定性的考虑, 在一定程度上解决了基于断裂力学理论和裂纹扩展率的疲劳寿命预测方法所存在的缺陷和争议, 并降低了随机载荷下疲劳寿命评估过程的复杂度。算例表明, 本文对两类方法所进行的研究和改善, 可为焊接结构的疲劳寿命评估和健康管理等工程问题提供理论依据。

6.2 论文后续工作

随着科学技术和国民经济的快速发展,焊接结构越来越多地应用于工程实际,然而,由于对速度、载重以及精度要求的不断提高,焊接结构的承载状态亦朝着越来越恶劣的方向发展。为保障结构的安全性和减少经济损失,对疲劳寿命预测的高效性和准确性要求越来越迫切,使得现有疲劳寿命预测方法和理论面临着新的挑战。因此,本文对焊接结构的薄弱环节,即焊接接头的确定性和概率疲劳寿命预测进行了探索性研究,为焊接结构的安全评估、检测周期管理、剩余寿命预测等提供一定理论基础和依据。然而,随着对速度、载重的不断提高,对焊接接头进行疲劳寿命预测是一项具有重要意义且需长期坚持的工作,因此,为进一步提高结构的安全性和可靠性,深入、全面的疲劳寿命预测研究工作仍是必须的。沿着本文现有的研究工作,作者将从以下几个方面开展进一步的研究:

(1) 考虑小载荷、加载次序和载荷间相互作用的疲劳寿命预测方法研究。通常情况下,焊接结构在服役过程中具有多工况特点,例如列车转向架,需要不断完成启动、加速、制动、停车、爬坡等任务,因此承载状态非常复杂,建立能同时考虑小载荷、加载次序以及载荷间相互作用的疲劳累积损伤模型,是提高寿命预测精度的有效途径。因此,拟在今后的研究中,从能量、熵理论或物理性能退化等角度,进一步研究疲劳破坏的机制,建立能综合考虑疲劳寿命各影响因素的累积损伤模型。

(2) 基于贝叶斯信息更新和多项式混沌理论的疲劳寿命预测方法研究。由于材料属性、焊接工艺水平、结构设计、外部载荷以及服役环境等不确定性因素的影响,焊接接头的疲劳寿命和可靠性均存在较大的分散性。针对实际服役环境的复杂性和工况的多样性,拟采用多项式混沌理论,考虑焊接接头疲劳寿命预测过程中的不确定性因素,并结合能融合多源信息的贝叶斯理论,根据焊接接头在设计、制造、使用、检修等阶段中相关信息,对各参数分布进行更新,实现疲劳寿命的动态评估。

(3) 考虑构件含多种焊接缺陷的疲劳寿命预测方法研究。由于焊接工艺的不同,焊接接头所包含的焊接缺陷在种类、尺寸、分布规律等方面均有差异,为综合评估各类焊接缺陷对疲劳寿命的影响,拟通过证据理论、粗糙集理论或模糊集理论,对焊接缺陷的类型、尺寸、位置分布等对疲劳寿命的影响程度进行评判,并结合疲劳试验,进行已知焊接缺陷状态和影响程度的确定性和概率疲劳寿命预测方法研究。

致 谢

岁月荏苒，犹如白驹过隙。四年的博士生生涯转瞬间行将结束，回首四载时光，忙碌而又充实。从入学伊始对所研究方向的迷茫到能够独立参与完成课题的部分工作，这中间经历了很多。这四年科研生活中，我风雨兼程，学习了很多，也收获了很多，这些收获都离不开各位老师和同学的帮助、鼓励与支持。在博士论文付梓之际，谨在此表达我最诚挚的谢意！

首先，我要感谢黄洪钟教授，是您引领我走入科研的大门，鞭策我刻苦努力钻研，鼓励我勇攀科学高峰；是您一次次地对我的论文提宝贵的修改意见并督促我反复修改，培养我勤奋独立、严谨治学的态度；是您教我学会感恩和为人处事，使我明白该做一个什么样的人。在学业上，您是我的良师益友；在生活上，您更像我的父亲一样关心和照顾我，让我感动至今。千言万语也无法表达我对您的感激之情，在此，唯衷心地祝愿您身体健康，工作顺利！

其次，我要感谢我的导师刘宇教授，您身上勤奋严谨的学术精神和脚踏实地的做人态度深深的影响了我，您的言传身教将使我受益终生！在此，我也衷心地祝愿您身体健康，前程似锦！

再次，我要感谢李彦锋老师、朱顺鹏副教授、张小玲副教授、汪忠来教授、彭卫文老师以及可靠性工程研究所的其他老师与全体同学，感谢你们在学业上和生活中对我的关心与帮助！特别感谢米金华博士，每次在我濒临气馁时为我加油打气，在我迷茫时为我分析、点拨，在我心情低落时给我安慰，给我温暖！感谢可靠性工程研究所提供了我继续学习和科研的土壤，祝愿团队发展越来越好，为国家和社会培养更多的可靠性人才！

感谢我刚刚过世的爷爷奶奶，是您们在清贫的家庭环境里还坚持让我念完博士，谨在此对老人家表示感谢与怀念，祝愿您们在天堂一切安好！

最后，我要感谢我的父母，感谢二老这二十多年来的养育之恩！您们舍不得吃，舍不得穿，供我念书，总是把最好的留给我！是您们无私的支持、理解和不畏艰辛，才开启我的博士求学之路，是您们温暖的鼓励、关怀以及严厉的鞭策，我才能顺利完成我的博士论文。在这里，我想对二老说一声：您们辛苦了！感谢我的先生张小强博士，是你的悉心照顾和默默付出，才使我有更多的时间和精力投入到论文工作中。你的爱和鼓励是我前进的动力，在今后的生活中我将加倍努力！

还要感谢文中所引参考文献的作者，感谢百忙之中参与论文评阅和答辩的各位专家，在此一并致以深深的谢意！

参考文献

- [1] 张彦华. 焊接结构疲劳分析[M]. 北京: 化学工业出版社, 2013, 48-96.
- [2] 于国滨. 提速后 209T 型转向架的裂纹分析及对策[J]. 机车车辆工艺, 2000, (2): 31-32.
- [3] 褚延国, 邢春阳. CW-2 系列转向架轴箱弹簧定位座裂纹原因分析及改进措施[J]. 铁道车辆, 2006, 44(12): 41-43.
- [4] 孙晓云. 基于疲劳强度的焊接结构设计细节[J]. 机车车辆工艺, 2007, (2): 1-4.
- [5] 王勤家. C80B 型运煤敞车枕梁裂纹的原因分析及改进措施[J]. 铁道车辆, 2008, 46(5): 37-38.
- [6] J. Schijve. Fatigue of structures and materials[M]. Dordrecht: Kluwer Academic, 2001, 11-16.
- [7] 赵少汴, 蓝伙金. 抗疲劳设计——方法与数据[M]. 北京: 机械工业出版社, 1997, 14-16.
- [8] 孙增智. 道路水泥混凝土耐久性设计研究[D]. 西安: 长安大学, 2011.
- [9] 朱剑泉. 钢筋混凝土结构耐久性设计与评估探讨[D]. 武汉: 华中科技大学, 2005.
- [10] 崔殿国. 机车车辆可靠性设计及应用[M]. 北京: 中国铁道出版社, 2008, 153-155.
- [11] 赵邦华, 王明复, 吕彭民, 等. 局部应力-应变法在铸钢侧架、摇枕寿命估算中的应用与研究[J]. 铁道车辆, 1993, (12): 79-84.
- [12] J. D. Morrow. Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals[C]. In: Internal Friction Damping and Cyclic Plasticity, ASTM, STP 378, 1965: 45-84.
- [13] S. S. Manson, G. R. Halford. Practical implementation of the double linear damage rule and damage curve approach for treating cumulative fatigue damage[J]. International Journal of Fatigue, 1981, 17(2): 169-192.
- [14] K. N. Smith, P. Watson, T. H. Topper. A stress-strain function for the fatigue of metals[J]. Journal of Materials, 1970, 5(4): 767-776.
- [15] N. E. Dowling, C. A. Calhoun, A. Arcari. Mean stress effects in stress-life fatigue and the walker equation[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2009, 32(3): 163-179.
- [16] A. Arcari, N. E. Dowling. Modeling mean stress relaxation in variable amplitude loading for 7075-T6511 and 7249-T76511 high strength aluminum alloys[J]. International Journal of Fatigue, 2012, 42: 238-247.
- [17] A. Arcari, R. De Vita, N. E. Dowling. Mean stress relaxation during cyclic straining of high strength aluminum alloys[J]. International journal of fatigue, 2009, 31(11): 1742-1750.
- [18] H. T. Thai, B. Uy, M. Khan. A modified stress-strain model accounting for the local buckling of thin-walled stub columns under axial compression[J]. Journal of Constructional Steel Research,

- 2015, 111:57-69.
- [19] 聂宏, 常龙. 基于局部应力应变法估算高周疲劳寿命[J]. 南京航空航天大学学报, 2000, 32(1): 75-79.
- [20] 赵少汴. 局部应力应变法及其设计数据[J]. 机械设计, 2000, (2): 1-3.
- [21] 钱桂安, 王茂廷, 王莲. 用局部应力应变法进行高周疲劳寿命预测的研究[J]. 机械强度, 2004, 26(S): 275-277.
- [22] 张显余, 杨越明, 李颂, 等. 基于局部应力-应变法的飞机起落架车架寿命分析[J]. 航空工程进展, 2010, 1(4): 369-373.
- [23] 童第华, 陈志伟. 局部应变法预测飞机结构带孔部件疲劳寿命[J]. 航空材料学报, 2011, 31(5): 86-90.
- [24] 邱宝象, 王效贵, 高增梁. 基于 A-F 类循环塑性理论的多轴局部应力应变法[J]. 机械强度, 2011, 33(4): 590-596.
- [25] 熊伟红, 向晓东, 喻青. 基于局部应力应变法的桥式起重机用钢丝绳疲劳寿命估算[J]. 机械科学与技术, 2015, 34(1): 47-50.
- [26] 秦大同, 谢里阳. 疲劳强度与可靠性设计[M]. 北京: 化学工业出版社, 2013, 139-142.
- [27] 酆正能. 应用断裂力学[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2012, 2-8.
- [28] G. R. Irwin. Crack-extension force for a part-through crack in a plate[J]. Journal of Applied Mechanics, 1962, 29(4): 651-654.
- [29] N. Inglis. Hysteresis and fatigue of Wohler rotating cantilever specimen[J]. The Metallurgist, 1927, 1(1): 23-27.
- [30] K. Golos. A total strain energy density model of metal fatigue[J]. Strength of Materials, 1995, 27(1): 32-41.
- [31] S. K. Koh. Fatigue damage evaluation of a high pressure tube steel using cyclic strain energy density[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2002, 79(12): 791-798.
- [32] Z. Xia, D. Kujawski, F. Ellyin. Effect of mean stress and ratcheting strain on fatigue life of steel[J]. International Journal of Fatigue, 1996, 18(5): 335-341.
- [33] J. Park, D. Nelson. Evaluation of an energy-based approach and a critical plane approach for predicting constant amplitude multiaxial fatigue life[J]. International Journal of Fatigue, 2000, 22(1): 23-39.
- [34] C. Basaran, H. Tang. Implementation of a thermodynamic framework for damage mechanics of solder interconnects in microelectronics packaging[J]. International Journal of Damage Mechanics, 2002, 11(1): 87-108.
- [35] 陈凌, 张贤明, 刘飞, 等. 一种基于熵增理论的疲劳蠕变交互作用损伤模型及试验验证.

- 中国机械工程, 2016, 27(10): 1393-1398.
- [36] J. Kim, J. Yi, J. Kim, et al. Fatigue life prediction methodology using entropy index of stress interaction and crack severity index of effective stress[J]. *International Journal of Damage Mechanics*, 2013, 22(3): 375-392.
- [37] M. Naderi, M. Amiri, M. M. Khonsari. On the thermodynamic entropy of fatigue fracture[J]. *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 2010, 466(2114): 423-438.
- [38] M. Naderi, M. M. Khonsari. An experimental approach to low-cycle fatigue damage based on thermodynamic entropy[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2010, 47(6): 875-880.
- [39] M. Naderi, M. M. Khonsari. A thermodynamic approach to fatigue damage accumulation under variable loading[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2010, 527(23): 6133-6139.
- [40] M. Amiri, M. M. Khonsari. On the role of entropy generation in processes involving fatigue. *Entropy*, 2011, 14(1): 24-31.
- [41] K. B. Rao, M. B. Anoop, G. Raghava, et al. Probabilistic fatigue life analysis of welded steel plate railway bridge girders using S-N curve approach[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part O: Journal of Risk and Reliability*, 2013, 227(4): 385-404.
- [42] H. Shen, J. Lin, E. Mu. Probabilistic model on stochastic fatigue damage[J]. *International Journal of Fatigue*, 2000, 22(7): 569-572.
- [43] Y. Liu, S. Mahadevan. Stochastic fatigue damage modeling under variable amplitude loading[J]. *International Journal of Fatigue*, 2007, 29(6): 1149-1161.
- [44] K. Ni, S. Mahadevan. Strain-based probabilistic fatigue life prediction of spot-welded joints[J]. *International Journal of Fatigue*, 2004, 26(7): 763-772.
- [45] Y. Liu, S. Mahadevan. Probabilistic fatigue life prediction using an equivalent initial flaw size distribution[J]. *International Journal of Fatigue*, 2009, 31(3): 476-487.
- [46] J. Maljaars, H. Steenbergen, A. Vrouwenvelder. Probabilistic model for fatigue crack growth and fracture of welded joints in civil engineering structures[J]. *International Journal of Fatigue*, 2012, 38: 108-117.
- [47] J. Luo, P. Bowen. A probabilistic methodology for fatigue life prediction[J]. *Acta Materialia*, 2003, 51(12): 3537-3550.
- [48] Y. X. Zhao, B. Yang, M. F. Feng, et al. Probabilistic fatigue S-N curves including the super-long life regime of a railway axle steel[J]. *International Journal of Fatigue*, 2009, 31(10): 1550-1558.
- [49] W. A. Grell, P. J. Laz. Probabilistic fatigue life prediction using AFGROW and accounting for material variability. *International Journal of Fatigue*, 2010, 32(7): 1042-1049.

- [50] A. M. P. De Jesus, H. Pinto, A. Fernández-Canteli, et al. Fatigue assessment of a riveted shear splice based on a probabilistic model[J]. *International Journal of Fatigue*, 2010, 32(2): 453-462.
- [51] Z. Wei, R. E. Kurth, T. P. Forte. Probabilistic Approach for Fatigue Life Assessment Based on SN Curve[C]. ASME 2010 Pressure Vessels and Piping Division/K-PVP Conference. American Society of Mechanical Engineers, 2010: 677-685.
- [52] Ł. Blacha, A. Karolczuk, T. Łagoda. Modelling of Stresses in Welded Joints Under Consideration of Plastic Strains in Fatigue Life Calculations[J]. *Materials Testing*, 2011, 53(6): 339-343.
- [53] K. Kwon, D. M. Frangopol, M. Soliman. Probabilistic fatigue life estimation of steel bridges by using a bilinear S-N approach[J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2011, 17(1): 58-70.
- [54] M. Soliman, D. M. Frangopol, S. Kim. Probabilistic optimum inspection planning of steel bridges with multiple fatigue sensitive details[J]. *Engineering Structures*, 2013, 49: 996-1006.
- [55] Y. X. Zhao, H. B. Liu. Weibull modeling of the probabilistic S-N curves for rolling contact fatigue[J]. *International Journal of Fatigue*, 2014, 66: 47-54.
- [56] G. Narayanan, K. Rezaei, U. Nackenhorst. Fatigue life estimation of aero engine mount structure using Monte Carlo simulation[J]. *International Journal of Fatigue*, 2015, 83: 53-58.
- [57] 谢里阳, 王正. 随机恒幅循环载荷疲劳可靠度异量纲干涉模型[J]. *机械工程学报*, 2008, 44(1): 1-6.
- [58] 高阳, 白广忱, 张瑛莉. 涡轮盘多轴低循环疲劳寿命可靠性分析[J]. *航空学报*, 2009, 30(9): 1678-1682.
- [59] 卢耀辉, 曾京, 邬平波, 等. 铁道车辆转向架构架可靠性参数灵敏度分析[J]. *中国铁道科学*, 2010, 31(1): 111-115.
- [60] 刘克格, 闫楚良. 结构疲劳试验寿命数据分布类型对其使用寿命的影响[J]. *吉林大学学报(工学版)*, 2011, 41(2): 419-423.
- [61] 凌丹, 何俐萍, 许焕卫, 等. 基于威布尔分布的疲劳剩余寿命可靠性预测方法[J]. *机械设计*, 2011, 28(7): 50-53.
- [62] 薛红军, 张晓燕, 张玉刚. 多点失效时结构寿命可靠度的计算方法[J]. *机械强度*, 2011, 33(3): 363-367.
- [63] 田宇, 张昭, 张洪武. 基于概率断裂力学的管道疲劳寿命分析[J]. *计算机辅助工程*, 2015, 24(5): 53-58.
- [64] G. Yi, M. P. Norton. Materials fatigue life distribution: a maximum entropy approach[J]. *Journal of Testing and Evaluation*, 1998, 26(1): 53-63.
- [65] X. Guan, R. Jha, Y. Liu. Probabilistic fatigue damage prognosis using maximum entropy

- approach[J]. *Journal of Intelligent Manufacturing*, 2012, 23(2): 163-171.
- [66] X. Guan, Y. Liu, R. Jha, et al. Comparison of two probabilistic fatigue damage assessment approaches using prognostic performance metrics[J]. *International Journal of Prognostics and Health Management*, 2011, 1(005).
- [67] S. P. Zhu, H. Z. Huang, V. Ontiveros, et al. Probabilistic low cycle fatigue life prediction using an energy-based damage parameter and accounting for model uncertainty[J]. *International Journal of Damage Mechanics*, 2012, 21(8): 1128-1153.
- [68] M. Naderi, M. M. Khonsari. Real-time fatigue life monitoring based on thermodynamic entropy[J]. *Structural Health Monitoring*, 2011, 10(2): 189-197.
- [69] 邹春霞. 基于最大熵原理的水工建筑物可靠性分析[D]. 呼和浩特: 内蒙古农业大学, 2011.
- [70] 孙永健. 大型汽轮转子低周疲劳损伤评估问题研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2014.
- [71] 史朝阳. 桥式起重机金属结构疲劳剩余寿命可靠性及其灵敏度分析[D]. 太原: 太原科技大学, 2014.
- [72] 王宇, 李洪双. 最大熵准则识别材料疲劳寿命分布[J]. *航空工程进展*, 2015, 6(3): 297-305.
- [73] X. Guan, R. Jha, Y. Liu. Model selection, updating, and averaging for probabilistic fatigue damage prognosis[J]. *Structural Safety*, 2011, 33(3): 242-249.
- [74] D. An, J. H. Choi, N. H. Kim et al. Fatigue life prediction based on Bayesian approach to incorporate field data into probability model[J]. *Structural Engineering and Mechanics*, 2011, 37(4): 427-442.
- [75] M. Chookah, M. Nuhi, M. Modarres. A probabilistic physics-of-failure model for prognostic health management of structures subject to pitting and corrosion-fatigue[J]. *Reliability Engineering & System Safety*, 2011, 96(12): 1601-1610.
- [76] B. A. Zárate, J. M. Caicedo, J. Yu, et al. Bayesian model updating and prognosis of fatigue crack growth[J]. *Engineering Structures*, 2012, 45: 53-61.
- [77] H. Z. Huang, M. J. Zuo, Z. Q. Sun. Bayesian reliability analysis for fuzzy lifetime data. *Fuzzy Sets and Systems*[J], 2006, 157(12): 1674-1686.
- [78] 施剑玮, 姚卫星. 估计构件疲劳极限的 Bayes 极小样本方法[J]. *机械强度*, 2007, 29(2): 334-337.
- [79] 王春生, 刘鑫, 俞欣, 等. 基于无损探测信息的既有钢桥构件疲劳可靠度更新评估[J]. *土木工程学报*, 2010, 43(8): 81-87.
- [80] 朱顺鹏. 高温复杂结构的混合概率故障物理建模与疲劳寿命预测[D]. 成都: 电子科技大学, 2011.
- [81] 张春晓, 周美茵, 王志平. 基于贝叶斯更新的飞机结构腐蚀可靠度模型[J]. *航空学报*,

- 2014, 35(7): 1931-1940.
- [82] A. Muc. A fuzzy set approach to interlaminar cracks simulation problems[J]. International Journal of Fatigue, 2002, 24(2-4): 419-427.
- [83] 刘曦. 含焊接缺陷构件的疲劳可靠性评定[J]. 焊接学报, 2008, 29(1): 89-96.
- [84] Z. M. Nopiah, M. H. Osman, S. Abdullah, et al. The identification of low fatigue damage using fuzzy double clustering framework[C]. 2011 IEEE 7th International Colloquium on Signal Processing and its Applications (CSPA). IEEE, 2011: 181-186.
- [85] S. Bhalla, P. A. Vittal, M. Veljkovic. Piezo-impedance transducers for residual fatigue life assessment of bolted steel joints[J]. Structural Health Monitoring, 2012, 11(6): 733-750.
- [86] 李向伟, 兆文忠, 郑成德. 基于质量模糊评判模型的焊缝疲劳寿命评估[J]. 2010, 31(8): 49-52.
- [87] S. P. Zhu, H. Z. Huang and Z. L. Wang. Fatigue life estimation considering damaging and strengthening of low amplitude loads under different load sequences using fuzzy sets approach[J]. International Journal of Damage Mechanics, 2011, 20(6): 876-899.
- [88] 朱顺鹏, 黄洪钟, 谢里阳. 考虑小载荷强化的模糊疲劳寿命预测理论[J]. 航空学报, 2009, 30(6): 1048-1052.
- [89] 贾星兰, 刘文斑. 谱载下基于模糊 Miner 法则的疲劳寿命估算[J]. 2003, 29(3): 218-220.
- [90] 王旭亮, 聂宏. 考虑载荷加载顺序的模糊 Miner 理论[J]. 中国机械工程, 2008, 19(22): 2725-2728.
- [91] 王旭亮, 聂宏. 基于模糊理论的疲劳寿命估算方法[J]. 中国机械工程, 2008, 19(17): 2095-2097.
- [92] S. S. Rao, Q. Liu. Fuzzy approach to the mechanics of fiber-reinforced composite materials[J]. AIAA Journal, 2004, 42(1): 159-167.
- [93] Li Z, Kapur K C. Models and measures for fuzzy reliability and relationship to multi-state reliability[J]. International Journal of Performability Engineering, 2011, 7(3): 241.
- [94] 黄洪钟. 模糊机械科学与技术—21 世纪机械科学的重要发展方向[J]. 机械工程学报, 1996, 32(3): 1-8.
- [95] 黄洪钟, 田志刚. 基于广义模糊随机强度的模糊可靠性计算理论[J]. 机械工程学报, 2002, 38(8): 50-53.
- [96] 李锋, 孟广伟, 沙丽蓉. 考虑模糊失效准则的结构疲劳寿命可靠性[J]. 航空学报, 2009, 30(12): 2316-2321.
- [97] 王会利, 秦泗凤, 张哲. 基于模糊理论的疲劳寿命分析模型及其应用[J]. 大连海事大学学报, 2012, 38(4): 120-122.

- [98] 赵海军, 李云峰, 宋永军. 疲劳 S-N 曲线的模糊线性回归模型研究[J]. 失效分析与预防, 2015, 10(5): 263-268.
- [99] 胡楷, 古正气, 米承继, 等. 基于模糊理论的矿用自卸车车架疲劳寿命估算[J]. 汽车工程, 2015, 37(9): 1047-1052.
- [100] 邹丽, 杨鑫华, 孙屹博, 等. 基于变精度粗糙集的铝合金焊接接头疲劳寿命预测[J]. 焊接学报, 2013, 34(4): 65-68.
- [101] 邹丽, 杨鑫华, 孙屹博, 等. 基于 RS-RBFNN 的钛合金焊接接头疲劳寿命预测[J]. 焊接学报, 2015, 36(4): 25-29.
- [102] 王旭亮, 聂宏. 基于灰色系统 GM(1,1)模型的疲劳寿命预测方法[J]. 南京航空航天大学学报, 2008, 40(6): 845-848.
- [103] 龙双丽, 聂宏, 王旭亮. 灰色模型在不确定性疲劳寿命预测中的研究[J]. 中国机械工程, 2010, 21(9): 1093-1097.
- [104] 童水光, 王相兵, 魏超, 等. 液压挖掘机臂杆结构疲劳寿命预测方法研究[J]. 中国机械工程, 2014, 25(16): 2167-2172.
- [105] 王海山, 刘峰, 曹燕龙, 等. 灰色模型在疲劳寿命预测中的应用[J]. 机械制造与自动化, 2015, 44(3): 123-126.
- [106] 刘志成, 姜潮, 李源, 等. 考虑焊点不确定性的车身点焊结构疲劳寿命优化[J]. 中国机械工程, 2015, 26(18): 2544-2549.
- [107] D. Xiu. Numerical methods for stochastic computations: A spectral method approach[M]. Princeton: Princeton University Press, 2010.
- [108] A. P. Dempster. Upper and lower probabilities induced by a multiple valued mapping[J]. The Annals of Mathematical Statistics, 1967, 38(2): 325-339.
- [109] R. Wille. Restructuring lattice theory: an approach based on hierarchies of concepts[M]. Berlin: Springer Netherlands, 1982.
- [110] Association of American Railroad. AAR Locomotive and Rolling Stock Standard Manual[S]. America AAR, 1999.
- [111] International Institute of Welding (IIW). Stress Determination for Fatigue Analysis Welded Components[S]. IIS/IIW, 1995.
- [112] British Standard Institute (BSI). BS7608-1993 Fatigue Design and Assessment of Steel Structures[S]. BSI, 1993.
- [113] 张新斌, 蒋晓东, 施哲雄. 基于 BS7910 的含焊接缺陷管道的评定方法[J]. 北京石油化工有限公司学报, 2005, 13(2): 37-41.
- [114] 谢素明, 程亚军, 兆文忠, 等. 货车焊接结构疲劳寿命预测研究[J]. 铁道车辆, 2006, 44(6):

- 1-4.
- [115] 谢素明, 周晓坤, 李向伟, 等. 基于美国 ASME 标准的重载货车车体焊缝疲劳寿命预测[J]. 计算力学学报, 2012, 29(1): 129-134.
- [116] 李晓峰, 谢素明, 时慧焯, 等. 车辆焊接结构疲劳寿命评估方法研究[J]. 中国铁道科学, 2007, 28(3): 74-78.
- [117] 周张义, 李芾, 卜继玲. 基于名义应力的焊接结构疲劳强度评定方法研究[J]. 内燃机车, 2007, (7): 1-4.
- [118] 周张义, 李芾, 卜继玲, 等. 不同标准的钢结构焊接细节疲劳设计 S-N 曲线比较[J]. 内燃机车, 2009, (10): 1-6.
- [119] 章焕章, 陆正刚. 焊接参数对轨道车辆焊接结构疲劳寿命的影响[J]. 内燃机车, 2011, (3): 6-11.
- [120] 赵鹏飞. 基于 IIW 标准的矿山起重机主梁焊缝应力分析[J]. 机械工程与自动化, 2015, (3): 83-84.
- [121] A. M. Al-Mukhtar, H. Biermann, P. Hübner, et al. Determination of some parameters for fatigue life in welded joints using fracture mechanics method[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2010, 19(9): 1225-1234.
- [122] Y. Xiang, Z. Lu, Y. Liu. Crack growth-based fatigue life prediction using an equivalent initial flaw model. Part I: Uniaxial loading[J]. International Journal of Fatigue, 2010, 32(2): 341-349.
- [123] Z. Lu, Y. Xiang, Y. Liu. Crack growth-based fatigue life prediction using an equivalent initial flaw model. Part II: Multiaxial loading. International Journal of Fatigue, 2010, 32(2): 376-381.
- [124] Z. Barsoum. Residual stress analysis and fatigue assessment of welded steel structures[D]. Stockholm: KTH, 2008.
- [125] L. J. Fellows, D. Nowell, D. A. Hills. Analysis of crack initiation and propagation in fretting fatigue: the effective initial flaw size methodology[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 1997, 20(1): 61-70.
- [126] A. Makeev, Y. Nikishkov, E. Armanios. A concept for quantifying equivalent initial flaw size distribution in fracture mechanics based life prediction models[J]. International Journal of Fatigue, 2007, 29(1): 141-145.
- [127] G. Shen, W. R. Tyson. Crack size evaluation using unloading compliance in single-specimen single-edge-notched tension fracture toughness testing[J]. Journal of Testing and Evaluation, 2009, 37(4): 1-11.
- [128] S. Sankararaman, Y. Ling, S. Mahadevan. Statistical inference of equivalent initial flaw size with complicated structural geometry and multi-axial variable amplitude loading[J].

- International Journal of Fatigue, 2010, 32(10): 1689-1700.
- [129] S. Sankararaman, Y. Ling, C. Shantz, et al. Inference of equivalent initial flaw size under multiple sources of uncertainty[J]. International Journal of Fatigue, 2011, 33(2): 75-89.
- [130] A. Vaziri, H. Nayeib-Hashemi. The effect of crack surface interaction on the stress intensity factor in Mode III crack growth in round shafts[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2005, 72(4): 617-629.
- [131] Y. Li, J. Bin, Z. Nan, et al. Dynamic stress intensity factor of the weak/micro-discontinuous interface crack of a FGM coating[J]. International Journal of Solids and Structures, 2006, 43(16): 4795-4809.
- [132] S. Roux, F. Hild. Stress intensity factor measurements from digital image correlation: post-processing and integrated approaches[J]. International Journal of Fracture, 2006, 140(1): 141-157.
- [133] R. A. Javed, S. F. Zhu, F. C. Jiang. Importance of material's dynamic stress intensity factor calculation in the design of high strength structures[C]. International Journal of Engineering Research in Africa, 2015, 15: 97-106.
- [134] C. M. Sonsino. Effect of residual stresses on the fatigue behaviour of welded joints depending on loading conditions and weld geometry[J]. International Journal of Fatigue, 2009, 31(1): 88-101.
- [135] Y. E. Ma, P. Staron, T. Fischer, et al. Size effects on residual stress and fatigue crack growth in friction stir welded 2195-T8 aluminium—Part I: Experiments[J]. International Journal of Fatigue, 2011, 33(11): 1417-1425.
- [136] Y. E. Ma, P. Staron, T. Fischer, et al. Size effects on residual stress and fatigue crack growth in friction stir welded 2195-T8 aluminium—Part II: Modelling[J]. International Journal of Fatigue, 2011, 33(11): 1426-1434.
- [137] C. Heinze, C. Schwenk, M. Rethmeier. Numerical calculation of residual stress development of multi-pass gas metal arc welding[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2012, 72: 12-19.
- [138] T. H. Tra, M. Okazaki, K. Suzuki. Fatigue crack propagation behavior in friction stir welding of AA6063-T5: Roles of residual stress and microstructure[J]. International Journal of Fatigue, 2012, 43: 23-29.
- [139] K. Masubuchi. Analysis of welded structures: Residual stresses, distortion, and their consequences[M]. Amsterdam: Elsevier, 2013.
- [140] A. Lopez-Jauregi, J. A. Esnaola, I. Ulacia, et al. Fatigue analysis of multipass welded joints

- considering residual stresses[J]. International Journal of Fatigue, 2015, 79: 75-85.
- [141] E. Harati, L. Karlsson, L. E. Svensson, et al. The relative effects of residual stresses and weld toe geometry on fatigue life of weldments[J]. International Journal of Fatigue, 2015, 77: 160-165.
- [142] P. Rettenmeier, E. Roos, S. Weihe. Fatigue analysis of multiaxially loaded crane runway structures including welding residual stress effects[J]. International Journal of Fatigue, 2016, 82: 179-187.
- [143] 肖纪美, 朱逢吾. 焊接结构残余应力的断裂力学分析[J]. 冶金建筑, 1978, (6): 39-43.
- [144] 汪建华, 陆皓. 焊接残余应力形成机制与消除原理若干问题的讨论[J]. 焊接学报, 2002, 23(3): 75-79.
- [145] 管德清. 焊接钢结构疲劳强度与寿命预测理论的研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2003.
- [146] 班慧勇, 施刚, 邢海军, 等. Q420 等边角钢轴压杆稳定性能研究(I)——残余应力的试验研究[J]. 土木工程学报, 2010, 43(7): 14-21.
- [147] 周杰. 焊接残余应力对构架强度的影响[D]. 成都: 西南交通大学, 2010.
- [148] 刘焕军. 转向架侧梁焊接残余应力与变形的研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2012.
- [149] 赵邦杰. 基于权函数法的焊接结构疲劳裂纹扩展寿命计算[D]. 大连: 大连理工大学, 2013.
- [150] 宋占勋, 方少轩, 谢基龙. T 型焊接接头根部裂纹应力强度因子研究. 机械工程学报, 2013, 49(2): 87-94.
- [151] 陈涛. 基于载荷次序效应的疲劳损伤分析方法研究[D]. 沈阳: 东北大学, 2010.
- [152] 王文静. 动车组转向架[M]. 北京: 北京交通大学出版社, 2012.
- [153] 马思群, 谷理想, 袁永文, 等. 焊接缺陷对动车组铝合金车体疲劳寿命影响研究[J]. 铁道学报, 2014, 36(2): 42-48.
- [154] 杨晓华, 姚卫星, 段成美. 确定性疲劳累积损伤理论进展[J]. 中国工程科学, 2003, 5(4): 82-87.
- [155] D. Kreiser, S. X. Jia, J. J. Han, et al. A nonlinear damage accumulation model for shakedown failure, International Journal of Fatigue[J], 2007, 29(8): 1523-1530.
- [156] R. Yuan, H. Q. Li, H. Z. Huang, et al. A new non-linear continuum damage mechanics model for fatigue life prediction under variable loading[J]. Mechanics, 2013, 19(5):506-511.
- [157] M. A. Miner. Cumulative damage in fatigue[J]. Journal of Applied Mechanics, 1945, 12(3): 159-164.
- [158] 嵇应凤, 姚卫星, 夏天翔. 线性疲劳累积损伤准则适用性评估[J]. 力学与实践, 2015, 37(6): 674-682.

- [159] L. Xi, Z. Songlin. Strengthening of transmission gear under low-amplitude loads[J]. Materials Science and Engineering: A, 2008, 488(1): 55-63.
- [160] X. Lu and S. L. Zheng. Strengthening and damaging under low amplitude loads below the fatigue limit[J]. International Journal of Fatigue, 2009, 31 (2): 341-345.
- [161] S. P. Zhu, H. Z. Huang and L. Y. Xie. Prediction of fuzzy fatigue life under low amplitude loading strengthening[J], Acta Aeronautica ET Astronautica Sinica, 2009, 30(6): 1048-1052.
- [162] S. M. Marco, W. L. Starkey. A concept of fatigue damage[J]. Transaction of the ASME, 1954, 76: 627-632.
- [163] J. L. Chaboche, P. M. Lesne. A non-linear continuous fatigue damage model[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 1988, 11(1): 1-17.
- [164] V. Dattoma, S. Giancane, R. Nobile, et al. Fatigue life prediction under variable loading based on a new non-linear continuum damage mechanics model[J]. International Journal of Fatigue, 2006, 28(2): 89-95.
- [165] J. Lemaitre, A. Plumtree. Application of damage concepts to predict creep-fatigue failures[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1979, 101(3): 284-292.
- [166] A. M. Freudenthal, R. A. Heller. On stress interaction in fatigue and cumulative damage rule[J]. Journal of the Aerospace Science, 1959, 26(7): 43-442
- [167] T. Bui-Quoc. A simplified model for cumulative fatigue damage with interaction effect[C]. Proceedings of the 1982 Joint Conference on Experimental Mechanics, Brookfield, 1982, 144-149.
- [168] H. T. Corten, T. J. Dolan. Cumulative fatigue damage[C]. Proceedings of the International Conference on Fatigue of Metals, London, 1956, 1: 235.
- [169] G. R. Halford. The energy required for fatigue[J]. Journal of Materials, 1966, 3(1): 13-18.
- [170] X. Niu, G. Li, H. Lee. Hardening law and fatigue damage of a cyclic hardening metal[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1987, 26(2): 163-170.
- [171] K. Golos, F. Ellyin. A total strain energy density theory for cumulative fatigue damage[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1988, 110(1): 36-41.
- [172] S. P. Zhu, H. Z. Huang. A generalized frequency separation-strain energy damage function model for low cycle fatigue-creep life prediction[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2010, 33(4): 227-237.
- [173] S. P. Zhu, H. Z. Huang, L. P. He, et al. A generalized energy-based fatigue-creep damage parameter for life prediction of turbine disk alloys[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2012, 90: 89-100.

- [174] D. L. Henry. A theory of fatigue damage accumulation in steel[M]. Transaction of the ASME, 1953, 77: 913-918.
- [175] G. X. Cheng, A. Plumtree. A fatigue damage accumulation model based on continuum damage mechanics and ductility exhaustion[J]. International Journal of Fatigue, 1998, 20(7): 495-501.
- [176] 叶笃毅, 王德俊, 童小燕, 等. 一种基于材料韧性耗散分析的疲劳损伤定量新方法[J]. 实验力学, 1999, 14(1): 80-88.
- [177] 翟红军, 姚卫星. 化学纤维增强树脂基复合材料的疲劳剩余刚度研究进展[J]. 力学进展, 2002, 32(1): 80-88.
- [178] L. M. Kachanov. Time of the rupture process under creep conditions[J]. Isv. Akad. Nauk. SSR. Otd Tekh. Nauk, 1958, 8: 26-31.
- [179] 方华灿, 陈国民. 模糊概率断裂力学[M]. 东营: 石油大学出版社, 1999.
- [180] J. B. Kommers. The effect of overstressing and understressing in fatigue[C]. Proc. of America Society Testing and Materials, 1938, 38: 249-268.
- [181] 刘宏富. 基于强度和刚度衰变的沥青混合料非线性疲劳损伤特性研究[D]. 长沙: 长沙理工大学, 2012.
- [182] D. G. Shang, W. X. Yao. A nonlinear damage cumulative model for uniaxial fatigue[J]. International Journal of Fatigue, 1999, 21(2): 187-194.
- [183] 尚德广, 姚卫星. 单轴非线性连续疲劳损伤累积模型的研究[J]. 航空学报, 1998, 19(6): 647-656.
- [184] 高艳丽. 16Mn 钢焊接件疲劳裂纹萌生与扩展的研究[D]. 沈阳: 沈阳大学, 2007.
- [185] 刘俊, 戴毅, 文雨生, 等. 45 钢焊接接头组织和性能的定量分析[J]. 机械工程材料, 2002, 26(7): 33-35.
- [186] 徐姣, 尚德广, 孙国芹, 等. 多轴变幅加载下 GH4169 合金疲劳寿命预测[J]. 北京工业大学学报, 2012, 38(10): 1462-1466.
- [187] 元恒新. 焊接材料及工艺对铝合金焊接性能的影响[D]. 重庆: 重庆大学, 2006.
- [188] 田军, 刘志明, 何如. 动车铝合金车体焊接接头非线性疲劳累积损伤模型[J]. 铁道学报, 2012, 34(3): 40-43.
- [189] 郑斌. 基于应变场强法的焊接接头双轴疲劳寿命研究[D]. 武汉: 武汉理工大学, 2012.
- [190] 杨亚强. 转向架焊接构架疲劳强度研究[D]. 成都: 西南交通大学, 2010.
- [191] A. Aid, A. Amrouche, B. Bouiadjra, et al. Fatigue life prediction under variable loading based on a new damage model[J]. Materials and Design, 2011, 32(1): 183-191.
- [192] 赵少汴. 常用累积损伤理论疲劳寿命估算精度的试验研究[J]. 机械设计, 2000, 22(3): 206-209.

- [193] J. S. Zhu, C. E. Gao and Y. P. Song, Fatigue behavior and cumulative damage rule of concrete under cyclic compression with constant confined stress[J]. Journal of Harbin Institute of Technology (New Series), 2005, 12(5): 528-535.
- [194] 朱红兵, 余志武, 蒋丽忠. 基于 Corten-Dolan 累积损伤准则的等效等幅疲劳应力幅值计算方法[J]. 公路交通科技, 2010, 27(1): 54-57.
- [195] 陈德广. 确定 Corten-Dolan 疲劳损伤公式指数 d 的试验方法探讨[J]. 机械强度, 1996, 18(1): 21-24.
- [196] C. D. Zhao, Q. Y. Yue, Y. S. Li. Analysis of dynamic stress and fatigue property of flexible robots[C]. IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics. IEEE, 2006: 1351-1355.
- [197] 叶南海, 陈凯, 戚一男, 等. 基于虚拟载荷谱技术的锥齿轮疲劳寿命分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2012, 39(3): 38-42.
- [198] S. P. Zhu, H. Z. Huang, Y. Liu, et al. A practical method for determining the Corten-Dolan exponent and its application to fatigue life prediction[J]. Int. J. Turbo Jet-Engines, 2012, 29(2): 79-87.
- [199] 黄洪钟, 朱顺鹏, 汪忠来, 等. 基于剩余强度衰减退化的非线性累积损伤准则及其可靠性定寿[J]. 应用基础与工程科学学报, 2011, 19(2): 323-334.
- [200] 徐灏. 疲劳强度设计[M]. 北京: 机械工业出版社, 1981.
- [201] 姚卫星. 结构疲劳寿命分析[M]. 北京: 国防工业出版社, 2003.
- [202] 周蒙蛟, 王弘. LZ50 钢在变幅荷载作用下应力交互作用的研究[J]. 四川大学学报: 工程科学版, 2012, (S2): 57-59.
- [203] Z. Marciniak, D. Rozumek and E. Macha, Fatigue lives of 18G2A and 10HNAP steels under variable amplitude and random non-proportional bending with torsion loading[J]. International Journal of Fatigue, 2008, 30(5): 800-813.
- [204] 朱顺鹏, 黄洪钟, 谢里阳. 基于二元疲劳失效判据的非线性疲劳损伤累积模型及其强度退化研究[J]. 中国机械工程, 2008, 19(22): 2753-2761.
- [205] 许鸿吉, 金光, 胡立国等. 16MnR 低合金钢与 Q235B 铸钢焊接接头的组织与性能[J]. 中国材料科技与设备, 2007, 4(5): 74-76.
- [206] 刘晓娟. 基于累积损伤理论的焊接球节点网架结构疲劳寿命估算[D]. 太原: 太原理工大学文, 2010.
- [207] 刘晓云. 概率设计方法对随机载荷组合的研究[J]. 兰州铁道学院学报, 1994, 13(4): 107-112.
- [208] 王旭亮. 不确定性疲劳寿命预测方法[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2009.

- [209] 范文学, 陈芙蓉, 解瑞军, 等. 基于不同 S-N 曲线的横向十字焊接接头疲劳寿命预测[J]. 焊接学报, 2013, 34(11): 69-72.
- [210] 于海丰, 张耀春, 杜守军. Q235 焊接工字形钢支撑的低周疲劳性能试验及数值模拟[J]. 四川大学学报, 2012, 44(2): 182-190.
- [211] 李晓威. T 型接头 TC4 薄板不同焊接工艺疲劳性能对比研究[D]. 天津: 天津大学, 2010.
- [212] 陶传琪. 焊接转向架典型焊接结构疲劳性能与焊接工艺研究[D]. 长沙: 中南大学, 2010.
- [213] N. Wiener. The homogeneous chaos[J]. American Journal of Mathematics, 1938, 60: 897-936.
- [214] R. Ghanem, P. Spanos. Stochastic finite elements: A spectral approach[M]. New York: Springer-Verlag, 1991.
- [215] R. Ghanem. Stochastic finite element with multiple random non-Gaussian properties[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1999, 125(1): 26-40.
- [216] K. Sepahvand, S. Marburg, H. J. Hardtke. Uncertainty quantification in stochastic systems using polynomial chaos expansion[J]. International Journal of Applied Mechanics, 2010, 2(02): 305-353.
- [217] D. Xiu. Generalized(Wiener-Askey)Polynomial Chaos[D]. Providence: Brown University, 2004.
- [218] 李舜酩. 机械疲劳与可靠性设计[M]. 北京: 科学出版社, 2006.
- [219] 苏亮. 基于概率神经网络的焊接结构疲劳寿命分类与预测[D]. 西安: 长安大学, 2012.
- [220] 胡毓仁, 陈伯真. 船舶及海洋工程结构疲劳可靠性分析[M]. 北京: 人民交通出版社, 1996.
- [221] 陈景杰, 黄一, 李玉刚. 考虑疲劳在和相互影响的修正 Miner 准则研究[J]. 中国造船, 2014, 55(3): 36-42.
- [222] W. Nelson, J. McCool, W. Meeker. Applied life data analysis [M]. New York: John Wiley & Sons, 1982.
- [223] 谢启苗. 基于多项式混沌展开的人员疏散时间不确定性研究[D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2014.
- [224] J. H. Yan, X. L. Zheng, K. Zhao. Prediction of fatigue life and its probability distribution of notched friction welded joints under variable-amplitude loading[J]. International Journal of Fatigue, 2000, 22(6): 481-494.
- [225] J. D. Harrison. The analysis of fatigue test results for butt welds with lack of penetration defects using a fracture mechanics approach[C]. Proc. of ICF2, Brighton (UK) 1969, 2013.
- [226] A. Carpinteri, C. Ronchei, D. Scorza, et al, Fracture mechanics based approach to fatigue analysis of welded joints[J]. Engineering Failure Analysis, 2015, 49: 67-78.

- [227] W. Shen, Y. S. Choo. Stress intensity factor for a tubular Tjoint with grouted chord[J]. Engineering Structures, 2012, 35: 37-47.
- [228] E. Mikkola, Y. Murakami, G. Marquis. Fatigue life assessment of welded joints by the equivalent crack length method[J]. Procedia Materials Science, 2014, 3: 1822-1827.
- [229] Q. G. Wang, P. E. Jones. Prediction of Fatigue Performance in Aluminum Shape Castings Containing Defects[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2007, 38(4): 615-621.
- [230] T. Lassen. The effect of the welding process on the fatigue crack growth[J]. Welding Journal, 1990, 69: 75S-81S.
- [231] 郑修麟. 金属疲劳裂纹起始寿命的估算[J]. 机械强度, 1986, 8(4): 20-24.
- [232] B. Lü, X. Zheng, D. Li. Fatigue crack initiation and propagation in butt joint welds of an ultrahigh-strength steel[J]. Weld Journal, 1993, 72: 79-86.
- [233] A.R. Shahani, H. M. Kashani. Assessment of equivalent initial flaw size estimation methods in fatigue life prediction using compact tension specimen tests[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2013, 99: 48-61.
- [234] P. White, L. Molent, S. Barter. Interpreting fatigue test results using a probabilistic fracture approach[J]. International Journal of Fatigue, 2005, 27(7): 752-767.
- [235] L. Molent, Q. Sun, A. Green. Characterisation of equivalent initial flaw sizes in 7050 aluminium alloy[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2006, 29(11): 916-937.
- [236] K. M. Engesvik, T. Moan. Probabilistic analysis of the uncertainty in the fatigue capacity of welded joints[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1983, 18(4): 743-762.
- [237] H. Chen, D. G. Shang, Y. J. Tian, et al. Fatigue life prediction under variable amplitude axial-torsion loading using maximum damage parameter range method[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2013, 111: 253-261.
- [238] L. Molent, M. McDonald, S. Barter, et al. Evaluation of spectrum fatigue crack growth using variable amplitude data[J]. International Journal of Fatigue, 2008, 30(1): 119-137.
- [239] M. H. Osman, M. M. Tahir, S. Saad. Fatigue shear strength of slender web plate girders[J]. Journal of Civil Engineering, 2000, 12(1): 9-19.
- [240] 张建强, 王承权, 杜学铭, 等. 焊接接头疲劳裂纹萌生与扩展寿命研究. 武汉交通科技大学学报, 1996, 20(5): 599-603.
- [241] P. Darcis, D. Santarosa, N. Recho, et al. A fracture mechanics approach for the crack growth in welded joints with reference to BS7910[C]. Proc. Of 15th European Conference of Fracture, Stockholm 2004, 2013.

- [242] A. Altamura, D. Straub. Reliability assessment of high cycle fatigue under variable amplitude loading: Review and solutions[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2014, 121: 40-66.
- [243] M. H. Prasad, G. R. Reddy, P. N. Dubey, et al. Reliability estimation of structures under stochastic loading—A case study on nuclear piping[J]. Nuclear Engineering and Design, 2013, 254: 185-193.

在学期间参与的项目研究

- [1] 中国人民解放军总装备部装备技术基础项目“XX 装备系统的可靠性和剩余寿命预测”(2012/01-2014/04 项目编号: YXCDZ20121ZL02)
- [2] 中国人民解放军总装备部装备技术十二五装备预先研究项目“XX 装置使用寿命验证技术研究”(2012/09-2014/12 项目编号: 51319020202-1)
- [3] 国家自然科学基金“基于故障物理技术的结构疲劳可靠性设计理论及其应用研究”(2013/01-2016/06 项目编号: 11272082)
- [4] 国家 863 项目“大型挖掘机可靠性分析及设计的关键技术研究”(2013/04-2013/12 项目编号: 2012AA062001)
- [5] 国家自然科学基金“基于混合不确定性信息处理的复杂分层系统健康评估”(2014/01-2016/12 项目编号: U1330130)

在学期间发表和录用的学术论文

- [1] Huiying Gao, Hong-Zhong Huang, Zhiqiang Lv, Fang-Jun Zuo, Hai-Kun Wang. An improved Corten-Dolan's model based on damage and stress state effects[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2015, 29(8): 3215-3223.(SCI 检索)
- [2] Huiying Gao, Hong-Zhong Huang, Shun-Peng Zhu, Yan-Feng Li, Rong Yuan. A modified nonlinear damage accumulation model for fatigue life prediction considering load interaction effects[J]. The Scientific World Journal, 2014, 2014. (SCI 检索)
- [3] Huiying Gao, Fang-Jun Zuo, Zhiqiang Lv, Shun-Peng Zhu, Hong-Zhong Huang. Residual life prediction based on a nonlinear fatigue damage accumulation model[J]. Journal of Shanghai Jiaotong university, 2015, 20(4): 449-453. (EI 检索)
- [4] Huiying Gao, Shun-Peng Zhu, Hai-Kun Wang, Fang-Jun Zuo, Hong-Zhong Huang. Probabilistic Fatigue Life Analysis Based on Equivalent Crack Size Determination and Modeling Error Consideration[J]. Journal of Donghua University, 2015. (已录用, EI 检索)
- [5] Huiying Gao, Shun-Peng Zhu, Zhiqiang Lv, Fang-jun Zuo, Hong-Zhong Huang. A practical method to predict total fatigue life of welded joints[C]. Proceedings of the ASME 2015 International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2015), Boston, 2015.
- [6] Huiying Gao, Fangjun Zuo, Hong-Zhong Huang, Yan-Feng Li, Shun-Peng Zhu. A modified non-linear damage accumulation model considering load interaction effects under two-level loading[C]. 2013 International Conference on Quality, Reliability, Risk, Maintenance, and Safety Engineering (QR2MSE), Sichuan, 2013, 1774-1776.
- [7] Zhiqiang Lv, Hong-Zhong Huang, Huiying Gao, Fang-Jun Zuo, Hai-Kun Wang. Lifetime prediction for turbine discs based on a modified Walker strain model[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2015, 29(10): 4143-4152. (SCI 检索)
- [8] Fang-Jun Zuo, Shun-Peng Zhu, Huiying Gao, Zhiqiang Lv, Hong-Zhong Huang. Stochastic Fatigue Life and Reliability Prediction Based on Residual Strength[J]. Journal of Shanghai Jiaotong university, 2015, 20(3): 331-337. (EI 检索)
- [9] Zhaochun Peng, Hong-Zhong Huang, Huiying Gao, Zhiqiang Lv, Shun-Peng Zhu. A Modified Model for Non-linear Fatigue Damage Accumulation with Load Interaction Effects[C]. Proceedings of ASME International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2015), Boston, 2015.