



同濟大學

TONGJI UNIVERSITY

硕士学位论文

环境温度对 Fe-SMA 补强含损伤钢板  
疲劳性能的影响

姓 名：陈振宇

学 号：1832312

所在院系：土木工程学院 建筑工程系

学科门类：工程

学科专业：建筑与土木工程

指导教师：顾祥林 教授

二〇二二年三月



同濟大學  
TONGJI UNIVERSITY

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

**Thermal effects on fatigue behavior of  
cracked steel plates retrofitted with Fe-SMAs**

Candidate: Zhen-Yu Chen  
Student Number: 1832312  
School/Department: College of Civil Engineering/  
Department of Structural Engineering  
Discipline: Engineering  
Major: Architecture and Civil Engineering  
Supervisor: Prof. Xiang-Lin Gu

March, 2022

## 学位论文版权使用授权书

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

学位论文作者签名：

年 月 日

# 同济大学学位论文原创性声明

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

学位论文作者签名：

年 月 日

## 摘要

钢结构在长期服役的过程中,受到荷载和环境的作用,可能发生结构损伤及性能退化。相较于拆除和重建现有结构,补强老旧结构是一种更为便利和经济的策略。铁基形状记忆合金(Fe-SMA)因其特殊的形状记忆效应,可用于为钢结构施加预应力,提升结构疲劳性能。钢结构基础设施工作温度一般为 $-20\sim 60^{\circ}\text{C}$ ,而 Fe-SMA 作为一种温度敏感材料,补强效果可能受环境温度变化影响。因此对 Fe-SMA 材料和 Fe-SMA 补强的含损伤钢板开展试验研究,着重关注环境温度对 Fe-SMA 力学性能和补强效率的影响,并采用线弹性断裂力学对补强后的钢板疲劳性能进行理论和数值分析。

首先对 Fe-SMA 的恢复应力开展试验研究。考虑预拉伸应变、激发温度以及激发前预拉应力等参数的影响,提出了最优的激发措施,即当激发温度为 $350^{\circ}\text{C}$ ,预拉伸应变为 8%时,可产生最大的恢复应力 445MPa。

在此基础上,研究了不同服役条件对 Fe-SMA 恢复应力的影响,重点关注环境温度和疲劳荷载的作用。试验结果表明,Fe-SMA 产生的恢复应力会随着疲劳加载而逐渐降低,且大部分应力损失出现在疲劳加载前期。经历 200 万次应变幅为 0.035%和 0.070%的疲劳加载后,Fe-SMA 的恢复应力分别降低为原来的 88%和 77%。高环境温度可以有效降低疲劳加载引起的应力损失, $60^{\circ}\text{C}$ 时,经历同样的疲劳荷载(应变幅为 0.035%和 0.070%),Fe-SMA 的恢复应力仅降低为原来的 93%和 87%。同时基于数字图像方法(DIC)测量了激发前后 Fe-SMA 的线性膨胀系数,在  $25\sim 100^{\circ}\text{C}$  的范围内,未激发试件和激发后试件(预拉伸应变为 8%,激发温度 $350^{\circ}\text{C}$ )的线性膨胀系数分别为 $5.38\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ , $6.02\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ 。试验测得的线性膨胀系数可以用于后续评估温度变化下 Fe-SMA 对钢板产生的温度应力。

继而对 Fe-SMA 补强的含损伤钢板开展疲劳性能试验,考虑四种环境温度对 Fe-SMA 补强效果的影响,分别是常温 $20^{\circ}\text{C}$ 、低温 $-20^{\circ}\text{C}$ 、高温 $60^{\circ}\text{C}$ 和温度循环 $-20\sim 60^{\circ}\text{C}$ 。试验结果表明,不论哪种温度工况,Fe-SMA 均能起到良好的补强效果。相比于未补强试件,补强试件疲劳寿命延长至原来的 2.2~3.5 倍。不

同环境温度下的疲劳性能可能与两个因素有关，一是 Fe-SMA 和钢材之间不同的线性膨胀系数；二是 Fe-SMA 因疲劳加载会在各种温度工况下产生不同程度恢复应力损失。相较于常温补强的工况，低温和高温下补强后的疲劳寿命分别高 29%和 5%，而温度循环下的疲劳寿命比常温工况低 13%。

基于线弹性断裂力学，结合材性试验中所得到的 Fe-SMA 恢复应力变化数据，建立 Fe-SMA 补强含损伤钢板的数值和理论模型，预测 Fe-SMA 补强钢板裂纹扩展和疲劳寿命。数值计算和理论计算的疲劳寿命与试验结果相比，三者之间的误差小于 20%。这表明数值和理论模型均能够较好地预测经 Fe-SMA 补强钢板的疲劳性能。基于理论模型展开参数分析，研究初始损伤程度、Fe-SMA 恢复应力和补强宽度对补强体系的影响。结果表明，对于不同的初始损伤程度，Fe-SMA 都能够发挥很好的补强作用。补强宽度和恢复应力的增大均能提高钢板的疲劳寿命。当钢板完全被 Fe-SMA 覆盖，且 Fe-SMA 恢复应力达到 500MPa 时，裂纹扩展可能完全停止。而当 Fe-SMA 补强宽度为 30mm 时，Fe-SMA 恢复应力必须大于一定程度（157MPa），才能发挥补强效果。

**关键词：**铁基形状记忆合金（Fe-SMA）；恢复应力；疲劳；环境温度；含损伤钢板；理论计算

## ABSTRACT

Aged steel structures generally deteriorate owing to service loads and environmental attacks. In comparison with dismantling and rebuilding structures, retrofitting those aged structures is a more convenient and economical approach. Attributed to the remarkable shape memory effect (SME) activated by heating and cooling, iron-based shape memory alloy (Fe-SMA) can be conveniently used to introduce prestress in steel structures and to improve fatigue behavior of steel structures. Working temperature for steel structures ranges from  $-20$  to  $60$  °C. As Fe-SMAs were sensitive to temperature, the prestress may be affected by temperature variation. A comprehensive study is presented on stress recovery behavior of Fe-SMA materials and fatigue performance of Fe-SMA strengthened steel plates. Much attention was paid to the influence of temperature variation on both Fe-SMA materials and the retrofitting scheme.

Stress recovery behavior of Fe-SMAs for prestressed strengthening under high activation temperatures was first investigated. Effects of pre-strain levels, activation temperatures, and initial preloads on the recovery stress were carefully evaluated to propose the optimum activation strategy. The combination of the pre-strain of 8% and the activation temperature of  $350$  °C exhibited the highest recovery stress of  $445$  MPa.

On this basis, a series experimental studies on the recovery stress of activated Fe-SMAs subjected to fatigue and thermal loading were conducted. Results showed that the recovery stress declined with fatigue cycles and the lost stress mostly occurred at the early stage of fatigue loading. After  $2 \times 10^6$  stress-controlled fatigue cycles ( $\Delta\sigma = 57$  and  $114$  MPa), the recovery stress at RT decreased by 12% and 23%, respectively, whereas a higher temperature weakened such decline. The corresponding reduction of stress at  $60$  °C was 7% and 13%, respectively. In addition, coefficients of thermal expansion (CTE) of un-activated and activated Fe-SMAs were measured based on a digital image correlation (DIC) method. When the temperature ranged from  $25$  to

100 °C, CTEs of un-activated and activated Fe-SMAs (the pre-strain of 8% and the activation temperature of 350 °C) were  $5.38 \times 10^{-6}$  and  $6.02 \times 10^{-6}$  /°C, respectively. The obtained CTEs could be used to evaluate the thermal stress of the retrofitting systems owing to temperature variations.

Afterwards, fatigue behavior of cracked steel plates retrofitted with Fe-SMAs was assessed, focusing on the influence of different environment temperature, i.e., room temperature (RT) of 20 °C, low temperature of -20 °C, high temperature of 60 °C, and cyclic temperature from -20 to 60 °C. Excellent strengthening efficiency promoted by Fe-SMA was witnessed regardless of environment temperatures. In comparison with bare steel plates, the fatigue life of strengthened specimens was extended by 223~352%. Two factors were believed to influence the fatigue performance of retrofitted specimens. One was the different CTEs between Fe-SMA and steel. The other was the lost prestress of Fe-SMA owing to fatigue under different temperature scenarios. In comparison with RT, the fatigue life of retrofitted specimens at -20 and 60 °C increased by 29% and 5%, respectively. Whereas, the fatigue life at cyclic temperature declined by 13%.

Eventually, considering the variation of recovery stress of Fe-SMA owing to fatigue, numerical and theoretical models of cracked steel plates retrofitted with Fe-SMA strips were established and validated by using the experimental results. The maximum deviation among numerical, theoretical, and experimental fatigue life was within 20%, indicating the reliability of numerical and theoretical models. A parametric study was then performed to further investigate effects of the initial damage degree, recovery stress and width of Fe-SMA on the fatigue behavior of strengthened steel plates. Regardless of the initial damage degree, the Fe-SMA presented a pronounced strengthening performance. The increased width and recovery stress of Fe-SMA patches both prolonged the fatigue life of retrofitted specimens. When the steel plates were fully covered by Fe-SMA strips and recovery stress of the Fe-SMA reached 500 MPa, the crack propagation may be totally halted provided the simulation scenario in this study. However, for specimens retrofitted with 30 mm wide Fe-SMA patches, only when the recovery stress of Fe-SMA was over 157 MPa, the effective stress range could be reduced and consequently the crack propagation was retarded.



**Keywords:** iron-based shape memory alloy (Fe-SMA); recovery stress; fatigue; environment temperature; cracked steel plates; theoretical model

## 目录

第 1 章 绪论.....	1
1.1 引言.....	1
1.2 传统方法补强钢结构疲劳性能.....	2
1.3 碳纤维增强复合材料 (CFRP) 补强钢结构疲劳性能.....	2
1.4 形状记忆合金 (SMA) 材料性能.....	3
1.5 形状记忆合金 (SMA) 在钢结构领域的应用.....	5
1.6 本文的主要研究内容.....	7
第 2 章 加热激发后 Fe-SMA 的恢复应力.....	8
2.1 Fe-SMA 的静力拉伸性能.....	8
2.2 Fe-SMA 恢复应力的激发试验.....	9
2.3 影响 Fe-SMA 恢复应力的因素.....	12
2.3.1 最高激发温度.....	12
2.3.2 预拉伸应变对恢复应力的影响.....	14
2.3.3 激发温度对恢复应力的影响.....	15
2.3.4 激发前预拉应力对恢复应力的影响.....	16
2.4 二次激发后 Fe-SMA 的恢复应力.....	17
2.5 本章小结.....	19
第 3 章 不同服役条件下 Fe-SMA 的恢复应力.....	20
3.1 不同激发温度和环境温度下的疲劳试验.....	20
3.2 疲劳作用后的多次激发试验.....	23
3.3 线性膨胀系数测试.....	24
3.4 不同服役条件对 Fe-SMA 激发后恢复应力的影响.....	26
3.4.1 不同激发温度.....	26
3.4.2 不同环境温度和应变幅.....	29
3.5 疲劳作用后 Fe-SMA 多次激发下的恢复应力.....	35
3.6 不同激发条件下 Fe-SMA 的线性膨胀系数.....	37

3.7 本章小结.....	38
第 4 章 Fe-SMA 补强含损伤钢板的疲劳性能.....	40
4.1 机械锚具.....	40
4.1.1 锚具设计.....	40
4.1.2 锚具可靠性验证.....	42
4.2 疲劳试验.....	42
4.2.1 试件设计.....	42
4.2.2 试件预裂.....	44
4.2.3 预拉伸和机械固定.....	44
4.3.4 激发 Fe-SMA.....	45
4.3.5 疲劳加载.....	46
4.4 疲劳试验结果.....	48
4.4.1 激发测试.....	48
4.4.2 破坏模式.....	50
4.4.3 加载过程中的试件表面应变.....	51
4.4.4 疲劳寿命.....	53
4.5 与已有试验结果的比较.....	55
4.5.1 常温下 Fe-SMA 与 CFRP 的补强效果比较.....	55
4.5.2 常温下 Fe-SMA 与 SMA-CFRP 复合材料的补强效果比较.....	55
4.5.3 不同温度下 Fe-SMA 与 CFRP 补强效果的比较.....	56
4.6 本章小结.....	56
第 5 章 Fe-SMA 补强含损伤钢板疲劳性能的数值模拟与理论分析.....	58
5.1 断裂力学理论.....	58
5.2 数值模拟分析.....	59
5.2.1 模型建立.....	59
5.2.2 模拟结果验证.....	61
5.3 简化理论解析.....	62
5.3.1 截面应力分析.....	62
5.3.2 疲劳寿命计算.....	65

5.3.3 理论模型验证.....	65
5.4 参数分析.....	67
5.4.1 钢板初始损伤程度的影响.....	67
5.4.2 Fe-SMA 恢复应力的影响.....	69
5.4.3 Fe-SMA 补强宽度的影响.....	70
5.5 本章小结.....	71
第 6 章 结论与展望.....	73
6.1 结论.....	73
6.2 展望.....	74
参考文献.....	75
附录 A 所有钢板疲劳试件的沙滩纹图片.....	84
附录 B 所有补强试件的破坏图.....	87

# 第 1 章 绪论

## 1.1 引言

在强度和稳定理论日益完善的今天，疲劳破坏已成为钢结构的主要破坏模式。钢结构的疲劳破坏是由其自身原因和外界因素共同作用产生的结果。在钢结构使用的过程中，不可避免地会用到焊接和切割的方法。这些操作有可能引起钢结构尺寸的突变，从而导致外力作用下的应力集中。同时现有的锻造工艺也无法完全避免钢材本身细小的初始缺陷，进而造成缺陷处的应力集中。此外，周期性的外部荷载，如桥梁受到的车辆作用或者海浪作用，均会加剧钢材初始缺陷处的损伤，造成疲劳裂纹的扩展。

根据美国联邦公路局（Federal Highway Administration）的报告<sup>[1]</sup>，全美有 180,540 座钢桥，其中 18% 的桥梁存在严重的结构缺陷，而这其中的大部分是由疲劳破坏引起的。疲劳破坏没有明显的宏观塑性变形，会产生难以预测的脆性断裂，对结构的危害极大。荷兰 Ewijk 桥曾发生过钢结构构件的突然断裂<sup>[2]</sup>，后续的调查结果表明疲劳损伤累积和疲劳裂纹的扩展是造成事故的主要原因。改革开放以来，我国的桥梁建设步入快车道，大量钢结构桥梁和钢-混凝土组合结构的桥梁的出现加快了城市之间的联系，促进了区域经济的发展。但在建设初期未充分考虑桥梁所要面对的疲劳荷载<sup>[3][4]</sup>。随着经济的快速发展，汽车通行数量不断增加，现阶段，诸多桥梁均出现了不同程度的疲劳问题<sup>[3]</sup>。因此，有必要对这些损伤后的钢结构进行补强加固，增加其服役时间，维护其正常使用性能，节约拆除重建的时间和经济成本。

传统的钢结构补强方法主要有两大类，一是在缺陷处焊接钢盖板<sup>[5][6]</sup>，二是在观察到的裂纹尖端施加止裂孔<sup>[7][8]</sup>。虽然这些方法均能一定程度缓解裂纹处的应力集中效应，但在使用过程中存在诸多缺陷，如引入新疲劳源，增加自重，施工复杂等等<sup>[9]</sup>。CFRP 材料具有轻质高强，耐腐蚀等优点。同时经预拉伸的 CFRP 能够更好地抑制疲劳裂纹扩展，更大程度地提升钢结构的疲劳寿命<sup>[10]-[12]</sup>。已有大量研究针对使用碳纤维增强复合材料（carbon fiber reinforced polymer, CFRP）来对含疲劳损伤的结构进行补强<sup>[10]-[25]</sup>。不过，要在实际应用中实现

CFRP 的预拉伸需要额外的机械设备和充足的操作空间。这一定程度上限制其应用。

近年来涌现出的新兴智能材料形状记忆合金 (shape memory alloy, SMA) 是可以实现简便预应力施加的途径之一。仅需要通过温度的升降便可便捷地完成预应力的施加工作<sup>[28]</sup>。但目前对 SMA 的研究尚处在起步阶段,特别是对含损伤钢结构的疲劳加固更是少有。SMA 材料最开始是以 Ni-Ti 合金为主,价格昂贵,随着 Sato 等<sup>[29]</sup>研制出一种 Fe 合金为主的 SMA 材料后, SMA 原材料的生产成本大大降低<sup>[30][31]</sup>,使得 SMA 材料在土木工程领域的应用成为可能。已有研究表明<sup>[31]</sup>, Fe-SMA 材料能够有效改善损伤钢结构的疲劳性能,在外部预应力的作用下极大地延长钢构件的疲劳寿命。因此研究 Fe-SMA 补强含损伤钢结有极大的应用价值,是未来复合材料补强钢结构发展的新方向。

## 1.2 传统方法补强钢结构疲劳性能

对于存在缺陷和损伤的结构,相较于推倒重建,采用各种方法对既有结构进行修缮维护是最能够节约时间和经济成本的方法。传统的钢结构补强方法中最常用的是机械补强法和止裂孔法。前者是在缺陷处通过螺栓连接或者焊接的方法来安装新钢板,增大截面面积,从而降低构件应力幅;而后者是指在观察到的裂纹尖端施加圆形孔洞以缓解尖端的应力集中效应,抑制裂纹扩展。此类传统方法虽然在一定程度上起到修复作用,但会额外引起一些其他的问题:机械补强的方法增加了结构自重,附着的钢板与现有结构之间易产生宏观腐蚀,焊接时新生产的焊缝也易在疲劳荷载作用下成为新的疲劳源<sup>[5][6]</sup>;止裂孔法会削弱既有结构的截面,可能引起承载力不足,同时开孔易促使应力集中,形成新的疲劳裂纹。

## 1.3 碳纤维增强复合材料 (CFRP) 补强钢结构疲劳性能

近些年,利用碳纤维增强复合材料 (CFRP) 对既有结构进行补强的方法渐渐兴起<sup>[26][27]</sup>。与传统方法相比,采用 CFRP 补强有以下几点优势:(1)在材料性能上,CFRP 的刚度与钢材相近,可以与钢结构较好地协同工作;(2)在受力

性能上, CFRP 粘贴不增加新的焊缝、不会引起应力集中, 不引入新的疲劳源;

(3) 在施工方面, 使用 CFRP 补强更加便捷, 对人力物力要求较低。

目前国内外学者试验研究的内容主要集中在利用 CFRP 补强含初始缺陷的钢板<sup>[14]-[20]</sup>与钢梁<sup>[21]-[25]</sup>试件。人工初始缺陷的引入是为了模拟钢构件在服役期间受到荷载和环境因素共同作用而产生的损伤, 大致可分为中心圆孔裂纹<sup>[10]</sup>和钢板边缘缺口裂纹<sup>[13]</sup>等。各学者的研究结果均表明<sup>[14]-[16]</sup>, 使用纤维增强复合材料能够在一定程度上延长构件疲劳寿命, 提高疲劳强度。在此基础上, 有学者建议采用高弹性模量的 CFRP<sup>[17]</sup>或增加 CFRP 粘结层数<sup>[19]</sup>的方法来提高补强效果。试验结果表明, 相较于普通弹性模量的 CFRP, 高弹性模量的 CFRP 补强效果更好, 能够有效减小裂纹扩展速率, 进一步增加疲劳寿命。Liu 等<sup>[20]</sup>通过试验与理论分析指出, 当 CFRP 粘贴层数为 2~3 层时, 补强效果最优。当粘贴层数过多时, 最外层的 CFRP 材料无法与钢板共同变形, 从而导致其补强效果不能充分发挥。

此外, CFRP 极限抗拉强度很高, 可达 1000-3700MPa。因此, 有学者提出在使用之前对 CFRP 材料施加预应力, 然后对钢构件进行补强。相较于未采用预应力的补强体系, 预张拉 CFRP 会引入附加的应力场, 使钢板处于受压状态, 降低疲劳荷载的应力比, 有效抑制疲劳裂纹扩展, 从而延长钢板的疲劳寿命<sup>[10]-[12]</sup>。同时, Ghafouri 等<sup>[21]</sup>考虑到 CFRP 与金属的粘结性能易受环境因素影响, 为扩大 CFRP 补强方法的适用性, 提出了一种无粘结预拉伸的 CFRP 补强体系 (PUR), 相较于传统补强方式 (PBR), 经 PUR 补强的钢梁有更好的疲劳性能。Hosseini 等<sup>[22]</sup>认为经过预拉伸的 CFRP 会使钢板应力强度因子的幅值低于门槛值, 从而抑制疲劳裂纹的扩展。

虽然经预拉伸的 CFRP 对钢材疲劳性能提升很有成效, 但在实际应用中, 实现 CFRP 的预拉伸需要额外的机械设备。同时对于复杂的工程环境来说, 由于空间的限制, 有时难以在施工现场完成预拉伸的工作。

## 1.4 形状记忆合金 (SMA) 材料性能

SMA 是一种新型的智能材料, 通过温度的升高, 由外力作用产生的变形可以完全恢复<sup>[32][33]</sup>。这一特性被称作形状记忆效应 (shape memory effect, SME)。

按照 SMA 的化学组分，有三类 SMA 已经被商业化应用，分别是镍钛形状记忆合金（NiTi-SMA），铜基形状记忆合金（Cu-SMA）和铁基形状记忆合金（Fe-SMA）。NiTi-SMA 是这三者之中最广为人知的一种形状记忆合金，其被广泛应用于航空航天<sup>[34]</sup>，汽车<sup>[35]</sup>，医疗<sup>[36]</sup>等领域。但是由于镍钛是稀有金属，因而制作 NiTi-SMA 成本昂贵。这一缺点严重限制了 NiTi-SMA 在对于材料用量巨大的土木工程领域的应用<sup>[30]</sup>。虽然 Cu-SMA 和 Fe-SMA 的制作成本相较于 NiTi-SMA 都十分低廉，但 Fe-SMA 因为有更高的弹性模量和更好的疲劳性能而被广泛地关注<sup>[33]</sup>。

Fe-SMA 的形状记忆特性是源于两种金属相变（奥氏体和马氏体）的相互转化<sup>[33]</sup>，最早由 Sato 等<sup>[29]</sup>发现。Fe-SMA 形状记忆效果产生的原理如图 1.1。在常温下，外力拉伸使得奥氏体向马氏体进行转变（如图 1.1）。卸载后，应力产生的马氏体仍然存在。当温度升高到一定程度后（大于奥氏体开始转变温度  $A_s$ ），微观上材料发生由马氏体到奥氏体的转变（如图 1.1），宏观上材料开始表现为恢复原状。如果在这个过程中限制 Fe-SMA 的变形，则会产生相应的预应力，而这部分预应力在降温过程中由于材料的冷却收缩仍然会继续增大。如此便捷施加预应力的方法在土木工程领域有着广泛的应用前景。相较于传统方法<sup>[23][37]</sup>，由形状记忆特性产生的预应力不需要额外的拉伸设备，且能够极大地降低操作时需要的人力和物力，进而提高生产效率。

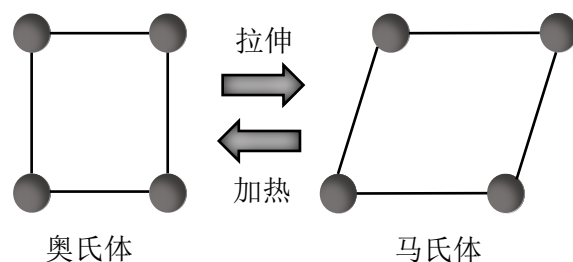


图 1.1 Fe-SMA 的形状记忆效果的产生过程<sup>[30]</sup>

为了能够指导 Fe-SMA 预应力在实际过程中的应用，有必要在材料层次对 Fe-SMA 产生的恢复应力进行研究。Shahverdi 等<sup>[38]</sup>研究了各类参数对激发 Fe-SMA 预应力的影响，结果表明激发温度和预拉伸应变是两个重要的参量。当激发温度为 160 °C 时，2% 和 4% 被认为是最优的预拉伸应变，大约可以产生 325~350MPa 的恢复应力。而当预拉伸应变确定为 2% 时，Shahverdi 等<sup>[38]</sup>发现激发温度越高，产生的预应力越大。相似的结论在 Lee 等<sup>[39]</sup>和 Czaderski 等<sup>[40]</sup>的研



究中被证实。目前,对 Fe-SMA 产生恢复应力的研究多集中在较低的激发温度(低于 250°C)。这是因为 Fe-SMA 补强多用于混凝土结构<sup>[38]-[40]</sup>。而过高的激发温度可能会对混凝土与钢筋的粘结影响<sup>[41]-[43]</sup>。但是钢结构有其较好的耐热性,可以承受更高的激发温度<sup>[44]</sup>,因此本文探索了适用于补强钢结构的高激发温度下 Fe-SMA 的恢复应力。

此外,因为土木工程的结构在使用过程中往往会受到疲劳荷载的作用,所以有必要研究疲劳荷载作用下 Fe-SMA 恢复应力的变化情况。Lee 等<sup>[39]</sup>研究了疲劳荷载的早期作用,以  $\Delta\epsilon=0.070\%$ 对激发后的 Fe-SMA 加载 5 次,结果表明疲劳荷载会显著降低 Fe-SMA 预应力,最大降幅可达 51%,且主要发生在第一次荷载循环后。Ghafoori 等<sup>[45]</sup>研究了不同加载频率和应变幅度对 Fe-SMA 预应力产生的影响。结果表明当加载频率为 2mHz 时,预应力降低的程度是正常加载频率 10Hz 的 3 倍。加载频率越小即加载完成一次需要的时间越多,应力松弛就越能够充分地发挥,故预应力下降程度明显。当疲劳荷载施加 200 万次时,大应变幅也会造成 Fe-SMA 预应力显著下降,降幅最高可达 51%。同时,Ghafoori 等<sup>[45]</sup>也指出预应力的损失主要集中在疲劳荷载的前期。当加载次数从 200 次加载到 20000 次时,预应力损失只增加了 5%左右。尽管疲劳荷载会造成 SMA 预应力产生较大的损失,但 Lee 等<sup>[39]</sup>和 Hoessin 等<sup>[46]</sup>发现二次加热可以使损失的预应力得以恢复,这一结论也间接证明了疲劳荷载引起的应力松弛是由于马氏体向奥氏体转变产生的,而二次加热又促使这样的转变逆向发生,从而避免了预应力的损失。

上述文献表明,疲劳荷载作用会显著降低 Fe-SMA 产生的恢复应力,且损失的恢复应力主要集中在疲劳加载前期。但是目前对疲劳荷载的研究都集中在常温阶段。Fe-SMA 作为温度敏感性材料,不同环境温度下的疲劳荷载也可能对 Fe-SMA 恢复应力产生重要影响。

## 1.5 形状记忆合金(SMA)在钢结构领域的应用

对于 NiTi-SMA,一些学者尝试将其应用于钢结构疲劳补强之中<sup>[28][47]</sup>。但由于 NiTi-SMA 的弹性模量较低(约 30~70GPa),故 Li 等<sup>[28]</sup>将 SMA 以线材的形式与高弹性模量的 CFRP 相结合来弥补其弹性模量不足的缺点,然后将该复合

材料粘贴在含中心裂纹的钢板表面，加热到 70°C 以激发 SMA 的恢复应力，最后在室温下进行疲劳荷载。经 SMA/CFRP 补强后，钢板的疲劳寿命最大可提高 6 倍左右。从 Li 等<sup>[28]</sup>和 Zheng 等<sup>[47]</sup>的研究中可以发现，当加热到指定温度时，NiTi-SMA 所产生的恢复应力是非常巨大的，最高可达 420MPa，但是在其冷却到室温的过程中，受马氏体转变开始温度 ( $M_s$ ) 的影响，NiTi-SMA 的恢复应力会大幅度地降低，从而导致其对钢板产生的预压应力有所下降。而对于 Fe-SMA 来说，其马氏体转变开始温度 ( $M_s$ ) 低于室温，在冷却过程中，不会对 Fe-SMA 的恢复应力产生影响。同时，由于材料收缩的关系，Fe-SMA 的恢复应力会有更大程度的提升。

但目前对于 Fe-SMA 补强钢结构疲劳性能的研究仍处于起步阶段。瑞士联邦材料科学技术研究所 (EMPA) 首次将 Fe-SMA 产生的恢复应力用于含损伤钢板的加固中，分别对其进行静力<sup>[30]</sup>和疲劳<sup>[31]</sup>测试，结果表明无粘结的加固方式能够有效激发 Fe-SMA 的恢复应力，对钢板产生最大为 74MPa 的预压应力。此预压应力能够极大地提高含损伤钢板的疲劳寿命，且该预压应力与 Fe-SMA 的补强宽度成正相关。当 Fe-SMA 宽度完全覆盖钢板时，疲劳裂纹扩展完全停止。此外，Fe-SMA 还被尝试用于补强带裂纹的钢桥节点<sup>[48]</sup>，疲劳裂纹的扩展会使未补强节点的刚性大大降低，而 Fe-SMA 的应用能够限制裂纹扩展，大大提高刚性节点的疲劳寿命。同时，对于含损伤钢梁，经 Fe-SMA 补强后，即使经历两百万次疲劳荷载 ( $\Delta P=32\text{kN}$ ,  $R=0.2$ ) 后，钢梁仍能正常工作，没有呈现性能退化的趋势<sup>[49]</sup>。

上述文献表明 Fe-SMA 在钢结构补强领域的潜力巨大，但在实际的复杂环境中，会存在诸多问题阻碍补强体系性能的进一步应用。外界温度的变化便是影响 Fe-SMA 性能发挥的重要因素。根据现有文献调研，环境温度对 Fe-SMA 恢复应力的影响尚不清楚。Lee 等<sup>[39]</sup>对从 160°C 冷却到 -20°C 的 Fe-SMA 进行从 -20°C 到 60°C 的温度循环变化。结果表明，恢复应力受温度变化的影响很大，从最开始 -20°C 下的 350MPa 会随着升温下降到 60°C 下的 156MPa，但降温后恢复应力又会重新增大。Ghafoori 等<sup>[50]</sup>研究了高温作用，甚至是火灾情况下 Fe-SMA 的力学性能，并提出了一种预测恢复应力损失的方法。根据 Fe-SMA 和结构母材的温度膨胀系数差，预估升温情况下 Fe-SMA 产生的多余变形。假定两种材料

变形协调，进而推得 Fe-SMA 补强混凝土或者钢结构时恢复应力的损失情况。当环境温度达 330~350°C 时，Fe-SMA 的预应力会完全消失。

综合文献调研可知：（1）目前缺乏 Fe-SMA 在高激发温度下产生恢复应力的激发策略；（2）环境温度和疲劳荷载会影响 Fe-SMA 激发后的恢复应力，但当二者共同作用时，Fe-SMA 恢复应力的变化情况尚不清楚；（3）工程实际中，钢结构的正常工作范围大致是 -20~60°C 之间<sup>[52]</sup>，而 Fe-SMA 是一种温度敏感性材料，目前对于 Fe-SMA 在温度场变化条件下的补强效果和作用机理尚无分析和预测模型。因此本课题将从上述三个方面对 Fe-SMA 的材料性能和经 Fe-SMA 补强钢板的疲劳性能开展研究，重点关注温度和疲劳作用的影响。

## 1.6 本文的主要研究内容

论文通过 Fe-SMA 材性试验和补强钢板的疲劳试验，对 Fe-SMA 补强含损伤钢板在不同温度下的工作效果进行评估，再以此为基础利用理论和数值模型对 Fe-SMA 的补强效果进行预测和验证，最后提出可用于工程实践的经 Fe-SMA 补强钢板的疲劳寿命预估公式。具体主要包括以下内容：

（1）开展材性试验，找出适用于钢结构补强的 Fe-SMA 最优激发策略，研究不同服役条件（包括环境温度和疲劳荷载）对 Fe-SMA 恢复应力的影响。

（2）对经 Fe-SMA 补强的含损伤钢板开展不同温度下的疲劳试验，讨论环境温度对 Fe-SMA 补强钢板效率的影响。

（3）通过基于线弹性断裂力学的理论对 Fe-SMA 的补强效果进行预测和验证，对关键参数进行分析，提出适用于工程实践的疲劳寿命预估模型。

## 第 2 章 加热激发后 Fe-SMA 的恢复应力

本章一共对 38 个试件进行试验，其中 5 个为钢材试件，用于测试其材性；另外 33 个是 Fe-SMA，主要是为了研究不同激发措施下 Fe-SMA 产生的恢复应力。研究的参量包括预拉伸应变，激发温度以及激发前的预拉应力。根据之前的文献调研<sup>[38]-[40]</sup>，目前缺乏高激发温度下 Fe-SMA 恢复应力的试验数据。因此，本章将重点关注高激发温度对 Fe-SMA 恢复应力的影响。

### 2.1 Fe-SMA 的静力拉伸性能

Fe-SMA 由瑞士的 ref-AG 公司提供，化学成分为 Fe-17Mn-5Si-10Cr-4Ni-1(V, C)。通过能谱分析 (EDS) 测试了材料的具体元素成分，如表 2.1 所示。材性试件采用狗骨型 (如图 2.1)，中间测试段长 36mm，宽 6.0mm，厚 1.6mm。试件两端开 10mm 的孔洞，用于后续环境箱测试时与延伸杆的连接。按照 AS1391<sup>[53]</sup> 对钢材进行静力测试。而对于 Fe-SMA 试件，为了研究温度变化对材料力学性能的影响，分别在常温，低温 -20°C，高温 60°C 时进行静力拉伸。所有静力试验结果汇总于表 2.2。相应的应力-应变曲线如图 2.2 所示。

表 2.1 Fe-SMA 的元素组成 (质量比%)

C	O	F	Na	Al	Si	V	Cr	Mn	Fe	Ni
5.47	2.13	2.60	1.62	1.51	6.03	2.10	8.61	15.51	48.89	5.52

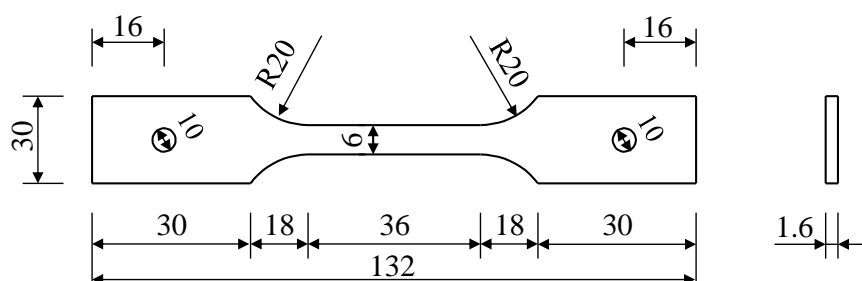


图 2.1 Fe-SMA 材性试件尺寸 (单位: mm, 不按比例)

表 2.2 钢和 Fe-SMA 的材料性能

材料	环境温度	弹性模量 (GPa)	屈服强度 (MPa)	极限强度 (MPa)	断后伸长率 (%)
Q355B 钢材	RT	207	367	493	36
Fe-SMA	RT	162	491	904	36
	-20 °C	161	461	1025	47
	60 °C	168	415	889	41

注：RT 代表常温

常温下，相较于钢材，Fe-SMA 弹性模量低 22%，但是屈服强度和极限强度分别高 25% 和 83%。从 -20 到 60°C 的温度变化基本不影响 Fe-SMA 的弹性模量，但是 Fe-SMA 的极限强度随着温度的升高而逐渐降低。从 -20°C 升高到 60°C 时材料的极限强度下降 15%。

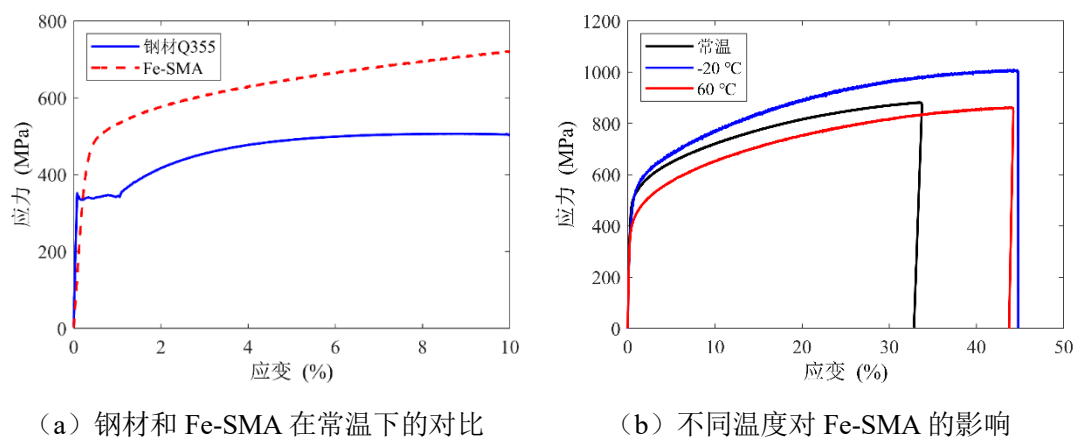


图 2.2 Fe-SMA 材料应力-应变曲线

## 2.2 Fe-SMA 恢复应力的激发试验

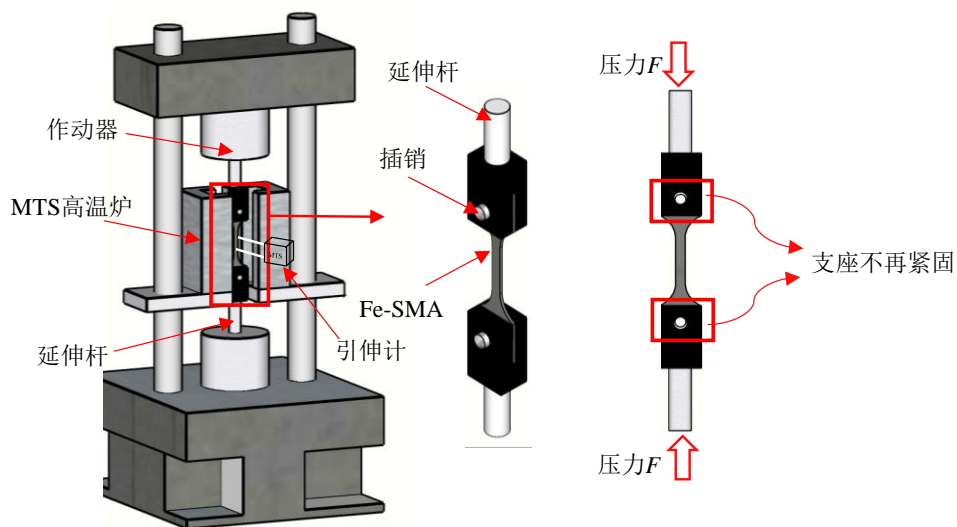
现有文献表明<sup>[38][39][45][46]</sup>Fe-SMA 激发前的预拉伸应变会改变材料中的奥氏体和马氏体比例，进而影响材料的形状记忆效果。而激发温度决定着形状记忆转化程度。此外，已有激发试验中通常会施加激发前预应力，以避免 Fe-SMA 因加热初期的线性膨胀产生压应力。因此，本试验中重点考虑预拉伸应变、激发温度和激发前预拉应力对 Fe-SMA 恢复应力的影响。文献调研表明激发前预拉应力对恢复应力影响较小<sup>[38]</sup>，故先选定激发前预拉应力为 50MPa，采用 5 种

预拉伸应变（1%、2%、4%、6%和8%）和8种激发温度（100、150、200、250、300、350、400和500°C）。找到最优的激发措施后，再研究3种激发前预拉应力（50、100和150MPa）对恢复应力的影响。

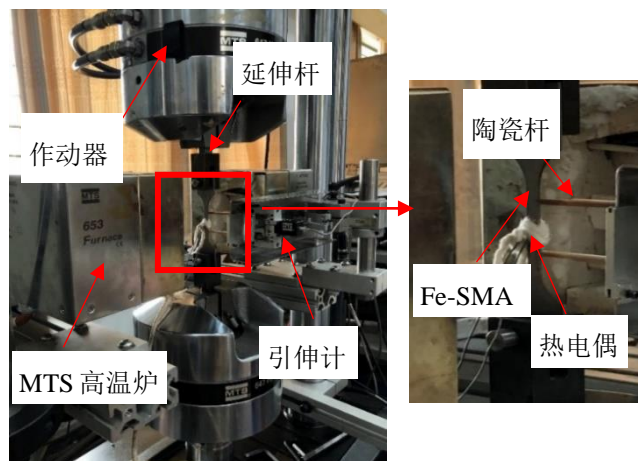
在 MTS 高温炉中进行 Fe-SMA 激发试验（图 2.3）。通过插销穿过 Fe-SMA 端部的孔洞，借由延伸杆，使得 Fe-SMA 与试验设备相连，如图 2.3（a）所示。试件中间安装一个热电偶用来监测温度。通过陶瓷杆，将标距为 25mm 的耐高温引伸计与试件相连，监测应变。Fe-SMA 具体激发步骤如下（图 2.4）。图 2.5 展示了激发过程中的应力-应变和应力-温度关系。

- i. 常温条件，仪器采用位移控制，以 1mm/min 的速率将试件拉伸到目标应变值  $\epsilon_p$ 。此过程为试件的预拉伸，如图 2.4 中的过程 i。其应力-应变关系如图 2.5（a）中的路径 1。
- ii. 常温条件，仪器采用力控制，按 200N/s 的速率将试件卸载，荷载为 0 时 Fe-SMA 残余应变为  $\epsilon_{res}$ ，其应力-应变关系如图 2.5（a）中的路径 2。
- iii. 常温条件，仪器采用力控制，对试件施加预拉应力  $\sigma_{mi}$ （图 2.5a 中的路径 3），以防止加热前期由于膨胀导致试件受压。额外的压力会使插销下移，从而导致 Fe-SMA 端部支座不再紧固（如图 2.3a），改变了试验的边界条件，故在试验过程中需避免试件受压。
- iv. 采用应变控制，限制试件在加热和冷却过程中的变形。高温炉以 15°C/min 的速率升温至目标温度  $T_a$ ，其应力-温度关系如图 2.5（b）中的路径 4。当加热温度超过奥氏体转变开始温度（ $A_s$ ）时，Fe-SMA 产生形状记忆效应；而当加热温度超过奥氏体转变结束温度（ $A_f$ ）时，形状记忆效应结束。根据设备反馈的拉力计算激发过程中的应力变化。
- v. 当试件表面热电偶达到激发温度时，停止加热并打开环境箱，让试件自然冷却至常温；Fe-SMA 冷却回常温环境（RT）后，测得的应力称为恢复应力  $\sigma_r$ 。该过程中的应力-温度关系如图 2.5（b）中的路径 5。

预实验过程中，当试件表面热电偶达到目标温度后，选用不同的保温时间（0、15 和 45 分钟）比较其对试件恢复应力的影响。结果表明  $\sigma_r$  最大相差仅为 2.7%，因此在正式试验中，试件表面热电偶到达目标温度后就打开环境箱，冷却速率取决于试件与环境的热交换速率。



(a) 示意图



(b) 现场试验图

图 2.3 MTS 高温炉加热

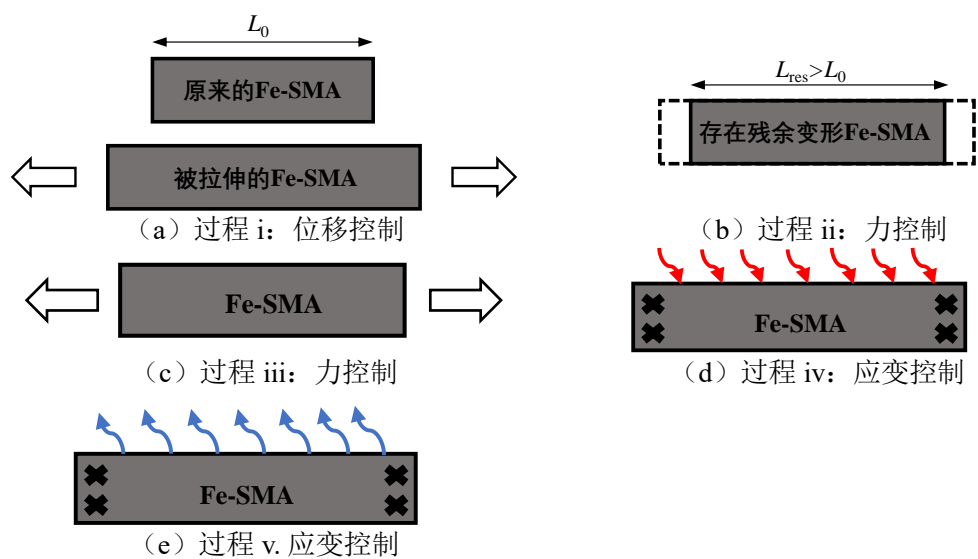


图 2.4 Fe-SMA 激发过程示意图

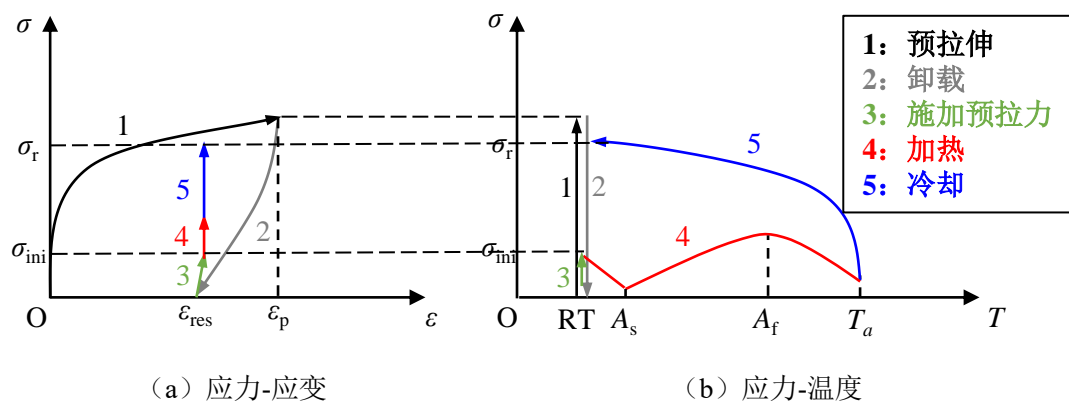


图 2.5 Fe-SMA 激发过程中的应力-应变和应力-温度关系

## 2.3 影响 Fe-SMA 恢复应力的因素

表 2.3 列出了激发试验中的所有试件及其结果，试件命名规则如下：首字母“A”代表激发测试。第二、第三和第四个参数分别代表预拉伸应变  $\epsilon_p$ 、激发温度  $T_a$  和激发前预拉应力  $\sigma_{ini}$ 。

### 2.3.1 最高激发温度

试验设计中原定最高激发温度为  $500^\circ\text{C}$ 。但是在试验过程中发现，当升温达到一定程度时，Fe-SMA 的应力会趋近于 0。因为试验装置设计不能够承受压应力，当 Fe-SMA 的应力降低为  $10\text{MPa}$  时，停止加热，其对应的激发温度记为最大激发温度。

图 2.6 绘制了最大激发温度下各种工况下应力和温度的关系曲线。所有试件激发前的初始预拉应力设为  $50\text{MPa}$ 。在加热的前期，试件的应力由于材料受热线性膨胀而逐渐降低。但随着温度的升高，应力开始逐渐增大，这是因为发生了形状记忆效应，即  $\epsilon$  型马氏体转变为  $\gamma$  型奥氏体。基于本文的试验数据，对于任意预拉伸应变（激发前预应力水平为  $50\text{MPa}$  时），金属相变的开始温度 ( $A_s$ ) 在  $50^\circ\text{C}$  附近，这与 Shahverdi 等<sup>[38]</sup>所得到的结果一致。当试件应力升高到一定水平后开始下降。第二次降低可能与材料的受热膨胀有关。在加热过程中，形状记忆效应会提高试件的拉应力水平。而材料受热膨胀会引起试件拉应力降低。 $50^\circ\text{C}$  以后，形状记忆效应起主导作用。但随着温度升高，所有的  $\epsilon$  型马氏体均转变为  $\gamma$  型奥氏体。温度达到金属相变的结束温度 ( $A_f$ ) 时，即使升高温度也不



会再有形状记忆效应产生。因此，升温引起的线性膨胀让试件应力开始降低。

表 2.3 激发试验中所有试件的测试结果

试件编号	预拉伸应变 $\epsilon_p$ (%)	激发温度 $T_a$ (°C)	激发前预拉应力 $\sigma_{ini}$ (MPa)	恢复应力 $\sigma_r$ (MPa)
A-1-100-50	1	100	50	223
A-1-100-50		150		287
A-1-200-50		200		330
A-1-248-50		248		343
A-2-100-50	2	100		221
A-2-150-50		150		298
A-2-200-50		200		344
A-2-250-50		250		361
A-2-300-50		300		380
A-2-349-50		349		364
A-4-100-50	4	100		210
A-4-150-50		150		283
A-4-200-50		200		342
A-4-250-50		250		364
A-4-300-50		300		413
A-4-350-50		350		421
A-4-381-50		381	416	
A-6-100-50	6	100	213	
A-6-150-50		150	284	
A-6-200-50		200	332	
A-6-250-50		250	373	
A-6-300-50		300	400	
A-6-350-50		350	428	
A-6-422-50		422	436	
A-8-100-50	8	100	217	
A-8-150-50		150	276	
A-8-200-50		200	337	
A-8-250-50		250	367	
A-8-300-50		300	407	
A-8-350-50		350	445	
A-8-455-50		455	448	
A-8-350-100		8	350	100
A-8-350-150	350		150	446

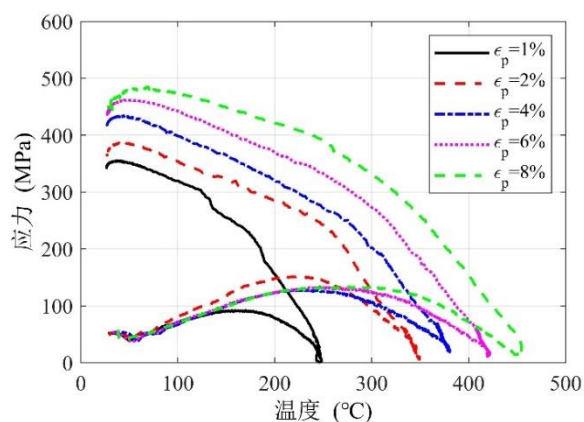


图 2.6 最大激发温度作用下不同工况试件的应力-温度曲线

随着预拉伸应变由 1% 增大到 8%，每个试件对应的最高激发温度也由 248°C 增大到 455°C。这一现象产生的原因可能是由于预拉伸应变增加，产生的  $\epsilon$  型马氏体增加。这会扩大金属相变的温度范围，因此即使在高温下，形状记忆效应仍能发挥作用，以减轻材料受热膨胀对应力产生的不利影响。

在冷却过程中，由于材料收缩，试件的应力显著上升直到降温到某一温度。在此之后，应力又逐渐降低，这可能与金属相变的逆变化有关，即  $\gamma$  型奥氏体转变为  $\epsilon$  型马氏体<sup>[33][38]</sup>。基于本文数据，逆向转变的开始温度由 37°C（试件 A-1-248-50，恢复应力 343MPa）升高为 69°C（试件 A-8-455-50，恢复应力 448MPa）。这与 Lee 等<sup>[39]</sup>在试验中的发现一致，即金属相变的开始转化温度会随着应力增大而升高。

### 2.3.2 预拉伸应变对恢复应力的影响

图 2.7 汇总了不同预拉伸应变和激发温度（最高为 350°C）下各类试件的恢复应力。当预拉伸应变为 1%、2%、4%、6% 和 8% 时，对应的最大激发温度分别为 248°C、349°C、381°C、422°C 和 455°C。因此，对于预拉伸应变为 1% 的状况，没有试件被激发到 300 和 350°C，相应的数据在图 2.7 中缺失。当激发温度低于 200°C 时，认为 2% 为是最优的预拉伸应变，恢复应力最高，这一发现与 Shahverdi 等<sup>[38]</sup>得到的结论一致。但是，当采用更高的激发温度时，预拉伸应变增加，恢复应力增加。对于激发温度为 350°C 的情况，当预拉伸应变为 8% 时，产生恢复应力 445MPa，比预拉伸应变为 2% 工况下的最大恢复应力大 22%。

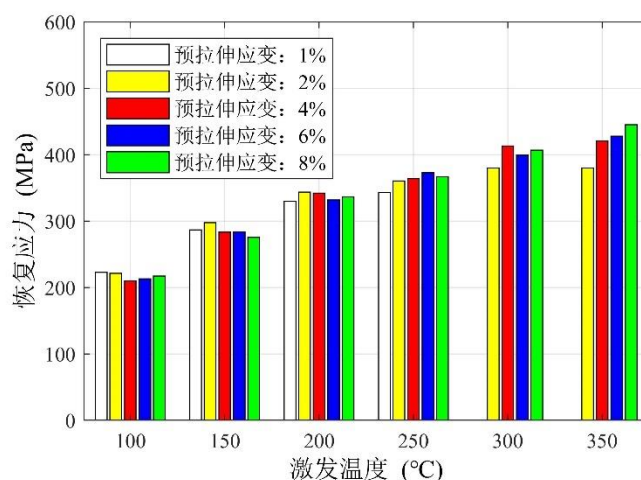


图 2.7 预拉伸应变对恢复应力的影响

试验结果表明, 当激发温度比较高时 (本文中为  $350^{\circ}\text{C}$ ), 预拉伸应变增加, 恢复应力提高。激发前的预拉伸会引入  $\varepsilon$  型马氏体, 而加热会使引入的  $\varepsilon$  型马氏体转变为  $\gamma$  型奥氏体。当激发温度比较低时, 可以被升温转化的  $\varepsilon$  型马氏体远低于由预拉伸变形引入的  $\varepsilon$  型马氏体。因此, 形状记忆效应取决于激发温度。此时, 即使采用较大预拉伸应变也不会提升恢复应力  $\sigma_r$ 。但是当激发温度升高到一定程度, 即可以被升温转化的  $\varepsilon$  型马氏体数量大于由预拉伸变形引入的  $\varepsilon$  型马氏体数量时, 形状记忆效应便取决于预拉伸应变。所以, 在激发温度为  $350^{\circ}\text{C}$  时, 恢复应力随着预拉伸应变的增大而增大。

### 2.3.3 激发温度对恢复应力的影响

不同激发温度下每个试件的应力-温度关系曲线如图 2.8 所示。在加热前期, 所有试件的应力都由于材料受热膨胀而逐渐降低, 直到温度升高到  $50^{\circ}\text{C}$  左右。形状记忆效应开始发挥作用, 应力逐渐上升。同一预拉伸应变条件下, 尽管激发温度不同, 所有试件的应力在加热过程中都几乎沿着同一条曲线变化。当激发温度较低时, 应力只呈现上升的趋势; 而当激发温度达到一定程度时, 应力再次下降。这一现象与金属相变的转化结束有关<sup>[54]</sup>, 已在前文中解释。当温度高于  $A_f$  时, 没有金属相变产生, 因此应力也不会继续增大。此时, 线性膨胀开始起主导作用, 随着温度升高, 应力降低。基于试验结果, 对于预拉伸应变为 1% 和 2% 的试件,  $\gamma$  型奥氏体转变结束温度  $A_f$  在  $150^{\circ}\text{C}\sim 250^{\circ}\text{C}$  之间 (图 2.8a 和 b 中的圆点位置); 对于预拉伸应变为 4%、6% 和 8% 的试件,  $A_f$  在  $250^{\circ}\text{C}\sim 300^{\circ}\text{C}$  之间 (图 2.8c,d 和 e 中的圆点位置)。越高的预拉伸应变会引入更多的可供转化的  $\varepsilon$  型马氏体, 因此预拉伸应变越大,  $A_f$  越高。

不同预拉伸应变和激发温度对应的恢复应力汇总于图 2.9。对于任何一种预拉伸应变, 只要提高激发温度, 相应的恢复应力就会逐渐增大。这是由于更高的激发温度可以促使更多的  $\varepsilon$  型马氏体向  $\gamma$  型奥氏体转变。但是, 当试件加热到最高激发温度时, 恢复应力达到了一个平台段。即使再提高激发温度, 也不会产生额外的恢复应力。这一现象也在 Shahveri 等<sup>[38]</sup>和 Hong 等<sup>[56]</sup>的试验中出现, 表明金属相变的结束温  $A_f$  度决定了形状记忆效应的上限。因此, 结合本章的试验结果, 认为预拉伸应变为 4%~8% 的最优激发温度为  $350^{\circ}\text{C}$ 。

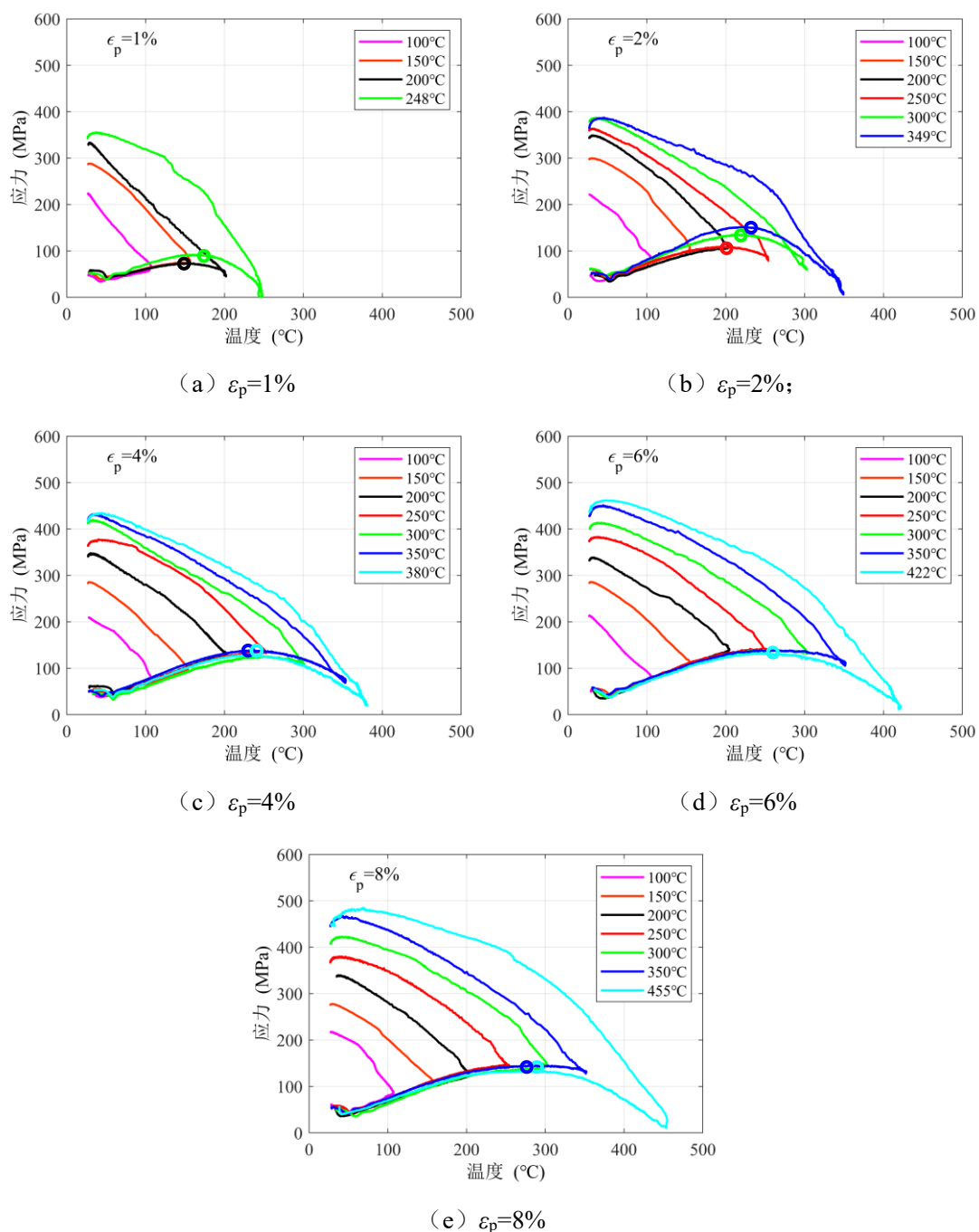


图 2.8 应力-温度关系曲线

### 2.3.4 激发前预拉应力对恢复应力的影响

通常，激发前的预拉应力是用来避免加热前期试件由于受热膨胀而产生压应力。Shahverdi 等<sup>[38]</sup>采用预拉伸应变为 2%，激发温度为 160°C 的 Fe-SMA 试件，研究了预拉应力对恢复应力的影响。本节中的试验对象是预拉伸应变为 8%，激发温度为 350°C 的试件。图 2.10 绘制了不同预拉应力下的应力-温度关系曲线。

当预拉应力由 50MPa 提升为 150MPa 时，金属相变转化的开始温度 ( $A_s$ ) 由 50°C 升高到 85°C。这与 Shahverdi 等<sup>[38]</sup>的发现一致，即金属相变转化的开始温度与试件的应力状态成正相关。当预拉应力为 50、100 和 150MPa 时，同等条件下激发的恢复应力分别为 445、435 和 446MPa。这说明激发前的预拉应力对最终的恢复应力基本没有影响。

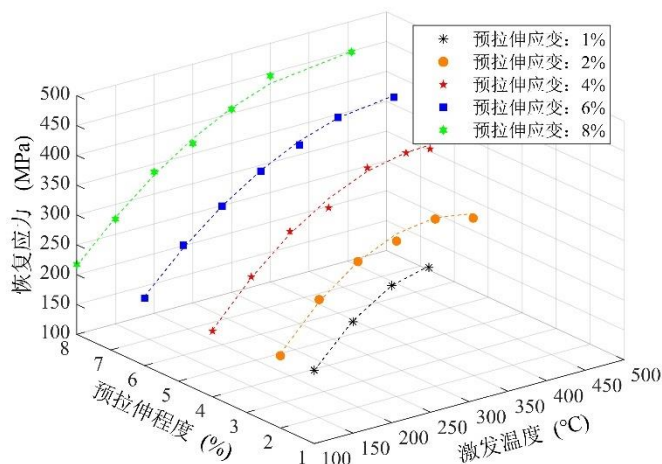


图 2.9 不同预拉伸应变和激发温度下恢复应力的比较

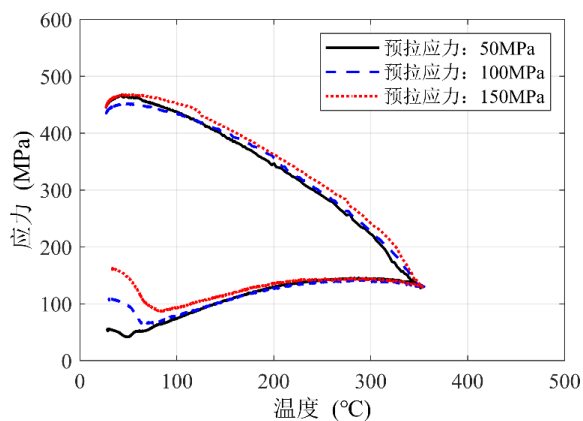


图 2.10 不同预拉应力下应力-温度曲线

## 2.4 二次激发后 Fe-SMA 的恢复应力

Fe-SMA 产生的恢复应力可能在使用过程中出现应力损失<sup>[45][46]</sup>，因此本文探究了二次加热下 Fe-SMA 恢复应力的变化情况。三种激发后的 Fe-SMA 试件

(A-8-150-50-H, A-8-250-50-H 和 A-8-350-50-H) 被再次加热至更高的激发温度。这三个试件的预拉伸应变均为 8%，但初始激发温度分别为 150、250 和 350°C。

激发和二次激发作用下三种试件的应力-温度关系如图 2.11 所示。需要指出的是，因为试验设备不能承受压应力，所以当应力在二次加热作用下降低到 10MPa 停止加热。图 2.11 中有四条曲线：黑线代表激发过程的应力-温度关系；红线代表二次加热作用下的应力-温度关系；蓝线代表冷却回室温的应力-温度关系；虚线代表了另一个试件 A-8-50-455（表 2.3）激发过程中的应力-温度关系。

由于激发温度不同，二次加热作用前，三个试件的恢复应力分别为 267、367 和 445MPa。在二次加热作用的初始阶段，应力会因为材料受热膨胀而逐渐降低。但是，对于激发温度为 150°C 和 250°C 的试件，当试件在二次加热作用下再次被加热至激发温度时，应力开始随温度升高而逐渐增大。这一现象可能与试件中残余的形状记忆效应有关。根据前文的激发试验，当预拉伸应变为 8% 时，试件的最大激发温度为 455°C。因此，当激发温度为 150 和 250°C 时，Fe-SMA 的形状记忆效应还没有充分发挥。部分  $\varepsilon$  型马氏体仍然存在，所以当二次加热作用下，温度再次升高并超过原来的激发温度后，残余的  $\varepsilon$  型马氏体再次向  $\gamma$  型奥氏体转变，恢复应力不再下降。另一个有趣的现象是，当二次加热温度超过激发温度时，图 2.11 (a) 和 2.11 (b) 后续变化曲线和试件 A-8-455-50 的曲线基本保持一致。而图 2.11 (c) 并没有呈现出相同的趋势，即使当二次加热温度超过激发温度后，恢复应力仍然持续降低。不过从图 2.11 (c) 中可以看出当温度超过 350°C 后，恢复应力的降低速率减缓。虽然试件 A-8-350-50-H 中仍存在一些形状记忆效应，但对应力产生的正作用不足以抵消材料因受热膨胀对应力产生的负作用。这也说明当温度超过 350°C 时，形状记忆效应减弱，因此不再能产生更高的恢复应力，与前面得出的结论一致。试件 A-8-350-50-H 之所以表现出和其他试件不一样的特点，可能是与第一次激发过程产生的较大恢复应力有关。该应力超过了材料的弹性极限，在 Fe-SMA 内部产生了不可恢复的塑性变形。

在二次加热作用下，300°C 时，试件 A-8-150-50-H 和 A-8-250-50-H 的恢复应力比较接近，仍能维持在 130MPa；而试件 A-8-350-50-H 的恢复应力则降低

到 75MPa。虽然试件 A-8-530-50-H 激发后的恢复应力分别是试件 A-8-150-50-H 和 A-8-250-50-H 的 1.54 和 1.14 倍，但在火灾等突然升温的情况下，A-8-350-50-H 试件的恢复应力比其他试件会下降得更多，造成安全隐患，在补强设计中应引起注意。结合激发后恢复应力及二次加热作用下的表现，认为预拉伸应变 8% 和激发温度 250°C 被认为是较为合适的激发策略。此外，当二次加热结束后，试件 A-8-150-50-H、A-8-250-50-H 和 A-8-350-50-H 产生的恢复应力分别为 469、455 和 441MPa。这表明可基于二次加热获取更高水平的恢复应力，用于结构全寿命智能运维场景中。

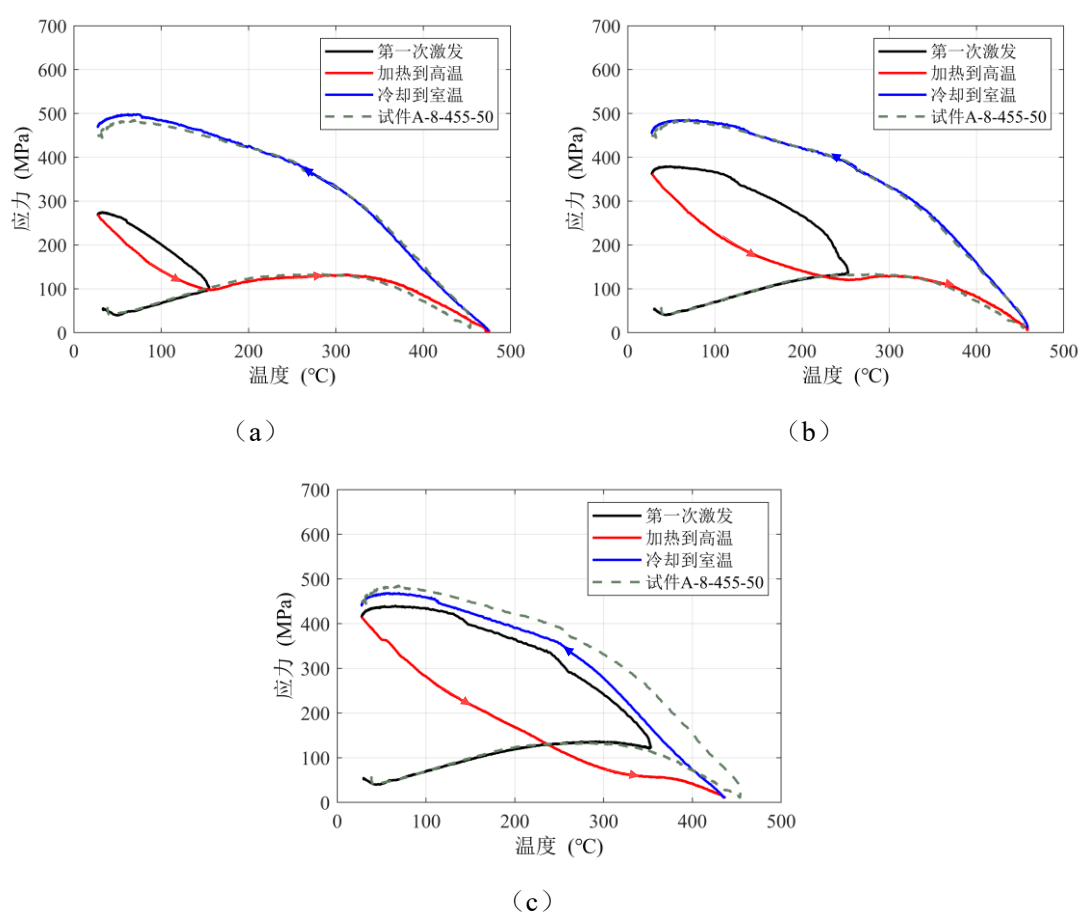


图 2.11 激发后试件在二次激发作用下的应力-温度关系：(a) A-8-150-50-H；(b) A-8-250-50-H；(c) A-8-350-50-H

## 2.5 本章小结

本章对用于预应力加固的 Fe-SMA 的激发措施进行了试验研究，重点关注了高激发温度作用下（最高可达 455°C）的 Fe-SMA 恢复应力。试验中考虑了三

种因素，即预拉伸应变、激发温度和激发前预拉应力对 Fe-SMA 恢复应力的影响。根据有限的试验结果，得出如下结论：

(1) 每种预拉伸应变的工况下，存在一个最大激发温度。即当试件加热到此温度时，应力会趋近于 0。当预拉伸应变由 1%增大到 8%时，相应的最大激发温度由 248°C升高到 455°C。

(2) 当预拉伸应变相同时，高激发温度会产生较大的恢复应力。但这一促进作用只有当激发温度较低时比较显著。当激发温度非常高时，再提高激发温度，其额外产生的恢复应力非常有限。

(3) 当激发温度低于 200°C时，认为 2%是最优的预拉伸应变。使用更高激发温度时，越大的预拉伸应变会产生更大的恢复应力。当激发温度为 350°C，预拉伸应变为 8%时，产生的恢复应力为 445MPa。

(4) 二次加热作用下，相较于激发温度为 350°C的试件，激发温度为 150 和 250°C的试件有更显著的形状记忆效应。二次加热可以提高 Fe-SMA 预应力水平，可用于结构全寿命智能运维。



### 第3章 不同服役条件下 Fe-SMA 的恢复应力

钢结构基础设施在服役中可能会经历车辆、风浪等循环荷载的作用，且环境温度会随着季节、日照等因素发生变化。因此有必要研究服役条件下 Fe-SMA 的恢复应力。本章着重研究环境温度和疲劳荷载对激发后 Fe-SMA 恢复应力的影响。同时比较了激发前后 Fe-SMA 材料的线性膨胀系数，用于后续评估温度变化下 Fe-SMA 对钢板产生的温度应力。

#### 3.1 不同激发温度和环境温度下的疲劳试验

本节一共对 11 个激发后的试件进行疲劳试验（表 3.1），激发步骤在图 3.1（a）中的高温炉完成。前 3 个试件的激发温度分别为 150、250 和 350°C，用以研究不同激发温度对 Fe-SMA 在疲劳作用下恢复应力损失的影响；另外 8 个试件的激发温度均为 350°C，考虑不同的环境温度和应力幅，用以研究两者对 Fe-SMA 疲劳性能的影响。

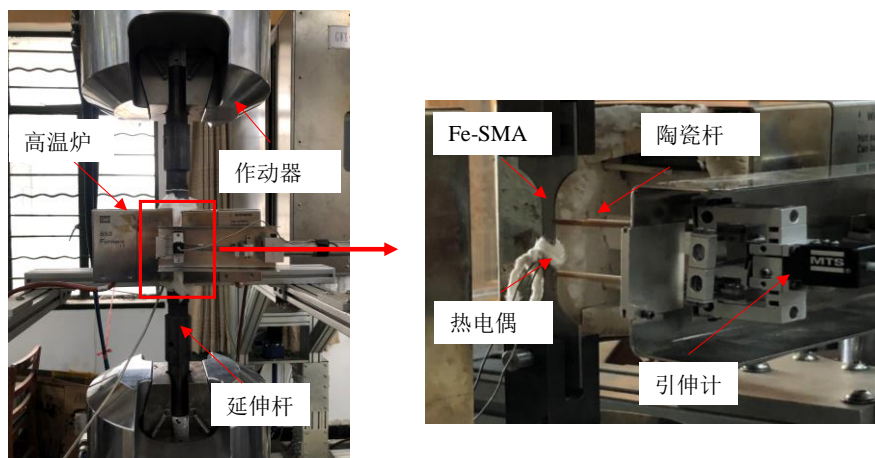
共采用 4 种温度工况，分别是 3 种恒定温度工况（-20、RT 和 60°C）和 1 种温度循环工况（-20~60°C）。60°C 下的疲劳试验在图 3.1（a）所示中的高温炉实现；而 -20°C 和温度循环的工况在图 3.1（b）所示中的环境箱进行。

表 3.1 不同工况下的疲劳试验

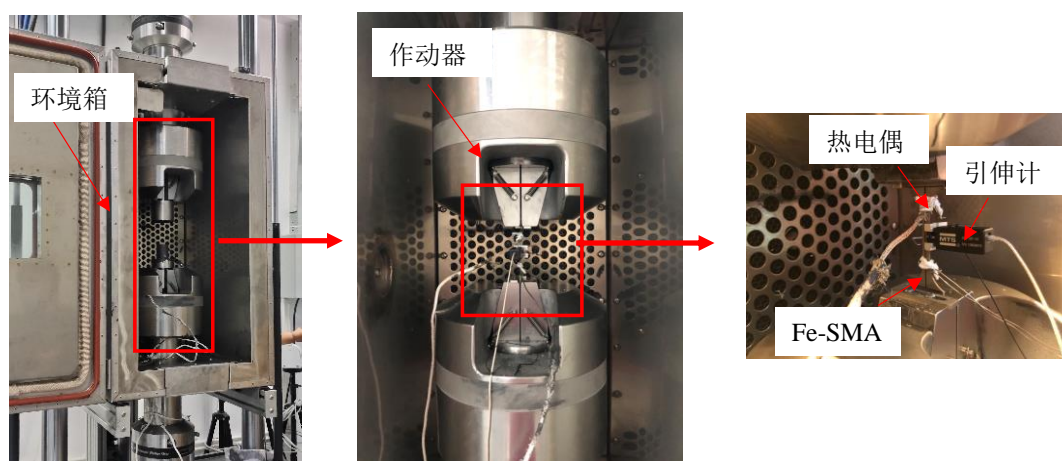
测试方案	试件名称	预拉伸应变 (%)	激发温度 (°C)	预拉应力 (MPa)	应变幅 (%)	环境温度 (°C)
不同激发温度	F-150	8	150	50	0.035%	RT
	F-250		250			
	F-350		350			
不同应变幅和不同环境温度	F-0.035-R	8	350	50	0.035	RT
	F-0.035-L					-20
	F-0.035-H					60
	F-0.035-C					-20 ~ 60
	F-0.070-R	0.070	RT			
	F-0.070-L		-20			
	F-0.070-H		60			
	F-0.070-C		-20 ~ 60			

试件的命名规则如下：（1）对于不同激发温度下的疲劳试验，第一个字母“F”为疲劳测试，紧接着的数字为 3 种激发温度 150、250 和 350°C。（2）对于不同应变幅和环境温度下的疲劳试验，第一个字母“F”为疲劳测试；第一个数字为

对应的疲劳应变幅，分别为 0.035%和 0.070%；最后的标记为测试温度。“L”、“R”、“H”和“C”分别为低温 $-20^{\circ}\text{C}$ 、常温（RT）、高温  $60^{\circ}\text{C}$ 和 $-20\sim 60^{\circ}\text{C}$ 的循环温度工况。



(a) MTS 疲劳试验机 and 高温炉



(b) MTS 疲劳试验机 and 环境箱

图 3.1 疲劳试验设备

疲劳加载前，Fe-SMA 试件的应力-应变曲线如图 3.2 所示。路径 1~4 为 Fe-SMA 材料的激发过程。之后卸载试件（路径 5），然后将试件放置于相应的工作设备中，以 200N/s 的速率拉伸到疲劳加载前的最小值（路径 6）。

对于 $-20^{\circ}\text{C}$ 的工况，当常温激发完成后，通过引伸计控制试件应变不变时，改变环境温度会产生相应的温度应力，且该温度应力可以通过材料的线性膨胀系数计算。以 $-20^{\circ}\text{C}$ 为例，Fe-SMA 的弹性模量为 162GPa，线性膨胀系数参考 Cladera 等<sup>[33]</sup>的试验，取为  $13\times 10^{-6}\text{C}/\text{min}$ 。当试件从  $25^{\circ}\text{C}$ 冷却到 $-20^{\circ}\text{C}$ 时，按照式 (3.1) 计算变化的应力为 95MPa。

$$\Delta\sigma_T = E_1 \cdot \alpha_{\text{SMA}} \cdot \Delta T \quad (3.1)$$

式中， $\Delta\sigma_T$  为考虑材料热胀冷缩后疲劳开始前初始应力的变化； $E_i$  为初始弹性模量，即应力-应变曲线中原点处切线斜率； $\Delta T$  为温度变化值； $\alpha_{SMA}$  是 Fe-SMA 的线性膨胀系数。

但实际测试过程中，试验设备所用的引伸计会随着环境温度的改变出现膨胀或收缩，从而导致测量不准确。为避免此种现象，在路径 6 之前先改变环境温度，再通过路径 7 人为补充由于环境温度产生的温度应力，如图 3.2 所示，达到目标值后再开始疲劳加载（路径 8）。对于 60°C 的工况，为了保持试验方式的一致性，也采用人为补充应力的方式来考虑环境温度对应力的影响。

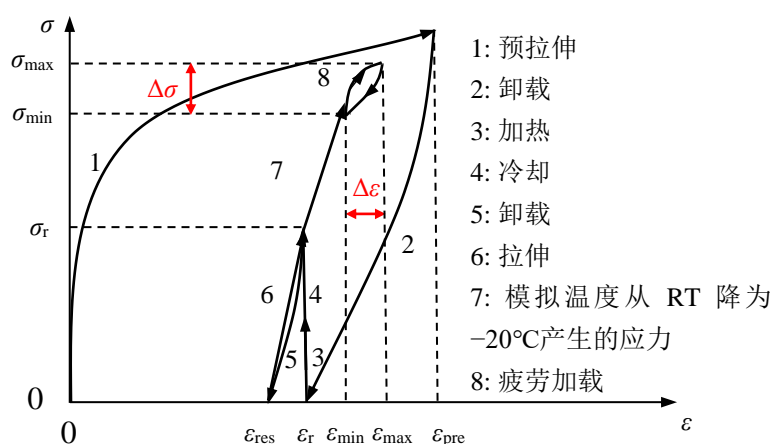


图 3.2 疲劳加载前后 Fe-SMA 的应力-应变曲线

注： $\varepsilon_{pre}$  为预拉伸应变； $\varepsilon_r$  为恢复应力产生时的恒定应变； $\sigma_r$  为恢复应力； $\varepsilon_{res}$  为二次卸载后的残余变形； $\varepsilon_{max}$  和  $\varepsilon_{min}$  是疲劳过程中的应变最大和最小值； $\sigma_{max}$  和  $\sigma_{min}$  是疲劳过程中应力的最大和最小值

Fe-SMA 补强对钢结构的整体刚度基本没有影响，因此认为 Fe-SMA 在补强体系中承受应变控制的疲劳荷载<sup>[46]</sup>。本节中采用了两种应变幅值，分别为 0.035% 和 0.070%。研究疲劳应变幅对 Fe-SMA 恢复应力的影响<sup>[14][57][58]</sup>。由于试验仪器的限制，应变控制的疲劳加载最大频率为 2Hz，耗时较长，所以试验中采用等效的应力控制来进行疲劳加载。根据第二章的材性试验，Fe-SMA 的初始弹性模量为 162GPa，应变幅 0.035% 和 0.070% 对应的应力幅分别为 57MPa 和 114MPa。需要指出的是，应变疲劳中的疲劳应力会随着疲劳次数增加而逐渐降低<sup>[45]</sup>，而在等效的应力疲劳中应力会保持不变，从而产生对 Fe-SMA 更不利的影响。这部分差异值得后续研究讨论。

对于恒温的工况，疲劳采用的加载频率为 20Hz；而对于温度循环的工况，加载频率必须和温度变化速率相匹配。基于香港青马大桥的实时监测数据，一天中大桥钢梁处的最大温度变化为  $50^{\circ}\text{C}$ <sup>[59]</sup>。香港青马大桥每天会经历的疲劳次数为 9700 次<sup>[60]</sup>。据此，每摄氏度下，钢结构的疲劳次数为 194 次。试验过程中，环境箱的温度由箱内自带的热电偶监测，而 Fe-SMA 的温度则由试件表面绑定的热电偶测得（如图 3.1）。因为存在热量传递，所以环境箱的温度变化与 Fe-SMA 表面的温度变化并不完全一致。预实验结果表明，当 MTS 环境箱以  $5^{\circ}\text{C}/\text{min}$  的速率在  $-30$  到  $70^{\circ}\text{C}$  之间变化时，试件表面以  $3.7^{\circ}\text{C}/\text{min}$  的速率在  $-17$  到  $56^{\circ}\text{C}$  变化（如图 3.3）。试件表面温度循环一个周期需要 40 分钟，因此温度变化的频率为  $1/2400\text{Hz}$ 。

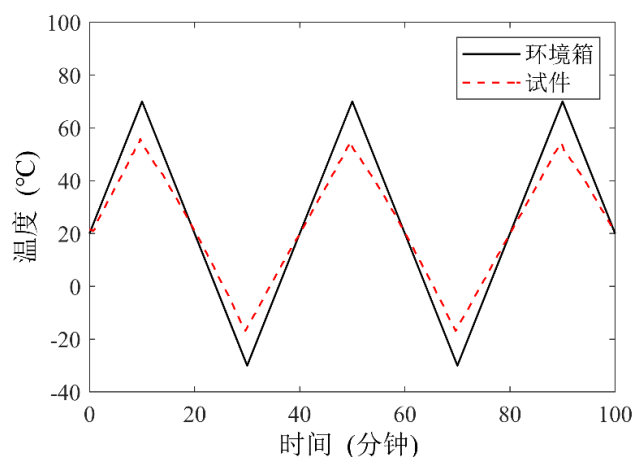


图 3.3 温度循环工况下环境箱内部和试件表面的温度变化

结合香港青马大桥的工程数据知，每摄氏度下，钢结构的疲劳次数为 194 次。当试件温度每分钟变化  $3.7^{\circ}\text{C}$  时，试件经历的疲劳次数应为 718 次。故试件的加载频率为 718 次/min。经单位换算，确定疲劳加载频率 12Hz。

### 3.2 疲劳作用后的多次激发试验

疲劳试验结束后，对 3.1 节中 8 个在不同环境温度下进行疲劳加载的试件开展重复激发试验，以探究 Fe-SMA 材料形状记忆效应的可重复性。前期的文献调研表明 Fe-SMA 产生的恢复应力在疲劳荷载作用下，会由于材料的松弛而出现一定程度的损失。因此，第一次再激发测试（即第二次激发）是为了研究损

失应力的可恢复性。此外，作为新型智能材料，Fe-SMA 材料是否可以被重复利用也值得我们关注。因此第一次再激发测试后，试件被卸载然后拉伸到一定程度，进行第二次再激发试验（即第三次激发）。再激发试验的步骤与之前的激发试验一致。唯一不同的是激发前预拉应力的取值。前期预实验表明 Fe-SMA 需要被拉伸到 150MPa 后，第二次再激发测试才会产生形状记忆效应。将 Fe-SMA 加热到最大激发温度后便停止加热，打开高温炉冷却试件至常温。重复激发步骤，当激发后恢复应力不超过 200MPa 时，重复激发试验停止。此时产生的恢复应力 ( $\sigma_r < 200\text{MPa}$ ) 最多比初始拉应力 150MPa 高 33%。而第一次激发时因形状记忆效应产生的恢复应力比初始拉应力高 300%，故认为此时 Fe-SMA 达到可重复激发的上限。表 3.2 汇总了多次激发后的试件工况。Fe-SMA 被多次激发后，按 1mm/min 的加载速率拉伸至破坏，以观察材料基本力学性能的变化。

### 3.3 线性膨胀系数测试

Fe-SMA 可作为补强材料，为钢结构提供预应力加固。而在温度变化下，两种材料的不同线性膨胀系数可能对补强体系产生温度应力。对 4 个试件开展线性膨胀测试。其中 1 个试件为 Q355 钢材 (T-S)，另外 3 个分别是未激发 Fe-SMA 试件 (T-0-0)；预拉伸应变为 2%，加热温度 350°C 的激发后 Fe-SMA 试件 (T-2-350)；预拉伸应变为 8%，加热温度为 350°C 的激发后 Fe-SMA 试件 (T-8-350)。试件尺寸与 2.1 节中的材性试件尺寸一致。试验装置如图 3.4 所示，由高精度工业相机、光学镜头、光学标定板，测试光源，三轴平移控制台和真空高温万能试验机组成。试验中试件从室温加热至 350°C，利用 DIC 方法测量加热过程中的应变变化。具体操作步骤为<sup>[61]</sup>：(1) 用砂纸打磨试件表面，除去表层杂质，对试件刻蚀耐高温散斑；(2) 安装试件、相机，调节横梁高度、镜头焦距、光圈和曝光时间；(3) 选取 4mm 标定板，调节光源，进行相机位置标定，测试试件初始温度；(4) 抽真空，为加热做准备，连续采集 5 张试件在初始温度的照片，作为参考图片；(5) 加热过程中，选取 7 个温度 (25、100、150、200、250、300 和 350°C) 进行应变的采集。每个温度下，拍摄 5 张照片，取每个温度下应变的平均变化值来计算 Fe-SMA 的线性膨胀系数。

表 3.2 Fe-SMA 多次激发作用下的试验结果

试件	第一次激发			第二次激发			第三次激发			第四次激发		
	初始拉应力 (MPa)	最大激发温度 (°C)	恢复应力 (MPa)	初始拉应力 (MPa)	最大激发温度 (°C)	恢复应力 (MPa)	初始拉应力 (MPa)	最大激发温度 (°C)	恢复应力 (MPa)	初始拉应力 (MPa)	最大激发温度 (°C)	恢复应力 (MPa)
F-0.035-R	56	362	413	365	388	393	150	143	220	151	103	149
F-0.035-L	54	353	423	470	463	470	148	150	252	151	93	170
F-0.035-H	51	356	436	341	381	402	150	174	247	150	114	168
F-0.035-C	53	353	421	368	439	452	150	153	259	150	102	185
F-0.070-R	54	353	417	327	413	414	150	144	233	149	103	168
F-0.070-L	51	353	427	421	466	473	150	159	249	150	106	157
F-0.070-H	53	352	428	309	288	352	150	117	200	149	112	194
F-0.070-C	53	354	427	329	421	438	149	155	238	151	97	164

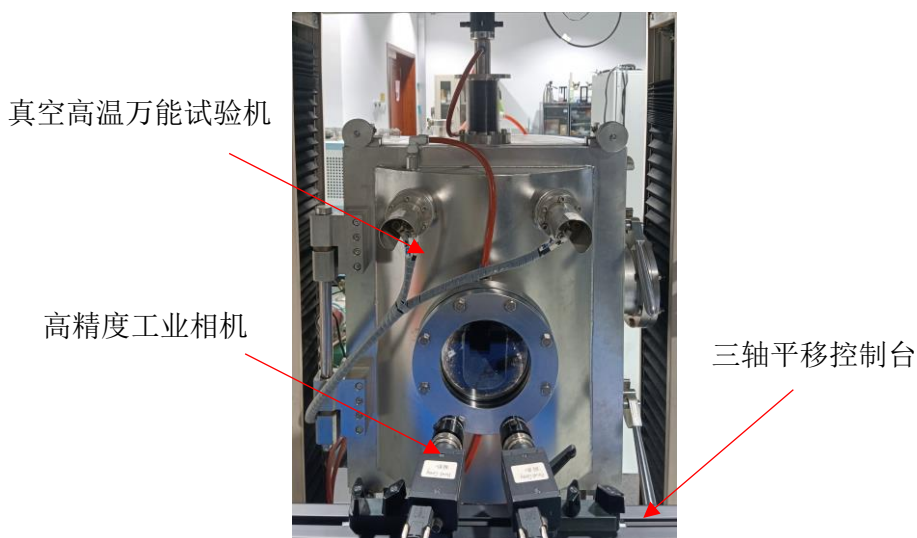


图 3.4 线性膨胀测试装置

### 3.4 不同服役条件对 Fe-SMA 激发后恢复应力的影响

#### 3.4.1 不同激发温度

疲劳过程中利用引伸计（图 3.1）来监测实时的应变。图 3.5 绘制了不同温度激发后的 Fe-SMA 在疲劳加载过程中的应力-应变曲线。为便于比较，只考虑特定疲劳次数下的应变变化值。当激发温度为 150°C 时，试件的应力-应变曲线在每次加载的过程均呈现线性变化。然而当激发温度为 250 和 350°C，相应的应力-应变曲线则是非线性的。造成这一现象的原因可能与疲劳过程中的荷载谱有关。激发后的恢复应力为疲劳加载过程中的最小应力。当激发温度分别为 150、250 和 350°C 时，疲劳的最小应力为 277、368 和 413MPa。根据图 2.2 中静力拉伸试验结果，当应力超过 350MPa 后便会呈现非线性的行为。

激发温度为 250 和 350°C 的试件，其应力-应变曲线呈现出滞回环，如图 3.5 (b) 和 (c) 所示。这一现象也在 Izadi 等人<sup>[31]</sup>的试验中发现，被认为与 Fe-SMA 的循环硬化有关。Izadi 等人在试验中比较了不同频率下 Fe-SMA 疲劳行为。结果表明频率越高，产生的滞回环越大。也就是说滞回环的面积，即能量消耗的程度取决于疲劳试验的加载频率。本课题中加载频率定为 20Hz，与 Izadi 等人试验中的频率一致，在疲劳过程中会呈现出滞回效应。

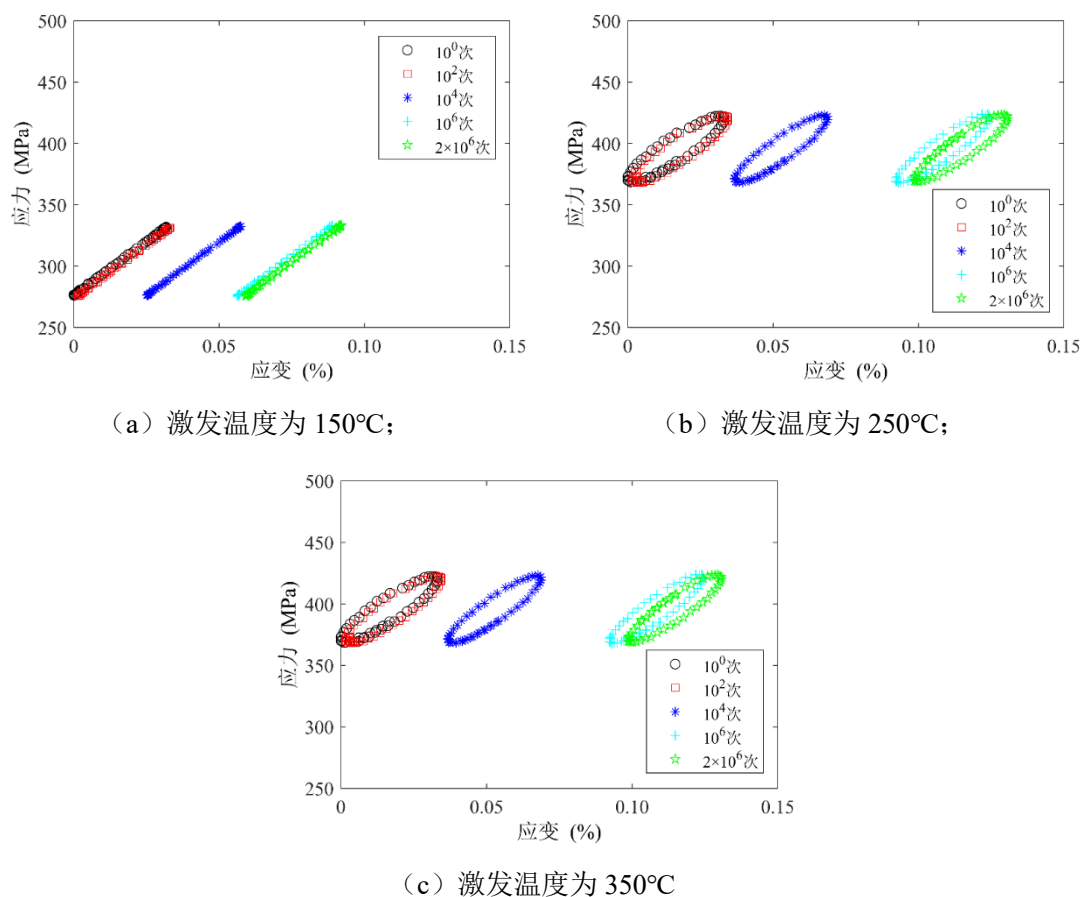


图 3.5 不同温度激发后的 Fe-SMA 在疲劳加载过程中的应力-应变曲线

无论激发温度为何值，试件的应变均会随着疲劳次数的增大而逐渐增加。疲劳过程中的应变最大和最小值如图 3.6 所示。在疲劳加载的一开始，应变会先迅速地增加，然后呈现缓慢上升的趋势。这一现象与 Ghafoori 等<sup>[45]</sup>和 Koster 等<sup>[55]</sup>的发现一致。Ghafoori 等<sup>[45]</sup>对 Fe-SMA 进行了应变控制的疲劳试验。疲劳应力随着疲劳次数的增加而降低，且大部分的应力损失出现在疲劳加载的前期。因此，这也表明 Fe-SMA 的弹性模量在疲劳加载过程中会逐渐降低，从而导致应力控制的疲劳下应变增加，应变控制的疲劳下应力减小。这一现象可能与疲劳加载过程中金属相变由  $\gamma$  型奥氏体转变为  $\varepsilon$  型马氏体有关<sup>[45][55]</sup>。

基于图 3.6 中的应变变化，可绘制疲劳过程中应力和应变随加载次数变化的示意图，如图 3.7 所示。根据式 (3.2) ~ (3.4) 计算出等效应变幅疲劳过程中恢复应力的损失。当利用 Fe-SMA 补强结构时，恢复应力的损失直接会与补强效率有关。

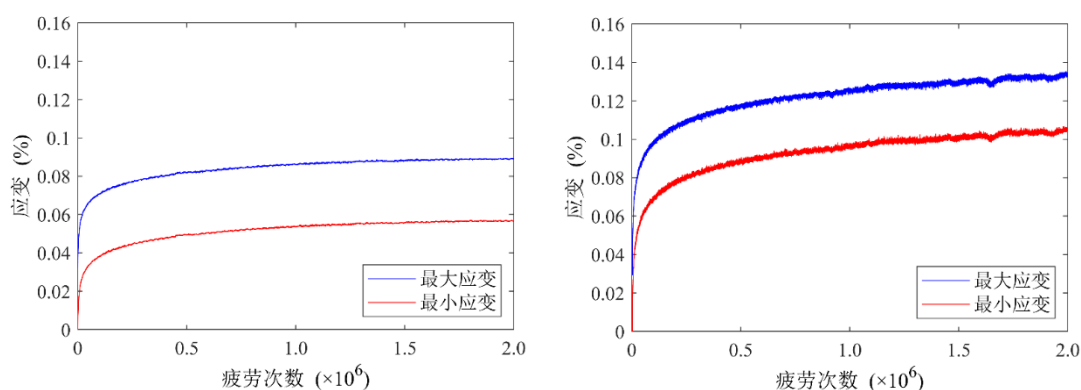


$$E_{\text{up}} = \frac{\sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{min}}}{\varepsilon_{\text{max}}(j) - \varepsilon_{\text{min}}(1)} \quad (3.2)$$

$$E_{\text{down}} = \frac{\sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{min}}}{\varepsilon_{\text{max}}(j) - \varepsilon_{\text{min}}(j)} \quad (3.3)$$

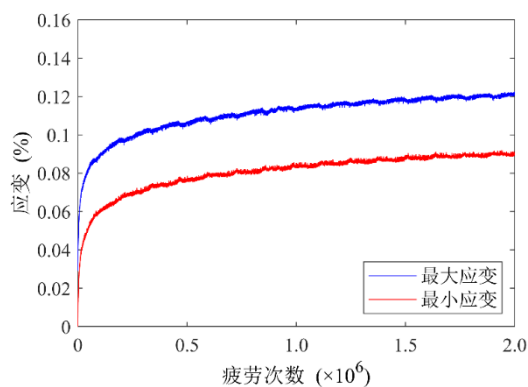
$$\sigma_{\text{min}}^{\text{new}}(j) = \sigma_{\text{min}}(1) + (E_{\text{up}} - E_{\text{down}}) \cdot \Delta\varepsilon \quad (3.4)$$

式中,  $E_{\text{up}}$  和  $E_{\text{down}}$  分别为疲劳过程中加载和卸载时的弹性模量;  $j$  为第  $j$  次疲劳循环的下降段;  $\sigma_{\text{min}}^{\text{new}}$  为转换后的恢复应力。



(a) 激发温度为 150°C

(b) 激发温度为 250°C



(c) 激发温度为 350°C

图 3.6 不同温度激发后的 Fe-SMA 疲劳加载过程的应变变化

图 3.8 绘制了恢复应力随疲劳次数的变化情况。无论激发温度为何值, 所有试件的恢复应力均呈现出相似的变化趋势。当疲劳加载 200 万次后, 激发温度为 150、250 和 350°C 的试件, 恢复应力分别损失 14%、14% 和 12%, 且大部分的应力损失都出现在疲劳加载的前期, 如图 3.8 (b) 所示。对于激发温度为 350°C 的试件, 疲劳加载后恢复应力从 414MPa 降低为 365MPa。损失后的恢复应力与

激发温度为 250°C 的初始恢复应力 (368MPa) 接近。这表明通过提高激发温度, 即使经历疲劳损失后, 试件仍可以维持较高的应力水平。

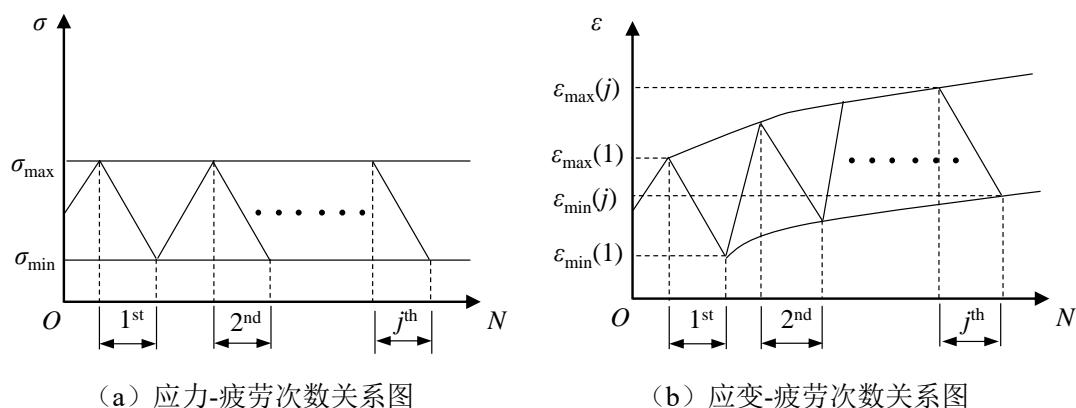


图 3.7 疲劳过程中应力和应变变化的示意图

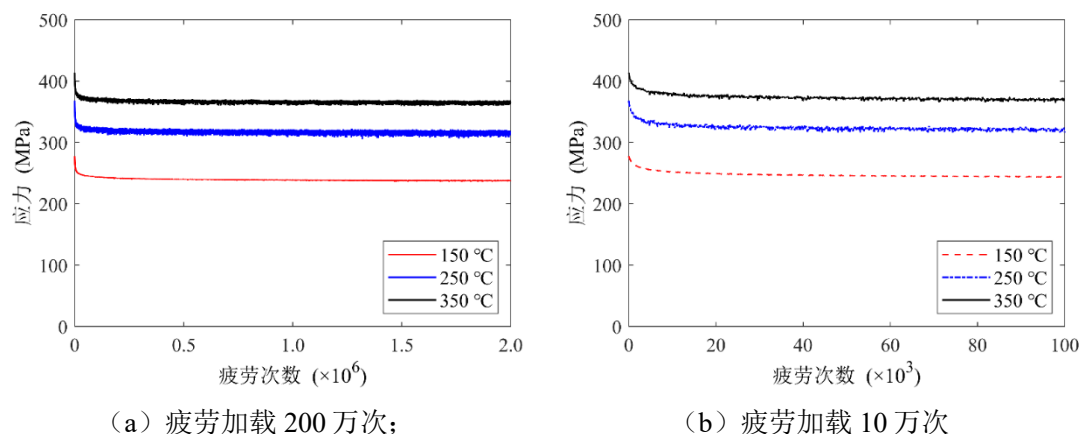


图 3.8 不同激发温度下 Fe-SMA 恢复应力随疲劳次数的变化

### 3.4.2 不同环境温度和应变幅

图 3.9 汇总了疲劳过程中所有试件的应力和应变关系。与图 3.5 类似, 几乎所有工况下的应变均会随着疲劳次数的增加而逐渐变大。但是, 对于温度循环的工况 (图 3.9 (d) 和 (h)), 当疲劳次数从 1 万次增加到 100 万次时, 应变反而逐渐减小。该矛盾的现象应该是与疲劳过程变化的温度有关。当疲劳次数为  $10^0$ 、 $10^2$ 、 $10^4$ 、 $10^6$  和  $2 \times 10^6$  次时, 环境温度分别为 23、23、48、-27 和 30°C (如图 3.10 所示); 在  $10^6$  次时, 相对较低的环境温度会造成试件的收缩, 从而削弱甚至抵消疲劳加载造成的应变增大。

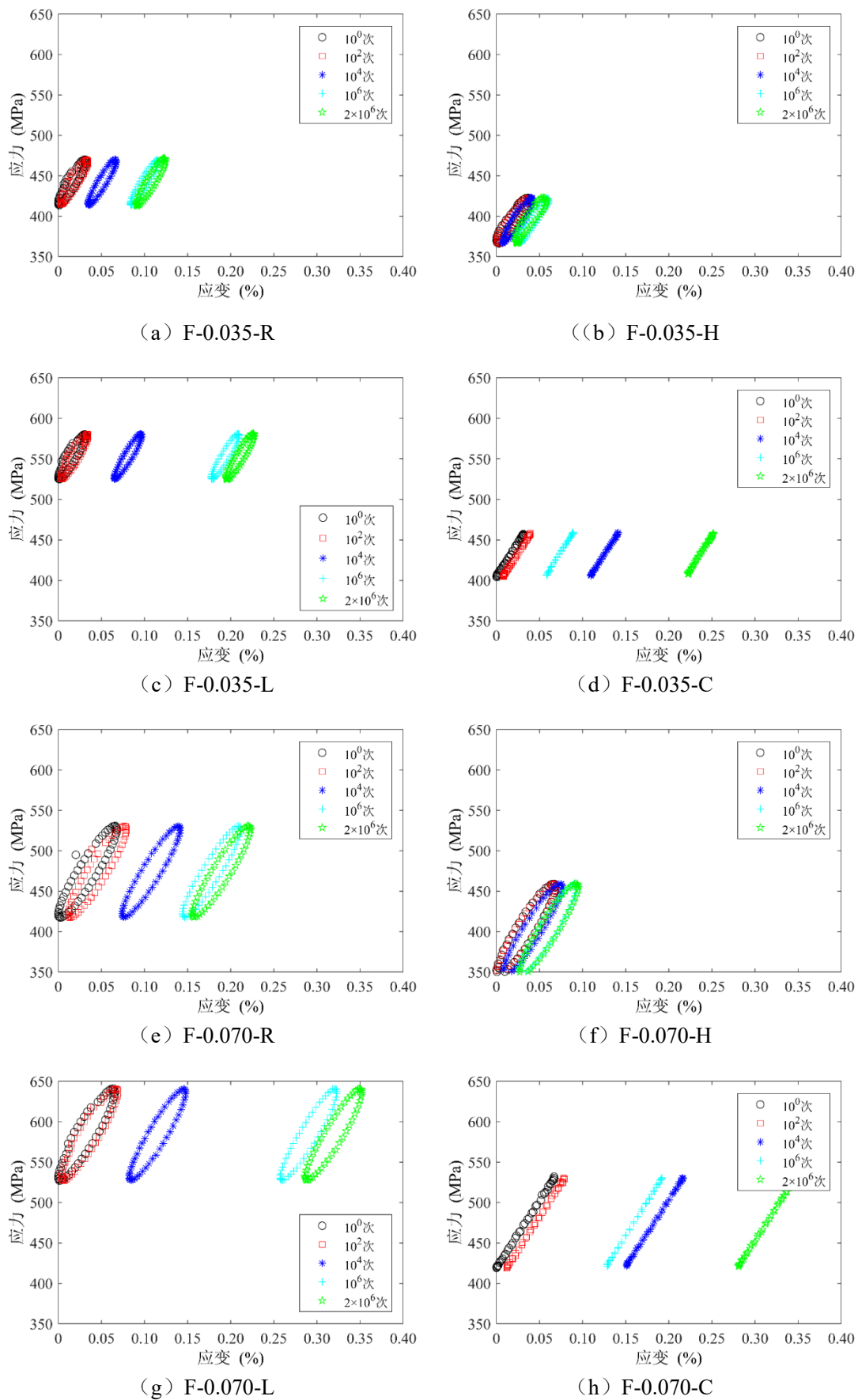


图 3.9 不同环境温度和应变幅下 Fe-SMA 疲劳过程中的应力-应变曲线

在 RT、-20 和 60°C 的工况下，与图 3.5 类似，所有试件的应力-应变曲线均呈现出滞回环。这样的现象与 Fe-SMA 在 20Hz 疲劳作用下的材料硬化有关<sup>[31]</sup>。同等条件下，当应变幅为 0.070% 时，试件的滞回环面积大约是应变幅为 0.035% 试件的 3~4 倍，这说明材料的疲劳硬化会随着应变幅的增大而更加显著的。值得注意的是，在温度循环的工况下，试件的应力-应变曲线始终成线性，没有出现滞回环。具体原因值得后续研究。

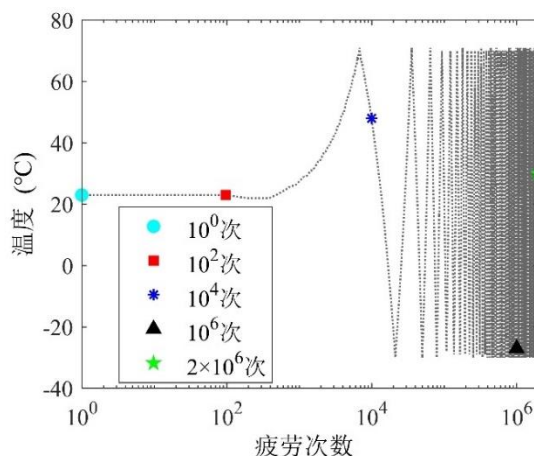


图 3.10 温度循环工况中 Fe-SMA 试件表面的温度变化

图 3.11 绘制了所有试件疲劳过程中的最大和最小应变。横坐标是疲劳次数，纵坐标是应变。值得注意的是图 3.11 (d) 和 (h) 的横坐标不同于其他图表。这是因为在图 3.11 (d) 和 (h) 中应变随着疲劳次数呈三角形周期变化，所以只将前  $10^5$  次的结果呈现出来，后续的应变也保持一致的变化规律。这样的三角形变化主要与疲劳加载过程中环境温度的周期性变化有关 (如图 3.3)。为了剔除温度的影响，与其他工况在同等条件下进行比较，将温度循环工况下 23°C 对应的应变提取出来，汇总于图 3.12。

通过比较图 3.11 (a) ~ (c)、(e) ~ (g) 和图 3.12，可以发现，无论哪种工况，应变均在疲劳加载前期迅速增加，而后再呈现缓慢上升的趋势。这一现象被认为与加载过程中的金属相变变化有关<sup>[45][55]</sup>。根据 Koster 等<sup>[55]</sup>在疲劳过程中的微观观察， $\gamma$  型奥氏体会在疲劳加载前期 (前 100 次) 迅速转变为  $\varepsilon$  型马氏体，而该变化随着疲劳次数增加而逐渐减缓。

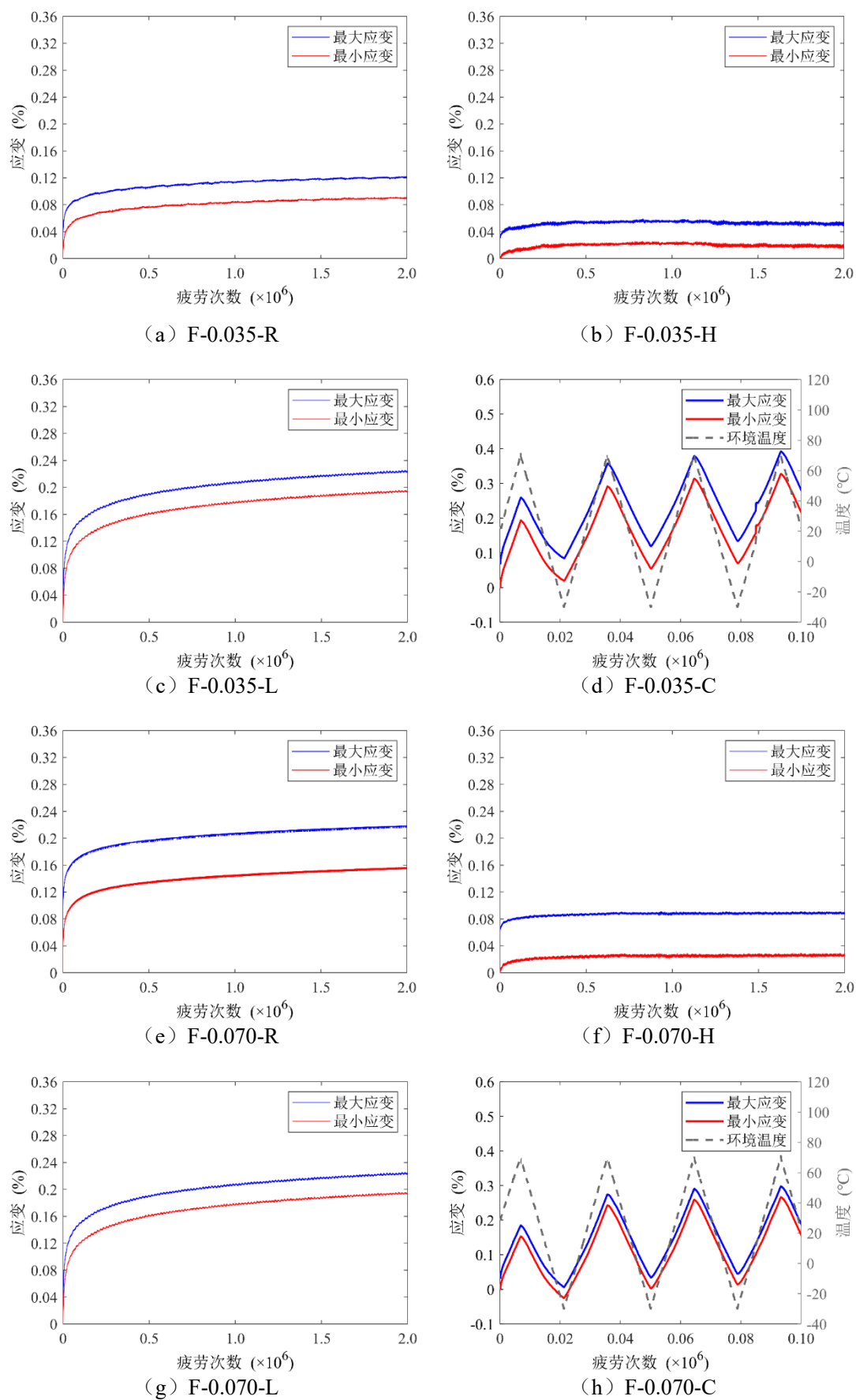


图 3.11 不同环境温度和应变幅下 Fe-SMA 的最大最小应变

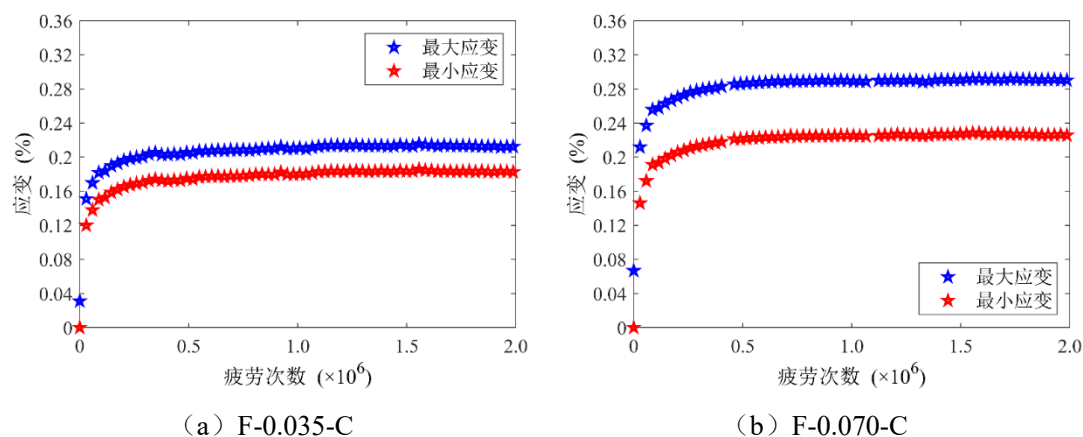


图 3.12 循环温度工况下 23°C 的最大最小应变

此外，应力引入的马氏体会随着应力水平的增大而逐渐变多，所以在高应力幅作用下时，应变的增大趋势会更加明显。疲劳加载 200 万次后，应力幅为 114MPa 下的试件，其应变会比同等条件下的应力幅为 57MPa 的试件大 150%~170%。而随着环境温度的升高，当温度为 60°C 时，应变的变化明显地低于其他工况。这是因为 60°C 工况下，试件的最小疲劳应力为 366MPa，远低于常温情况下的 414MPa。较小疲劳应力削弱了疲劳加载造成的不利影响。根据式 (3.2) ~ (3.4) 可计算出不同工况下恢复应力随疲劳加载的变化情况，计算结果汇总于表 3.3。

表 3.3 不同环境温度和应变幅下疲劳试件的具体情况

试件	$\sigma_r$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ (%)	$T$ (°C)	疲劳循环 (MPa)					
				第 1 次循环			第 200 万次循环		
				$\sigma_{\min}$	$\sigma_{\max}$	$\Delta\sigma$	$\sigma_{\min}$	$\sigma_{\max}$	$\Delta\sigma$
F-0.035-L	423	0.035	-20	525	580	55	470	523	53
F-0.035-R	413		RT	414	470	56	365	419	54
F-0.035-H	436		60	366	423	57	341	401	60
F-0.035-C	421		-20~60	420	475	55	368	422	54
F-0.070-L	427	0.070	-20	527	641	114	421	537	116
F-0.070-R	417		RT	417	531	114	327	443	116
F-0.070-H	428		60	345	459	114	309	426	117
F-0.070-C	427		-20~60	423	537	114	329	444	115

注： $\sigma_r$  为激发后的恢复应力； $\Delta\varepsilon$  为应变幅； $T$  为环境温度； $\Delta\sigma$  为加载过程的应力幅； $\sigma_{\max}$  和  $\sigma_{\min}$  为加载过程的应力最大和最小值。

显而易见的是，大部分恢复应力的损失集中在疲劳加载的前期（图 3.13）。当疲劳次数超过 10 万次后，所有试件的恢复应力均呈现一种稳定的趋势，如图 3.13（b）和（d）所示。当应变幅为 0.070% 时，经历 200 万次的疲劳加载会使 Fe-SMA 产生的恢复应力降低 20% 左右；而同等条件下，应变幅为 0.035% 的疲劳加载会使恢复应力降低 10% 左右。因此更需要注意在大应变幅疲劳对 Fe-SMA 造成的应力损失。

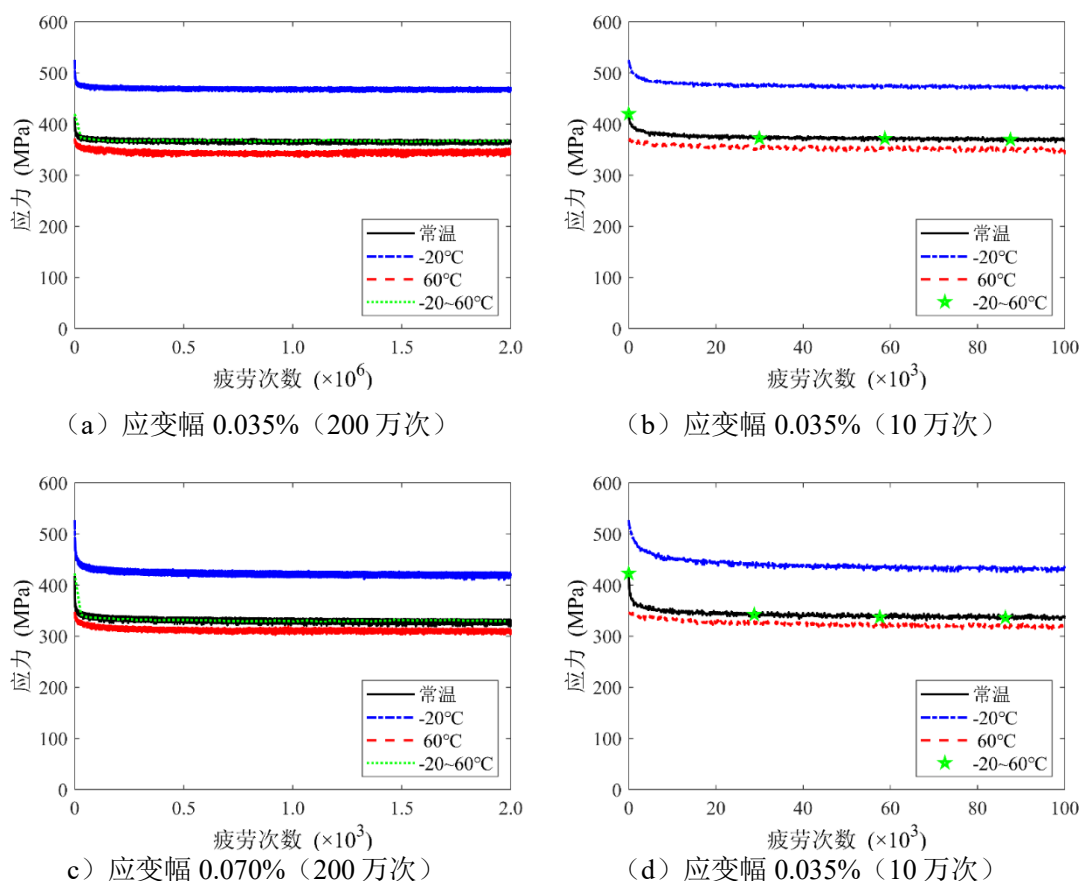


图 3.13 Fe-SMA 恢复应力随疲劳次数的变化

图 3.13 表明循环温度作用下，恢复应力的变化情况与常温作用下的基本保持一致。因此认为循环温度作用似乎不会对 Fe-SMA 施加的预应力产生额外的影响。但是，当环境温度温度为 60°C 时，恢复应力的损失率却逐渐降低了。当应变幅为 0.035% 和 0.070% 时，200 万次疲劳加载后 Fe-SMA 分别降低 6.9% 和 12.9%；而同等条件下，环境温度为 20°C 的试件，恢复应力分别损失 11.8% 和 23.4%。如前所述，环境温度 60°C 下，试件承受的疲劳应力较小，从而削弱了疲劳加载对恢复应力的不利影响。低温作用下，虽然 Fe-SMA 的恢复应力损失

基本保持不变（当应变幅为 0.035%和 0.070%时，分别为 10.4%和 20.1%），但是由于降温过程会引起 Fe-SMA 的收缩，从而造成 Fe-SMA 恢复应力增大。因此，即使经历 200 万次疲劳加载后，试件 F-0.035-L 和 F-0.070-L 的恢复应力仍然大于试件 F-0.035-R 和 F-0.070-R。

### 3.5 疲劳作用后 Fe-SMA 多次激发下的恢复应力

表 3.2 汇总了多次激发试验的工况和试验结果。第一次激发作用于疲劳前，所有试件的恢复应力都较为接近，为 413~436MPa。第二次激发是探究损失应力的可恢复性。第二次激发的中应力和温度关系曲线如图 3.14 所示。当加热开始时，由于材料受热膨胀，应力迅速降低。但是随着温度的升高，曲线的变化趋势变缓，这表明形状记忆效应产生，抵消了一部分线性膨胀的不利影响。因为试验装置设计不能够承受压应力，所以当应力降低到 10MPa 时，加热停止。在冷却过程中，材料的收缩会促使应力增大。当冷却回室温时可以发现，大部分损失的应力得以恢复，如表 3.2 所示。试件 F-0.070-L 的二次恢复应力为 473MPa，比初始恢复应力高 11%，而试件 F-0.07-H 的二次恢复应力只有 352MPa，比初始恢复应力低 17%。二者在二次激发测试中不同的表现可能与形状记忆效应的发挥有关。如前文所述，对于试件 F-0.07-H，由于环境温度为 60℃，大于  $A_s$ ，所以在疲劳过程中就一直发挥着形状记忆效应，从而导致在疲劳结束后，二次加热时，形状记忆效应减弱，二次恢复应力降低。

后续的激发测试是为了探究 Fe-SMA 材料激发性能的可重复性。图 3.15 绘制了 Fe-SMA 在第三次和第四次激发过程中的应力-温度关系。在图 3.15 (a) 和 (b) 中，曲线迅速降低后会逐渐变缓。而在图 3.15 (c) 和 (d) 中，这样的趋势没有出现，曲线的斜率始终保持一致。这说明前者存在形状记忆效应，而后者几乎没有。冷却回 RT 后，试件的第三次激发应力在 200~260MPa（表 3.2）而第四次激发应力在 150~200MPa（表 3.2）。因此，认为 Fe-SMA 激发性能的可重复次数仅为 3 次。

经疲劳试验和多次激发后，将 Fe-SMA 拉断，其全过程应力-应变曲线汇总于图 3.16。无论那种工况，所有试件在经历多次激发后均呈现出相似的力学性能。相较于从原来的 Fe-SMA，在相同应变下，激发后的 Fe-SMA 有着更高的应



力水平，其屈服强度和极限强度分别为 525 和 961MPa。更高的屈服强度和极限强度可能与最后一次激发有关。因为第四次激发中基本没有形状记忆效应，所以大部分应力引入的  $\varepsilon$  型马氏体仍然存在。而相较于初始状态下的  $\gamma$  型奥氏体， $\varepsilon$  型马氏体有着更高的硬化性能和拉伸强度<sup>[62]</sup>。

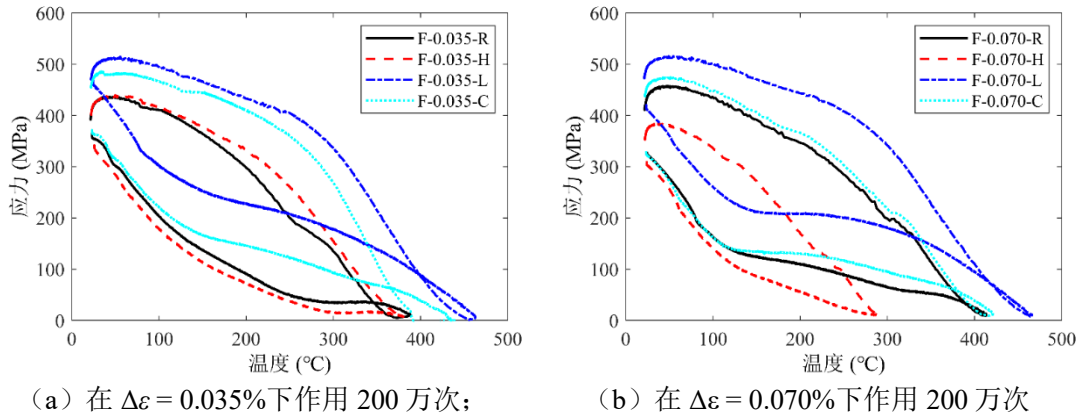


图 3.14 第二次激发后 Fe-SMA 应力-温度关系

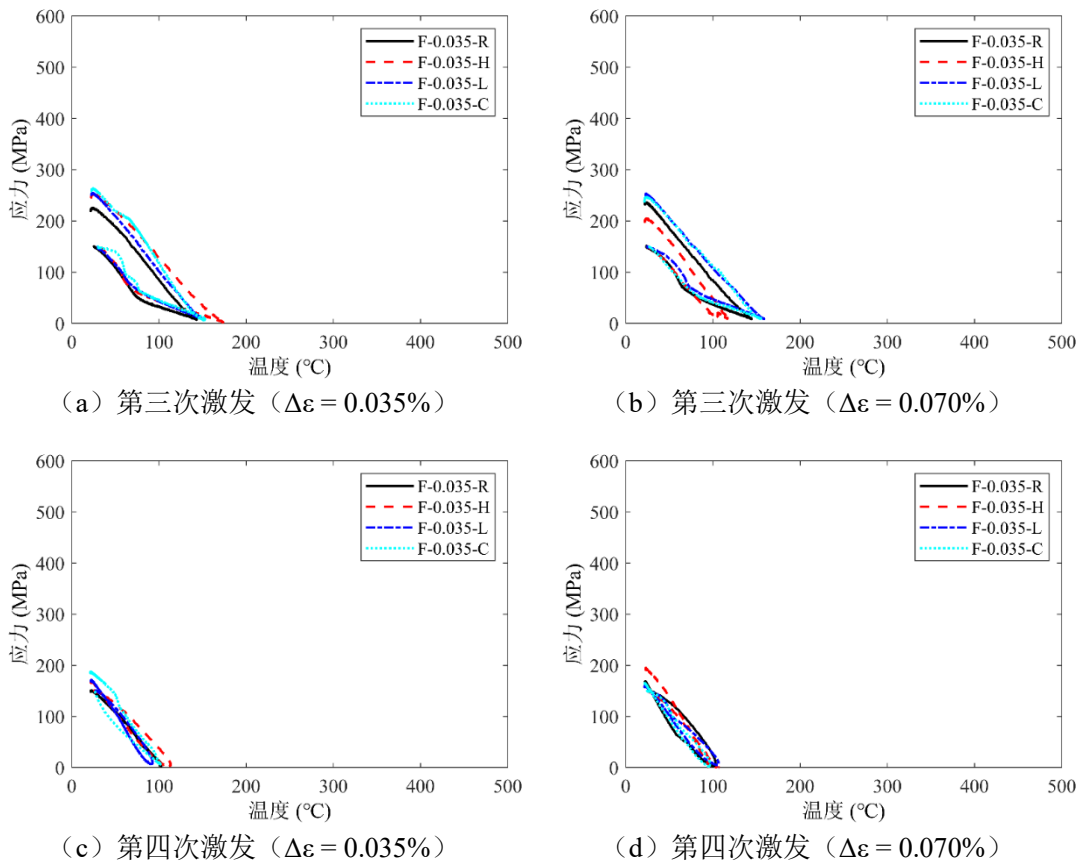


图 3.15 多次激发后 Fe-SMA 应力-温度关系

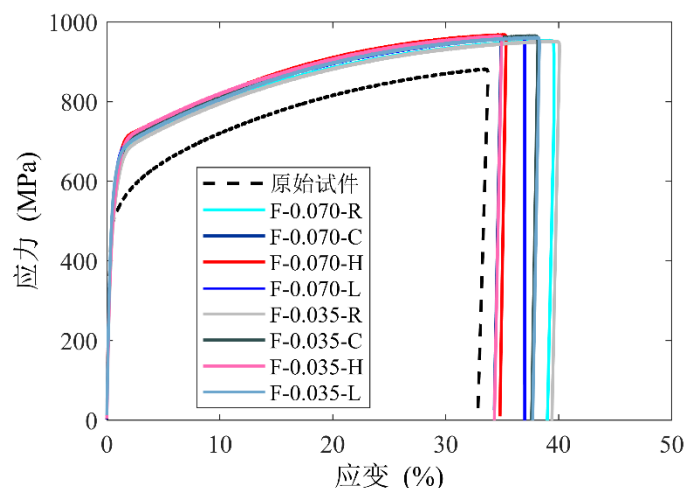


图 3.16 多次激发后 Fe-SMA 静力拉伸性能

### 3.6 不同激发条件下 Fe-SMA 的线性膨胀系数

当温度从常温上升为  $350^{\circ}\text{C}$  时，不同试件的应变变化情况如图 3.17 所示。试件的命名规则如下：第一个字母 T 表示线性膨胀测试；第二个字母 S 代表 Q355 钢材试件；对于 Fe-SMA 试件，第二和第三个数字分别代表预拉伸应变和激发温度。未激发试件的预拉伸应变和激发温度均为 0，故命名为 T-0-0 试件。

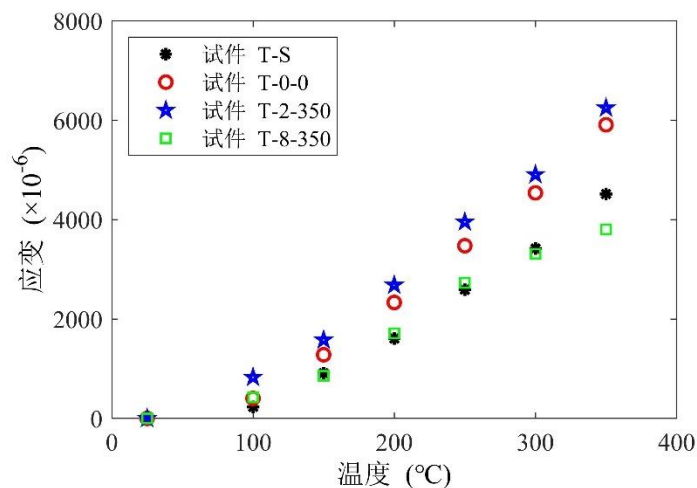


图 3.17 不同试件在受热膨胀时的应变变化

从图 3.17 中可以看出，试件 T-0-0 和试件 T-2-350 的应变变化十分接近，且远大于试件 T-8-350。当温度为  $350^{\circ}\text{C}$  时，试件 T-8-350 应变只增加了  $3.8 \times 10^{-3}$ ，而同等条件下，试件 T-2-350 的应变增大了  $6.2 \times 10^{-3}$ 。这两个试件在线性膨胀测试前都被激发过。造成应变差异的原因可能与激发后残存的  $\varepsilon$  型马氏体效应有

关。根据第二章的试验结果，当预拉伸应变为 2% 时，最大激发温度为 350°C。当达到最大激发温度后，便不会再存在形状记忆效应。而对于预拉伸应变为 8% 的试件来说，最大激发温度为 448°C。因此当激发温度为 350°C，试件的形状记忆效应并未被充分发挥。当温度再次提升时，残存的形状记忆效应会产生恢复应变，从而削弱材料受热膨胀的作用

表 3.4 汇总了不同试件在各个温度的线性膨胀系数。结果表明所有试件的线性膨胀系数均会随温度的升高而增加，并趋于稳定。当温度达到 250~350°C 时，钢材的线性膨胀系数在  $11\sim 14\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ <sup>[50]</sup>，与文献所述的结果较为接近。同等温度条件下，未激发 Fe-SMA (T-0-0) 和激发 Fe-SMA (T-2-350) 的线性膨胀系数比较接近，均在  $15\sim 20\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ 。该值略高于文献<sup>[33][39]</sup>中的  $13\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ 。这是因为线性膨胀测试前，试件经历的激发步骤不一致，从而可能导致 Fe-SMA 中  $\epsilon$  型马氏体与  $\gamma$  型奥氏体的比例不同，进而 Fe-SMA 呈现出不同的线性膨胀系数。此外，试件 T-2-350 的线性膨胀系数远远大于钢材 (T-S)。这说明当高温作用于经 Fe-SMA 加固的钢结构时，会产生巨大的温度应力。对于 Fe-SMA 产生压应力，对于钢材产生拉应力。拉应力对钢材是非常不利的，有可能使裂纹进一步扩展。试件 T-8-350 在加热的前期也呈现出与试件 T-2-350 相似的特性。但是当温度升高超过 250°C 后，钢材的线性膨胀便大于 Fe-SMA。这样逆转的现象会导致在高温下，钢板上产生压应力，从而可能抑制裂纹扩展。

表 3.4 不同试件的线性膨胀系数

试件	线性膨胀系数 ( $\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ )					
	$T=100^{\circ}\text{C}$	$T=150^{\circ}\text{C}$	$T=200^{\circ}\text{C}$	$T=250^{\circ}\text{C}$	$T=300^{\circ}\text{C}$	$T=350^{\circ}\text{C}$
钢材 (T-S)	3.08	7.27	9.19	11.52	12.42	13.89
未激发 Fe-SMA (T-0-0)	5.38	9.57	13.33	15.45	16.51	18.18
激发 Fe-SMA (T-2-350)	11.04	12.63	15.33	17.57	17.95	19.23
激发 Fe-SMA (T-8-350)	6.02	7.16	10.08	12.41	12.27	11.90

### 3.7 本章小结

本章研究了 Fe-SMA 激发后的力学性能，着重关注了环境温度和疲劳荷载等方面对 Fe-SMA 激发后恢复应力的影响。同时测试了激发前后 Fe-SMA 的线

性膨胀系数，为后续利用 Fe-SMA 在不同温度下补强钢结构的评估设计提供了参数支持。根据有限的试验结果，可得以下结论：

(1) Fe-SMA 产生的恢复应力会随着疲劳加载而逐渐降低，且大部分的损失出现在疲劳加载前期。疲劳应变幅越大，恢复应力的损失率也随之越大。当疲劳应变幅为 0.035%和 0.070%时，应力最大损失率分别为 11.8%和 23.4%。

(2) 在常温，低温（-20℃）和循环温度工况下（-20~60℃），疲劳引起的预应力损失是一致的。但是，高温（60℃）可以有效降低这部分应力损失。当应变幅为 0.035%和 0.070%时，高温下的应力损失率会分别下降到 6.8%和 10.7%。

(3) 第二次激发作用能使因疲劳损失得以恢复。重新增加的应力大概比因疲劳而损失应力高 57%~244%。三次和四次激发试验表明 Fe-SMA 材料可以被重复利用，但可被重复利用的次数有限。

(4) 当温度从常温升高到 350℃时，未激发 Fe-SMA (T-0-0) 和激发 Fe-SMA (T-2-350) 的线性膨胀系数始终高于钢材 (T-S)，而试件 T-8-350 的线性膨胀系数在温度达到 250℃的时候低于钢材 (T-S)。对于经试件 T-8-350 补强的钢板试件，当温度高于 250℃时，钢板可能会产生温度压应力，从而限制裂纹扩展，有利于延长疲劳寿命。

## 第 4 章 Fe-SMA 补强含损伤钢板的疲劳性能

钢结构在长期服役过程中，受荷载和环境作用，可能发生结构损伤及性能退化。形状记忆合金（SMA）因其特殊的形状记忆效应，可以为钢结构施加预应力，提升结构疲劳性能。本章采用机械夹持的方法将 Fe-SMA 固定在含损伤钢板上，并利用外接电流加热 Fe-SMA 来激发材料的形状记忆效应。待 Fe-SMA 冷却到室温后，在不同温度下对整个加固体系进行疲劳加载以研究环境温度对 Fe-SMA 补强效率的影响。

这里假定：空气加热和电流加热所产生的 Fe-SMA 恢复应力一致，认为材料性试验中得到的 Fe-SMA 恢复应力等同于钢板补强试验中 Fe-SMA 产生的预拉应力。该预应力会对钢板产生压力，同时 Fe-SMA 会随钢板共同变形，造成部分预拉应力损失。

### 4.1 机械锚具

#### 4.1.1 锚具设计

机械夹持系统如图 4.1 所示。该机械夹持方法要实现两个目的：（1）利用摩擦力保证 Fe-SMA 与钢板之间不会产生滑移，始终协同变形；（2）进行电流加热时，保证电流只会通过 Fe-SMA，以提高加热效率。布置夹持系统时会采用摩擦垫片来增加 Fe-SMA 与钢板之间的机械摩擦力（摩擦系数为 0.45），同时该摩擦垫片为无石棉高分子高耐磨复合材料，能够起到绝缘的作用。Fe-SMA 与刚性体之间也放置了环氧树脂板作为绝缘垫层来阻隔加热过程中的外接电流。在金属锚具的四角开四个 17mm 的孔洞，用于 M16 高强摩擦型螺栓（12.9 级）的安装，对每个螺栓施加的机械扭矩按式（4.1）~（4.3）计算所得。

$$F_{\max} = \min\{A_{\text{SMA}}\sigma_{\text{SMA-ult}}, A_s\sigma_{\max}\} \quad (4.1)$$

$$P = \frac{F_{\max}}{4\mu} \quad (4.2)$$

$$M_t = K \times P \times d \quad (4.3)$$

式中,  $A_{\text{SMA}}$  和  $A_s$  分别是 Fe-SMA 和含损伤钢板的毛截面面积;  $\sigma_{\text{SMA-ult}}$  是 Fe-SMA 的极限强度;  $\sigma_{\text{max}}$  是之后疲劳加载时的最大拉应力;  $\mu$  是 Fe-SMA 与摩擦片之间的静摩擦系数, 取 0.45;  $K$  为拧紧力系数, 取 0.16<sup>[30]</sup>;  $d$  为螺栓的直径。

将试验参数代入式 (4.3), 计算得每个螺栓所需的扭矩为 160N·m, 对应的预应力为 62.5kN。出于安全考虑, 正式实验时对每个螺栓施加 200N·m 的扭矩。先沿对角线将螺栓初拧至 100N·m, 然后将另一对角线的螺栓也初拧至 100N·m, 最后将所有螺栓依次拧紧至 200N·m, 并做好标记。

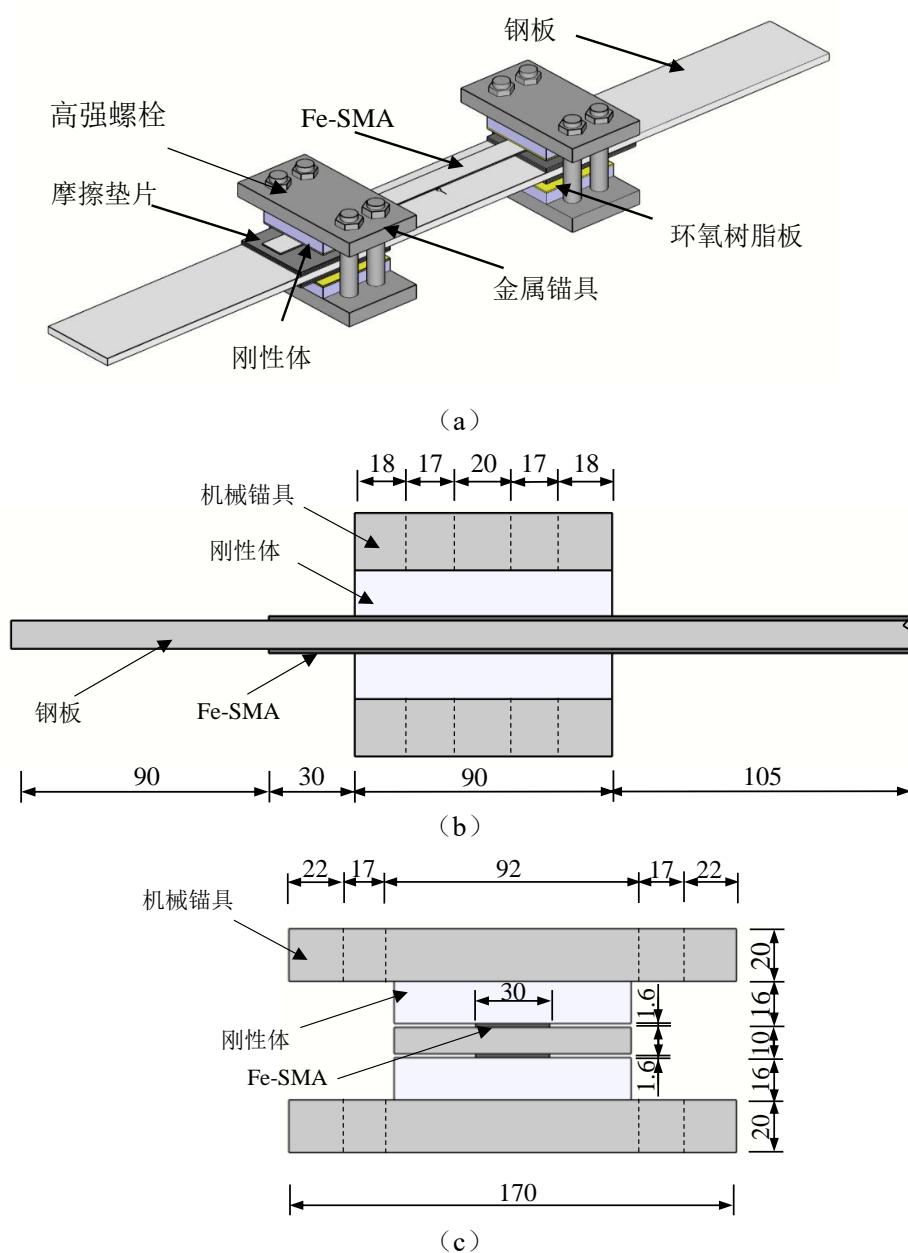


图 4.1 机械夹持系统: (a) 示意图; (b) 正视图; (c) 侧视图

### 4.1.2 锚具可靠性验证

对图 4.1 (a) 中的机械加持系统进行 10 万次的疲劳拉伸以验证机械锚具的可靠性。钢板长 700mm，宽 90mm，厚 10mm，弹性模量 207GPa。加载制度与正式试验一致，应力幅  $\Delta\sigma$  为 135MPa，应力比  $R$ （疲劳最小荷载与最大荷载比值）为 0.1，加载频率  $f$  为 20Hz。在疲劳加载前后，分别对试件进行单调拉伸，按 1mm/min 拉伸至疲劳试验的最大荷载 135kN。通过 Fe-SMA 和钢板中部的应变片，监测加载过程中的荷载和应变关系。疲劳加载前后钢板和 Fe-SMA 的荷载应变关系如图 4.2 所示。SG0 为贴在钢板中段边缘的应变片，SG1 为贴在 Fe-SMA 正中间的应变片。钢板与 Fe-SMA 基本保持协同变形，当荷载达到 135kN 时，钢板和 Fe-SMA 的最终应变在  $670\sim 730\times 10^{-6}$  之间，与按照等效弹性模量计算出的理论应变  $690\times 10^{-6}$  十分接近，故认为疲劳加载前后机械锚具始终能保持良好的紧固作用，保证二者协同变形。

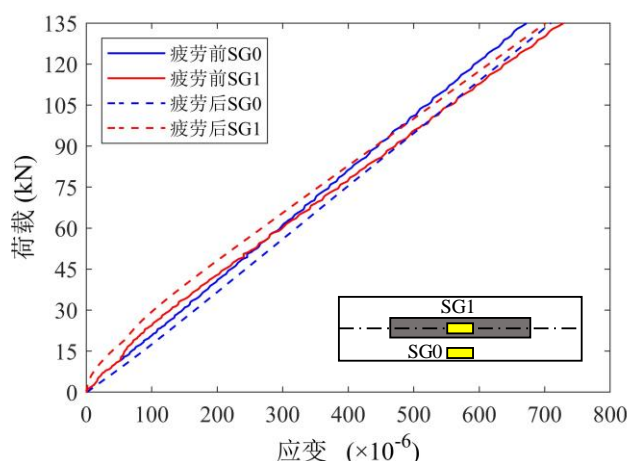


图 4.2 疲劳加载前后钢板和 Fe-SMA 的应力-应变关系图

## 4.2 疲劳试验

### 4.2.1 试件设计

试验中总共对 8 个试件在 4 种温度工况下开展疲劳测试，其中 4 个为未补强试件，另外 4 个为 Fe-SMA 补强钢板试件。4 种温度工况分别为低温  $-20^{\circ}\text{C}$ ，常温  $20^{\circ}\text{C}$ ，高温  $60^{\circ}\text{C}$  和循环温度  $-20\sim 60^{\circ}\text{C}$ 。试件尺寸如图 4.3，钢板长 1170mm，

宽 90mm，厚 10mm。中间开有 5mm 的孔洞。利用线切割技术在孔洞边缘设置 0.3mm 宽、4.5mm 长的人工裂缝来模拟初始损伤。根据 Yu 等<sup>[67]</sup>对损伤程度的定义，将一侧的初始缝隙长度与钢板半宽定义为损伤率  $\beta$ 。本文中采用的  $\beta$  为 10%。取 Fe-SMA 长为 450mm，宽为 30mm，厚 1.6mm。

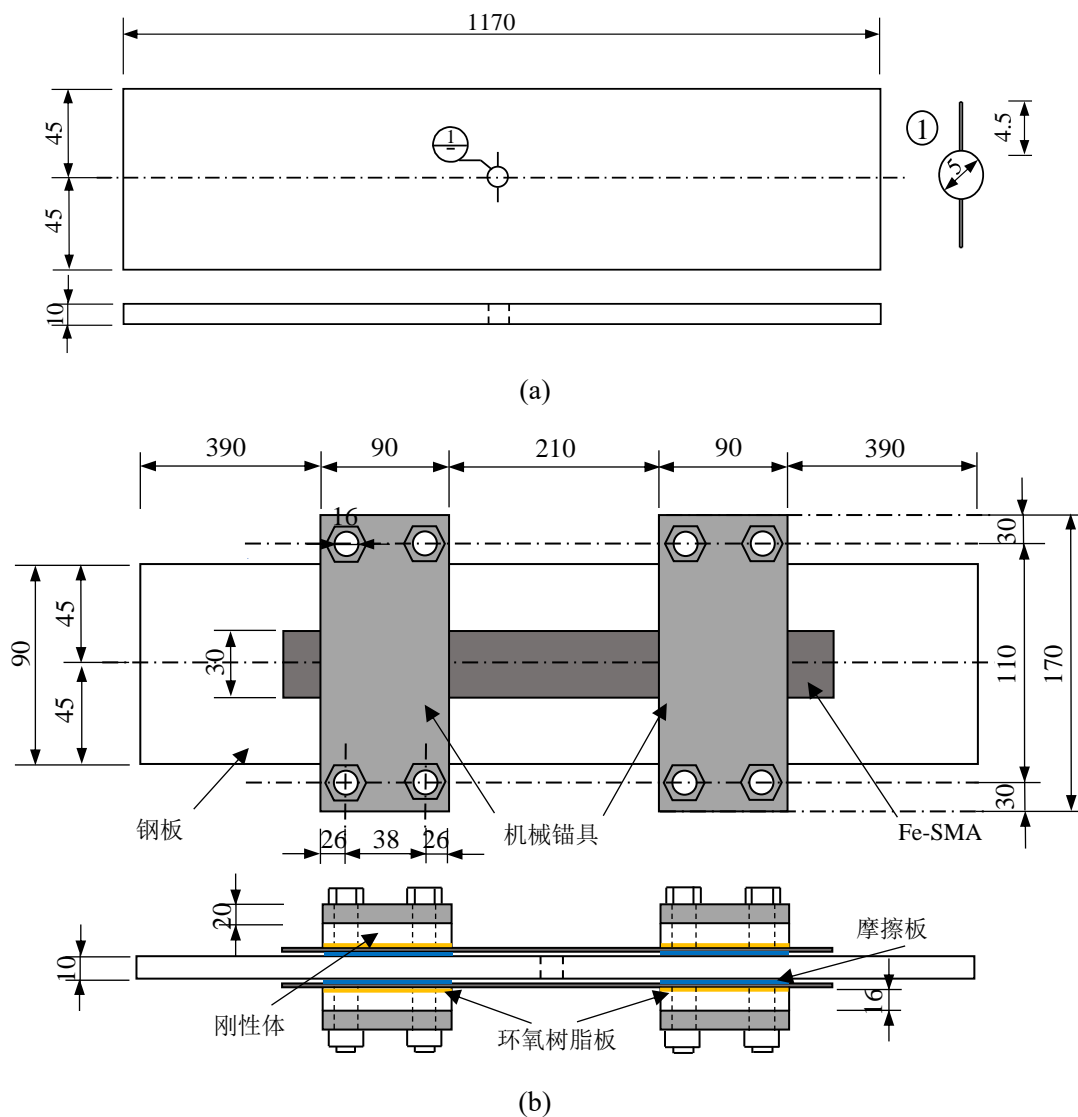


图 4.3 试件尺寸 (mm): (a) 未补强试件; (b) Fe-SMA 补强钢板试件

表 4.1 列出了疲劳试验中的所有试件。试件的命名规则如下：字母“U”表示未补强的纯钢板试件，字母“S”表示经 Fe-SMA 补强后的试件。“L”、“R”、“H”、“C”分别表示低温  $-20^{\circ}\text{C}$ 、常温  $20^{\circ}\text{C}$ 、高温  $60^{\circ}\text{C}$  和循环温度  $-20\sim 60^{\circ}\text{C}$  的情况。补强效率  $\eta$  定义为同等条件下补强试件与未补强试件的疲劳寿命之比。裂纹半长指裂纹尖端到钢板中心的平均距离，其中包括了人工预裂纹的半长。



表 4.1 疲劳试验中的所有试件

试件	是否补强	环境温度 (°C)	预裂后的裂纹半长 (mm)	疲劳寿命 (万次)	补强效率 $\eta$
U-R	否	20	8.12	10.53	—
U-L	否	-20	8.10	10.76	—
U-H	否	60	8.17	10.82	—
U-C	否	-20~60	8.20	11.44	—
S-R	是	20	8.29	29.31	2.8
S-L	是	-20	8.25	37.85	3.5
S-H	是	60	8.32	30.79	2.9
S-C	是	-20~60	8.10	25.54	2.2

#### 4.2.2 试件预裂

对于每个钢板试件，均利用线切割技术引入了人工预制裂纹来模拟钢板的初始损伤。但美国规范 ASTM E647-15<sup>[63]</sup>中明确指出，人工预制裂纹无法模拟真实的裂纹尖端，从而导致即使初始裂纹长度一致，裂纹的扩展速率也会有所区别。因此，ASTM E647-15 中建议在人为预制裂纹的基础上，对试件进行疲劳预载，使裂纹尖端向前扩展一定距离（约 1mm）后，再开始正式的试验研究，以减小人为预制裂纹的影响。

采用  $\Delta\sigma=135\text{MPa}$ ， $R=0.1$ ， $f=10\text{Hz}$  的加载制度对所有试件进行预疲劳，利用测量精度 0.01mm 的光学显微镜对裂纹长度进行观测，每个试件的最终预裂纹长度汇总于表 4.1，典型的试件预裂纹长度如图 4.4 所示。

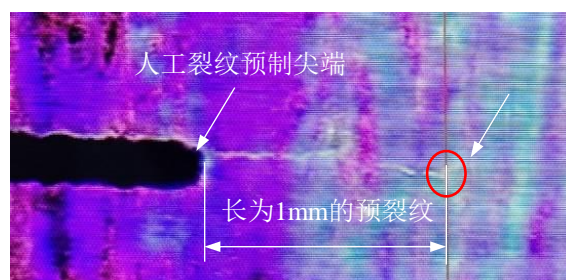


图 4.4 显微镜下的疲劳预裂纹

#### 4.2.3 预拉伸和机械固定

以 3mm/min 的加载速率，将 Fe-SMA 拉伸到 8%，然后按 200N/s 的速率进行卸载。完成预拉伸后，将 Fe-SMA 固定在含损伤钢板的两侧，按图 4.1 (a) 布置，最后用 M16 的高强摩擦型螺栓进行固定。

图 4.5 展示了对 Fe-SMA 进行加热激发前的应变片和热电偶布置，分别在 Fe-SMA 板材表面（T0 和 T1）和钢材表面（T2 和 T3）粘贴 4 个 K 型热电偶用于测量激发过程中的温度。同时，在钢板两侧布置应变片，量测激发过程中施加的预应力。如图 4.6，SG0 和 SG1 布置在钢板中心裂纹的远端，而 SG2 和 SG3 布置在距钢板中心 70mm 的地方。选择 70mm 这一距离是为了避免裂纹尖端应力场和锚具附近应力场对应变的影响。图 4.6 是疲劳加载前钢板表面应变片和热电偶的布置图。相较于图 4.5，在两侧 Fe-SMA 的中部均布置了应变片 SG3 和 SG4，用以监测疲劳过程中 Fe-SMA 表面应变变化。

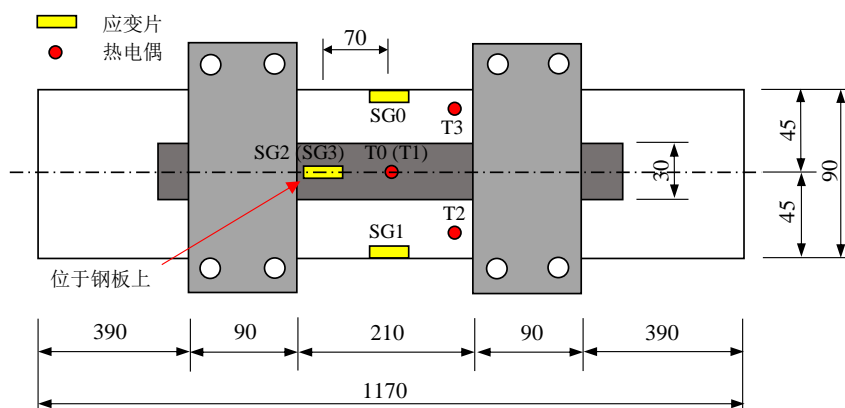


图 4.5 激发前钢板上应变片和热电偶的布置

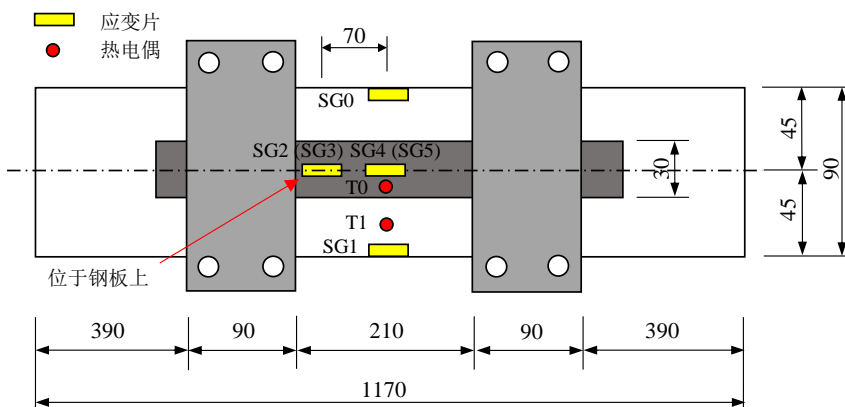


图 4.6 疲劳加载前钢板上应变片和热电偶的布置

#### 4.3.4 激发 Fe-SMA

当 Fe-SMA 固定到钢板上后，利用外接电流设备对其进行加热（图 4.7）。电流加热设备为德国 EA 公司生产的 EA-PS 9080-510 3U 可编程直流电源，可输

输出电压 0~80V，输出电流 0~510A，最大功率 15kW。按式 (4.4) 计算所要求的输出电流  $E$ 。

$$E = \rho \times A \quad (4.4)$$

式中， $\rho$  是输出电流密度取  $4\text{A}/\text{mm}^2$ ， $A$  为需要通电加热的 Fe-SMA 面积。将相应参数代入计算得到输出电流为 192A。

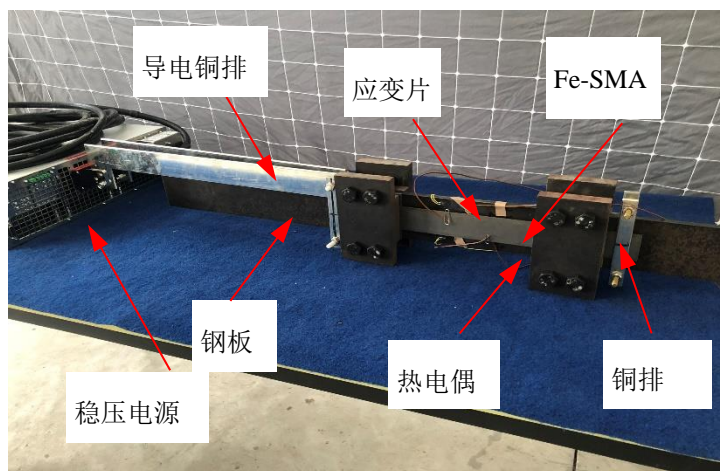


图 4.7 Fe-SMA 的激发过程

当 Fe-SMA 表面温度到达  $350^{\circ}\text{C}$  时，关闭直流电源。通过与周围环境的热交换使 Fe-SMA 逐渐冷却到室温。当热电偶温度不再变化时，读取钢板远端表面应变片（图 4.5 中的 SG2 和 SG3）的平均值  $\varepsilon_s$ ，按照式 (4.5) 计算钢板的预压应力  $\sigma_c$ 。

$$\sigma_c = E_s \varepsilon_s \quad (4.5)$$

式中， $E_s$  为钢板的弹性模量。

#### 4.3.5 疲劳加载

采用 MTS 电液伺服试验机对 8 个试件展开疲劳试验，如图 4.8 所示。同时采用 MTS651 环境箱来控制试验温度。试件中部放置有 K 型热电偶用于监测疲劳过程中的温度变化（如图 4.8）。对于温度恒定的试验，试件先以  $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$  被加热或冷却到指定温度，然后在该温度下保持 15 分钟使得温度能够均匀分布，之后再对试件以 10Hz 施加 13.5~135kN 的正弦疲劳荷载。该荷载幅对应的应力幅为 135MPa，与之前钢板疲劳试验中采用的应力幅保持一致<sup>[14][67]</sup>。

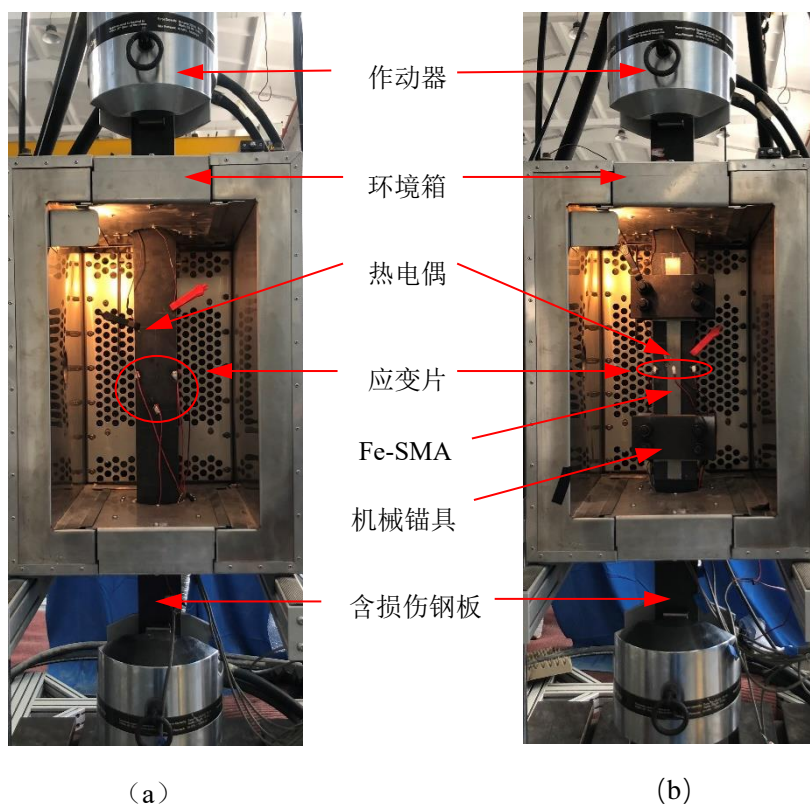


图 4.8 疲劳加载示意图：(a) 未补强试件；(b) 补强试件

对于温度循环的试件，疲劳加载和温度循环同时施加。前期预试验结果表明（如图 4.9）当环境箱按  $5^{\circ}\text{C}/\text{min}$  在  $-45^{\circ}\text{C}\sim 100^{\circ}\text{C}$  内变化时，Fe-SMA 和钢板表面的温度分别按  $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$  在  $-18^{\circ}\text{C}\sim 58^{\circ}\text{C}$  变化和按  $2^{\circ}\text{C}/\text{min}$  在  $-4^{\circ}\text{C}\sim 48^{\circ}\text{C}$  内变化。钢板上的温度变化速率更低是因为钢板端部延伸到环境箱外，与外界存在热量交换，从而使得钢板温度比较稳定。因为 Fe-SMA 是温度敏感性材料，所以本试验更注重温度变化对 Fe-SMA 补强性能的影响。结合 Chen 等<sup>[59]</sup>和 Ye 等<sup>[60]</sup>对香港青马大桥的监测数据，与 3.1 节中确定疲劳试验加载频率的方法一致。当试验中 Fe-SMA 表面温度变化速率为  $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$  时，疲劳试验加载频率应为 10Hz。

疲劳加载时，采用“沙滩纹”技术（beach marking technique）对裂纹扩展曲线进行记录<sup>[14][28]</sup>。试件破坏前会一直经历两种交替的疲劳荷载。第一种疲劳荷载为普通应力幅  $\Delta\sigma=135\text{MPa}$ ， $R=0.1$ 。第二种疲劳荷载为低应力幅  $\Delta\sigma=67.5\text{MPa}$ ， $R=0.55$ 。应力幅的改变会导致裂纹尖端应力场的改变，从而改变应力强度因子，进而改变裂纹扩展速率，在试件截面上留下肉眼可见的痕迹，称之为“沙滩纹”。当试件完全断裂破坏后可直接用肉眼观测裂纹随疲劳荷载扩展的情况。根据换算，普通应力幅对应的疲劳荷载为 13.5~135kN。其最大荷载为未补强钢板屈服

荷载的 43%。试验加载制度如图 4.10，采用正弦波加载，加载频率为 10Hz。

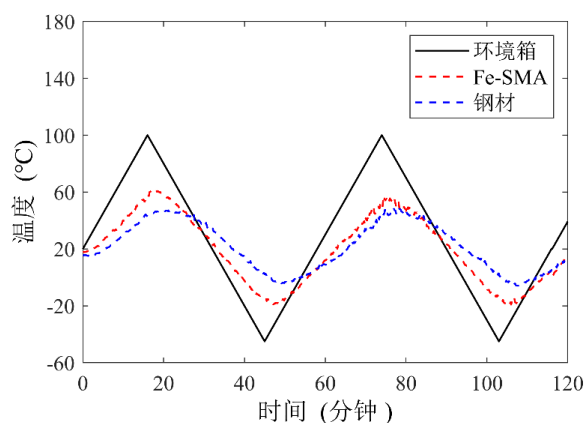


图 4.9 温度循环工况下的温度变化情况

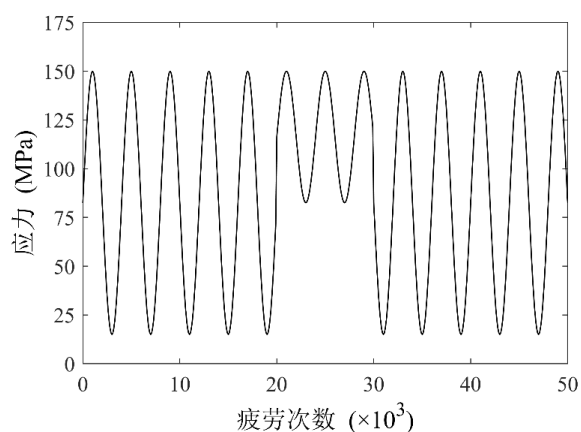


图 4.10 疲劳加载制度

## 4.4 疲劳试验结果

### 4.4.1 激发测试

利用电流加热的方式对 Fe-SMA 进行激发，整个补强体系在激发过程中的典型的温度变化曲线如图 4.11 所示。加热 160s 后，Fe-SMA 上的温度到达 352°C，此时停止加热，钢板上的最大温度为 17°C。根据文献<sup>[46]</sup>中的研究，在激发过程中的钢板的受热膨胀会造成 Fe-SMA 恢复应力的损失。而本节中的机械锚具有效地阻隔电流传递到钢板上，避免激发过程中钢板的温度快速上升。不过相较于常温，钢板表面的温度还是略有上升，这是因为 Fe-SMA 被加热，会向外后辐射热量，故而造成钢板温度的上升。

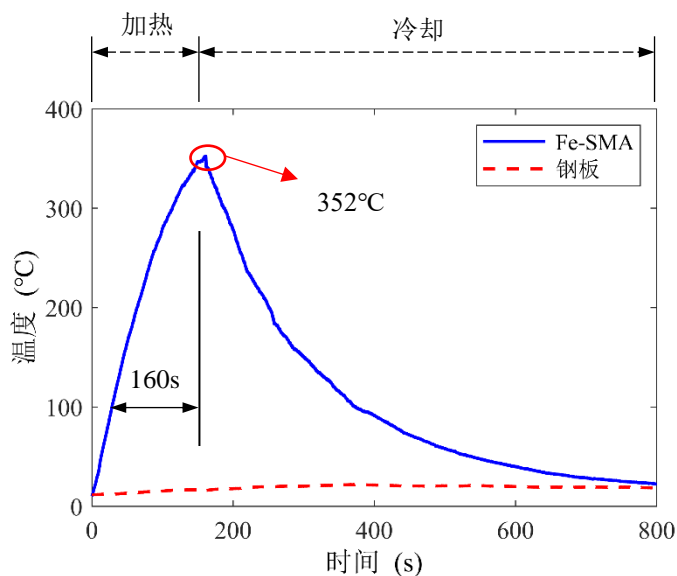


图 4.11 典型试件 (S-C) 在激发过程中的温度曲线

图 4.12 展示了激发过程中典型试件的应变变化。在加热的前期，应变 SG2 由于材料的膨胀而增加。当温度高于形状记忆效应的开始温度<sup>[33]</sup>，恢复应力开始产生，因此钢板的应变显著地下降。但是，当温度升高到一定程度，形状效应发挥完毕，此时 Fe-SMA 受热膨胀起主导作用。所以，膨胀的 Fe-SMA 会带动钢板的应变再次增加。当温度从 350°C 冷却回室温时，Fe-SMA 材料受冷收缩，导致钢板的应变再次减小。

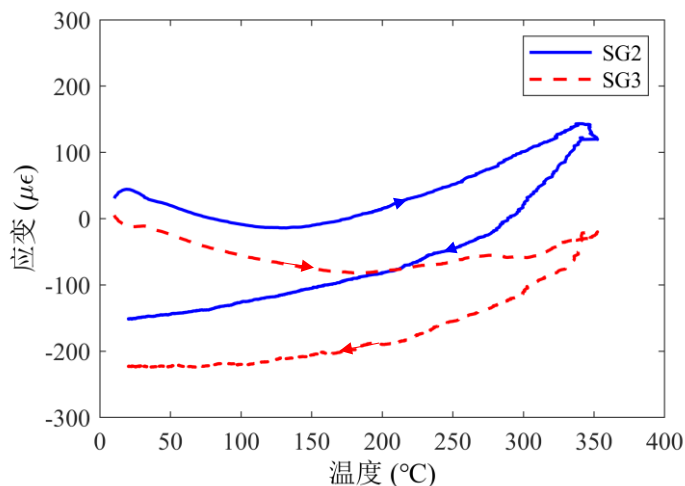


图 4.12 试件 S-C 在激发过程中的应变变化

表 4.2 汇总了钢板常温下的平均应变，根据变形协调关系可以计算出 Fe-

SMA 在该激发温度下的恢复应力。4 个试件的激发温度均控制在 352~363°C 之间，此时 Fe-SMA 产生的恢复应力为 393~425MPa。该值略低于第二章中材性试验的结果。当激发温度为 350°C 时，Fe-SMA 产生的恢复应力为 445MPa。这是因为材性试验中，Fe-SMA 被完全固定，而在补强试验中，被补强的钢板会受热膨胀，从而导致 Fe-SMA 的边界条件并不是完全固定的状态，因而造成部分恢复应力的损失。另外，钢板补强试验中是采用电流加热 Fe-SMA 来产生形状记忆效应，与第二章中采用的高温炉加热方式不同。

表 4.2 激发过后钢板的预压应力和 Fe-SMA 的恢复应力

试件	激发温度 (°C)	钢板压应变 ( $\times 10^{-6}$ )	钢板远端压应力(MPa)	Fe-SMA 恢复应力 (MPa)
S-R	363	202	42	425
S-L	352	197*	41	414
S-H	355	202	42	425
S-C	353	187	39	393

备注：钢板远端压应力指不考虑裂纹后，Fe-SMA 和钢板共同工作下，远端钢板的截面应力，对应于图 4.6 中 SG2 和 SG3 处的应力。此外，由于设备的问题，导致激发过程中试件 S-L 的应变数据丢失。而所有 Fe-SMA 都是按照同一个步骤进行激发的。其余三个试件（S-R，S-H 和 S-C）中钢板的压应变结果均在  $200 \times 10^{-6}$  左右。因此，取三个试件的平均值作为试件 S-L 激发结束后钢板的压应变。

#### 4.4.2 破坏模式

对于未补强试件，裂纹沿预裂方向快速扩展，最后贯穿钢板。在裂纹扩展的后期，钢板净截面过小，不能够再承担最大拉力，故而发生突然的断裂。无论哪种温度工况，破坏模式都是类似的。典型的破坏截面如图 4.13 (a) 所示。截面可以被分为 4 个部分，分别是人工预制裂纹、疲劳预裂纹、裂纹扩展区域（沙滩纹），和塑性区。其余试件的破坏截面见附录 A。

对于补强后的试件，不管哪种温度工况，破坏时钢板和 Fe-SMA 几乎同时发生断裂，典型试件破坏图如图 4.14，其余试件的破坏图见附录 B。Fe-SMA 的宽度 30mm，厚度 1.6mm，极限强度为 904MPa，采用双面补强，因此 Fe-SMA 所能承受的最大荷载 87kN，远低于疲劳加载的最大值 150kN。因此当钢板断裂后，Fe-SMA 立即发生破坏。在疲劳加载过程中，未发现 Fe-SMA 和钢板之间出现滑移，表明设计的锚具系统是可靠的。

补强试件的典型破坏截面如图 4.13 (b)。同样地，截面可以被分为 4 个部分。但是相较于未补强试件，补强试件的裂纹扩展区域（图 4.13 的 C 区域）更大。经补强试件的裂纹最终扩展长度为 34.2mm，大于未补强试件的 31.8mm。上述现象归因于 Fe-SMA 的补强作用。此外，图 4.13 (b) 中的沙滩纹关于钢板截面的纵轴和横轴均成对称分布，这也说明加载过程中没有出现偏心的情况，再次证明了机械锚具的可靠性。其余补强试件的破坏图见附录 B。

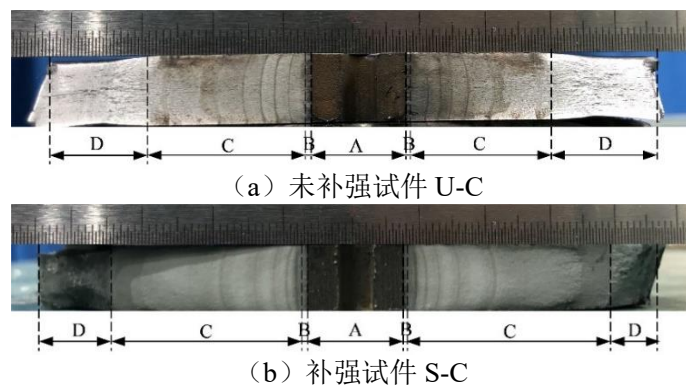


图 4.13 试件破坏图

注：A、B、C 和 D 分别代表人工预制裂纹、疲劳预制裂纹、裂纹扩展区域，和塑性区。

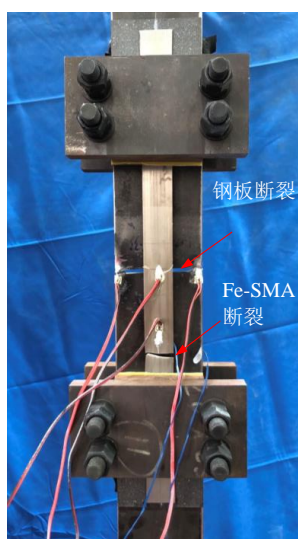


图 4.14 补强试件 (S-R) 破坏图

#### 4.4.3 加载过程中的试件表面应变

图 4.15 绘制了未补强试件在疲劳加载过程中应变幅的变化情况。可以看见，应变幅呈阶梯状分布，这与图 4.10 中采取的“沙滩纹”疲劳加载制度有关。在疲劳加载前期，所有应变片的数据都稳定在  $600\sim 700\times 10^{-6}$ 。不过随着疲劳次数的



增加，应变 SG0 和 SG1 越来越大，而应变 SG2 和 SG3 越来越小。这可能与应变片的布置位置有关。SG0 和 SG1 位于钢板裂纹扩展的边缘。随着疲劳次数的增大，裂纹长度向外扩展，裂纹尖端越来越靠近 SG0 和 SG1，导致 SG0 和 SG1 处的应力场逐渐增大。当试件马上发生破坏时，SG0 和 SG1 的应变出现了跳跃式的上升。而不同于 SG0 和 SG1 的应变，SG2 和 SG3 处的应变却逐渐减小。这是因为 SG2 和 SG3 量测的是钢板远端的应变。随着裂纹的扩展，钢板的有效截面积逐渐减小，从而导致其承担的荷载也逐渐变小，所以远端应变随疲劳次数的增加而降低。

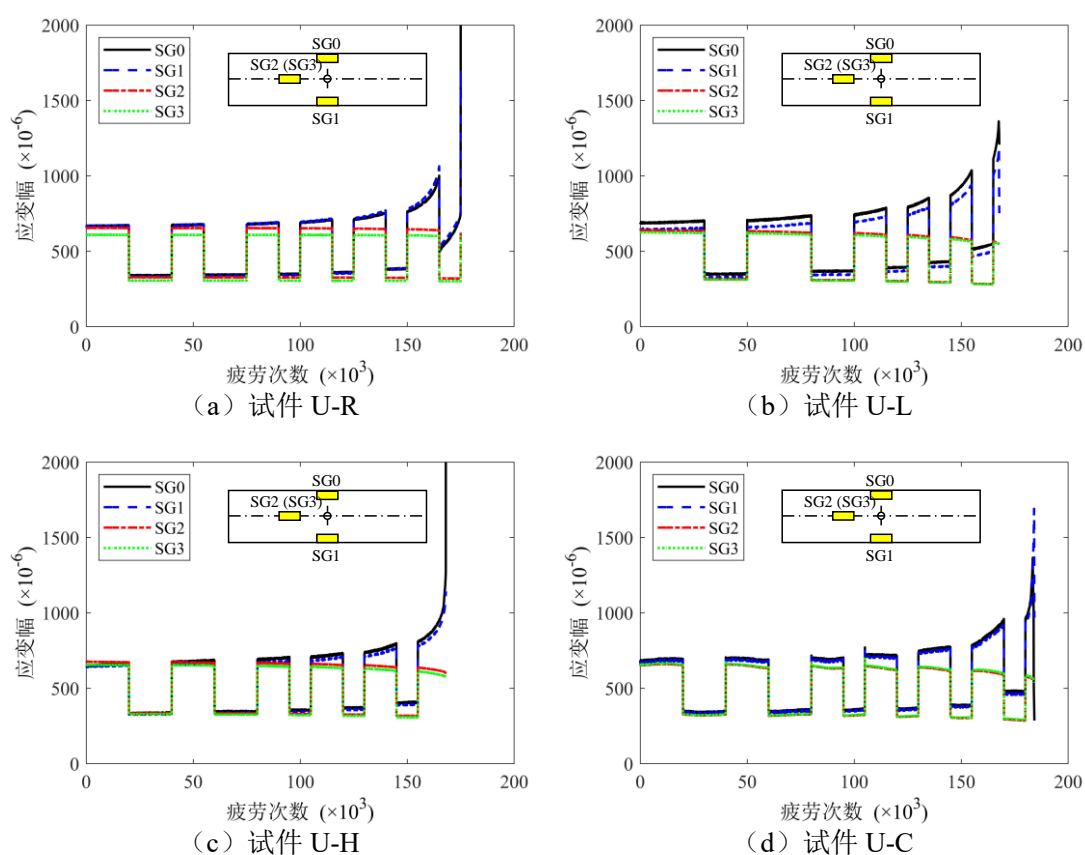


图 4.15 疲劳中试件表面的应变幅

图 4.16 比较了补强前后钢板 SG0 处的应变幅。从图 4.16 中可以看出，对于 RT 和  $-20\sim 60^{\circ}\text{C}$  的工况，补强后试件的应变始终比未补强试件的应变小  $200\sim 250\times 10^{-6}$ 。应变的降低代表了 Fe-SMA 对钢板起到了良好的补强效果。Fe-SMA 主要起两点作用：一是激发后的 Fe-SMA 对钢板产生预压应力（如表 4.2）；二是 Fe-SMA 和钢板共同作用，会分担一部分外荷载，从而导致钢板承担的荷载减小。但是对于  $60^{\circ}\text{C}$  工况，应变减小的幅度被削弱了。相较于同等条件下的

纯钢板试件，补强后试件只减小了约  $90 \times 10^{-6}$ 。这一现象是与疲劳前的升温有关。第三章的材性试验结果表明，当环境温度低于  $100^\circ\text{C}$  时，激发后的 Fe-SMA（预拉伸应变为 8%，激发温度  $350^\circ\text{C}$ ）的线性膨胀系数是钢材的两倍。所以，试件升温至  $60^\circ\text{C}$  后，Fe-SMA 产生的膨胀变形更多，但考虑到变形协调，钢板因此会受到额外的温度拉应力。对于  $-20^\circ\text{C}$  的工况，温度的降低反而在钢板产生压应力，因此 Fe-SMA 的补强效果会更加明显。相较于未补强试件 U-L，补强试件 S-L 钢板处应变下降了  $500 \times 10^{-6}$ 。

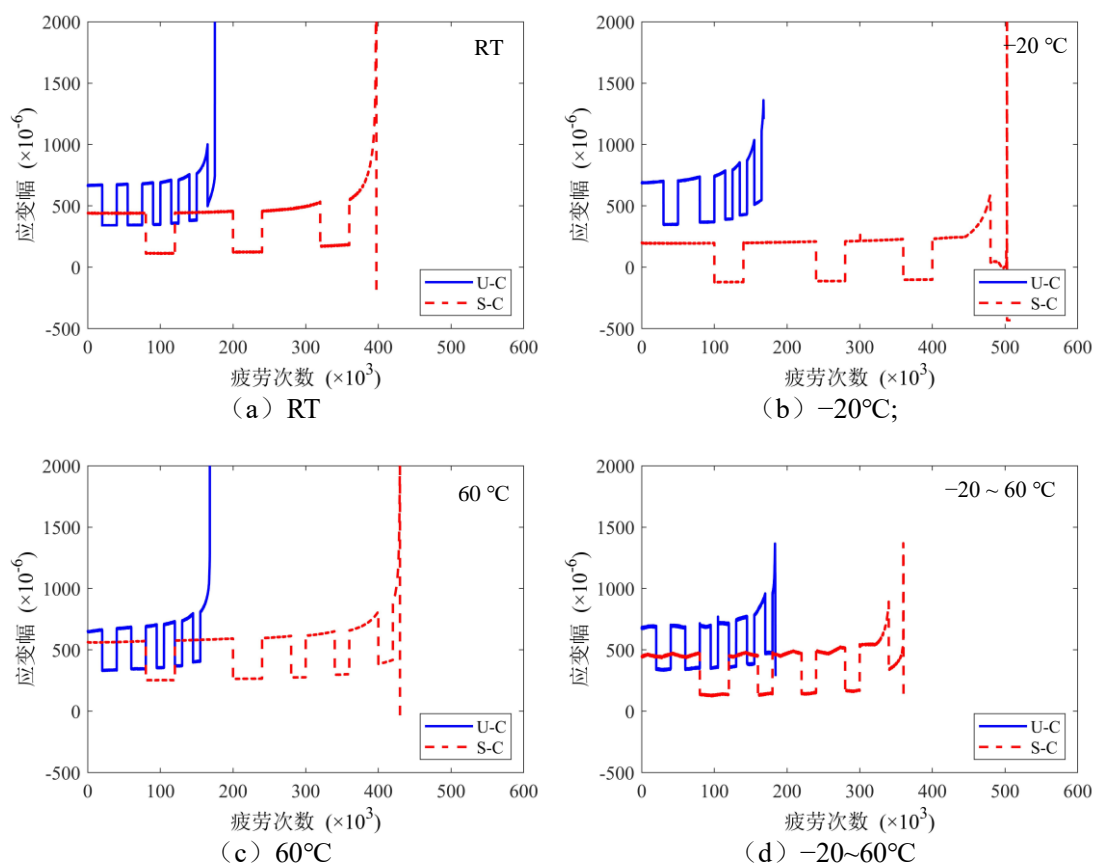


图 4.16 未补强和补强试件在 SG0 处应变

#### 4.4.4 疲劳寿命

根据附录 A 中的沙滩纹，可以非常方便地绘制出补强前后钢板的裂纹扩展曲线，如图 4.17。本试验中，高低应力幅分别为 135 和  $67.5\text{MPa}$ 。低应力幅下的疲劳寿命需要根据式 (4.6) 进行转化。

$$\frac{N_l}{N_h} = \left( \frac{\Delta\sigma_l}{\Delta\sigma_h} \right)^m \quad (4.6)$$

式中,  $N$  和  $\Delta\sigma$  分别为疲劳加载次数和应力幅。下标 l 和 h 分别代表低高应力幅。指数  $m$  是 Paris 公式<sup>[64]</sup>里的参数, 按照 BS7910<sup>[65]</sup>的建议值取 3。

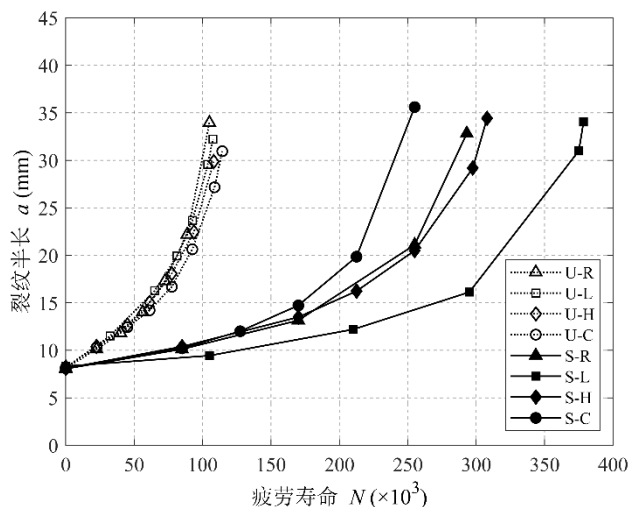


图 4.17 疲劳裂纹半长和疲劳寿命之间的关系曲线

图 4.17 中横坐标代表折算后的疲劳次数  $N$ , 纵坐标代表裂纹半长  $a$ 。不同温度工况对未补强钢板的疲劳寿命几乎没有影响, U-R, U-L, U-H 和 U-C 这四个试件的裂纹扩展曲线基本重合, 疲劳寿命的最大误差不超过 8%。BS7910 规范<sup>[65]</sup>认为试件在高温下(低于 100°C 时), Paris 公式中的材料参数  $C$ 、 $m$  以及裂纹扩展门槛值  $\Delta K_{th}$  均不会发生变化。文献<sup>[66]</sup>中也测试了 Q355 钢材在不同温度下的裂纹扩展速率, 结果表明 -20°C 下的裂纹扩展速率与常温下的情况基本一致。综上, 认为本试验中的温度范围 (-20~60°C) 不会对钢板的疲劳裂纹扩展产生影响。

对于补强后的试件, 疲劳寿命的提升率汇总于表 4.1 中。无论哪种温度工况, Fe-SMA 均能起到良好地提升疲劳寿命作用。当补强材料宽仅占截面宽度 1/3 时, 补强效率可达 2.2~3.5。但是温度的变化会影响补强试件的疲劳寿命。相较于常温的试件, 低温和高温分别使得补强后试件的疲劳寿命提升了 29% 和 5%, 而温度循环下的工况, 疲劳寿命降低 13%。补强试件的疲劳性能被认为和两个因素有关: 一是钢板和 Fe-SMA 不同的线性膨胀系数; 二是 Fe-SMA 产生的预应力。第 3 章的材性试验表明, 当温度低于 100°C 时, Fe-SMA (预拉伸应变为 8%, 激发温度为 350°C) 的线性膨胀系数是钢板的 2 倍。当温度降低时, Fe-SMA 的收缩情况比钢板更严重。由于二者协同变形, 因此钢板表面会产生额外的温度压

应力，抑制疲劳裂纹扩展。此外，根据第 3 章的材性试验可知， $-20^{\circ}\text{C}$  下 Fe-SMA 的应力退化情况和常温下的一致。所以，综合两者因素，低温下的补强试件的疲劳性能要优于常温下的试件。

对于高温  $60^{\circ}\text{C}$  的工况，Fe-SMA 膨胀产生的变形更大，导致钢板会受到额外的温度拉应力。但相较于常温的结果，高温时疲劳寿命仍提升了 5%。这是因为常温下的疲劳荷载会降低 Fe-SMA 产生的预应力，而高温可以削弱这部分降低的预应力。根据第 3 章的试验结果可知，当应变幅为 0.070% 时，常温下 Fe-SMA 产生的恢复应力会损失 20%；高温下对应的应力损失会降低为 10%。所以即使高温会使得钢板承受额外的温度拉应力，但由于损失预应力的降低，钢板的疲劳寿命仍有轻微地提升。对于温度循环作用的工况，其疲劳寿命是最低的。分析原因，可能与该工况下较低的初始预拉应力 393MPa 有关。

## 4.5 与已有试验结果的比较

### 4.5.1 常温下 Fe-SMA 与 CFRP 的补强效果比较

Yu 等<sup>[67]</sup>研究了经 CFRP 补强含损伤钢板疲劳性能。Yu 等<sup>[67]</sup>试验中试件 ND-10% 的损伤率为 10%，补强材料宽度为 50mm，可以与本节中 S-R 试件进行比较。补强材料与钢板的刚度比可以根据式 (4.7) 进行计算<sup>[68]</sup>：

$$S = \frac{E_f \cdot A_f}{E_s \cdot A_s} \quad (4.7)$$

式中， $E$  和  $A$  分别表示补强材料的弹性模量和截面面积；而下标  $f$  和  $s$  分别代表补强材料和钢板。

试件 ND-10% 和 S-R 的刚度比分别为 0.154 和 0.084。尽管试件 ND-10% 的刚度更大，但是试件 ND-10% 的补强效率仅为 2.3，低于试件 S-R 的 2.8。这表明相近条件下，Fe-SMA 的补强效果更优于 CFRP。

### 4.5.2 常温下 Fe-SMA 与 SMA-CFRP 复合材料的补强效果比较

许多学者用 SMA-CFRP 复合材料来补强含损伤钢板<sup>[28][47]</sup>。这些研究中通常将 NiTi-SMA 丝材进行张拉，然后将丝材与 CFRP 板材通过胶水粘贴在一起。在

Li 等<sup>[28]</sup>的试验中, 试件 NC-PS 试件的补强效率为 2.7, 和本试验中试件 S-R 的效率较为接近。根据式 (4.7), 可计算出试件 NC-PS 的补强材料刚度比为 0.078, 略低于本试验中的试件 S-R (0.084)。试件 NC-PS 中 NiTi-SMA 由 SMA-CFRP 复合材料对钢板产生的压应力为 34MPa, 也略低于本试验中 Fe-SMA 对钢板产生的压应力 (42MPa)。故二者综合作用, 试件 NC-PS 的补强效率略低于试件 S-R。

### 4.5.3 不同温度下 Fe-SMA 与 CFRP 补强效果的比较

Feng 等<sup>[51]</sup>研究了温度作用下经 CFRP 补强含损伤钢板的疲劳性能。对于补强后的试件, CFRP 全截面覆盖含损伤钢板, 其对应的补强刚度比为 0.128, 大于本文中的试件 S-R (0.84)。当温度从常温升高到 60°C 时, CFRP 补强效率从 3.4 降低为 2.0。Feng 等<sup>[51]</sup>认为高温作用下削弱了结构粘胶的力学性能, 从而导致胶层首先出现破坏, 进而降低 CFRP 的补强效果。但是, 本试验中, 即使是在高温, Fe-SMA 仍能发挥良好的补强效率 (2.9), 高于常温的 2.7。当环境温度降低为 -20°C 时, CFRP 的补强效率相较于常温, 又继续降低为 2.6。Feng 等<sup>[51]</sup>认为温度的降低会使钢板收缩, 而 CFRP 基本不会发生温度变形。当二者协同变形时, 钢板上产生了额外的拉应力, 加速裂纹扩展。但是, 当使用 Fe-SMA 补强时, 低温下的疲劳寿命还比常温下的疲劳寿命高 29%, 补强效率达 3.5。因此, 综合来看, 相较于 CFRP, Fe-SMA 的补强效果能在更大的温度范围内发挥作用。

## 4.6 本章小结

本章开展了经 Fe-SMA 补强钢板的疲劳试验, 重点研究了不同环境温度对 Fe-SMA 补强效率的影响。根据试验结果, 得到如下结论:

(1) 本章中设计的无粘结机械锚具, 能够有效阻隔电流在钢板上的传递, 保证激发时只有 Fe-SMA 被加热而钢板不被加热, 同时能够保证 Fe-SMA 与钢板之间的有效连接, 实现二者的协调变形。

(2) 对于未补强的纯钢板试件, 当环境温度在 -20~60°C 内变化时, 不会影响试件的疲劳性能。但对于补强后的试件, 相较于常温的工况, 低温和高温

下的疲劳寿命分别提升 29%和 5%。而温度循环下的疲劳寿命下降 13%。

(3) Fe-SMA 的补强效率受环境温度和疲劳作用下的应力损失影响。不过,无论哪种工况, Fe-SMA 均能起到良好的补强效果。经补强后的疲劳寿命,相较于未补强的结果会提升 223%~352%。

## 第 5 章 Fe-SMA 补强含损伤钢板疲劳性能的数值模拟与理论分析

在上一章节中，通过试验研究证明了 Fe-SMA 是一种优异的补强材料。利用形状记忆效应产生的预应力能够在不同温度下发挥作用，即抑制钢板的疲劳裂纹扩展，从而提高补强体系的疲劳寿命。为了能够将此种补强方法应用于工程实践当中，必须对现有的补强体系进行深入研究，提出适合于工程设计的疲劳寿命预测模型。

本章首先介绍基于线弹性断裂力学 (linear elastic fracture mechanics, LEFM) 的疲劳裂纹扩展理论。然后利用商业有限元软件 ABAQUS 对 Fe-SMA 补强含损伤钢板的疲劳性能进行数值模拟，并将计算结果与试验结果进行对比，验证数值模型的可靠性。接着考虑 Fe-SMA 的应力损失和环境温度作用，推导了 Fe-SMA 补强含损伤钢板疲劳寿命的简化理论公式，在此基础上对初始损伤程度，预应力水平和补强宽度等参量进行参数分析。

### 5.1 断裂力学理论

线弹性断裂力学是用于计算裂纹扩展的经典理论方法，其本质是基于 Paris 公式<sup>[64]</sup>来衡量裂纹长度和疲劳寿命关系。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{\text{eff}}^m - \Delta K_{\text{th}}^m) \quad (5.1)$$

式中， $a$  是疲劳裂纹半长， $N$  是疲劳寿命， $C$  和  $m$  是与材料相关的经验系数， $\Delta K_{\text{th}}$  是应力强度因子赋值的门槛值 (低于此值，疲劳裂纹不会扩展)。本节采用 JSSC<sup>[69]</sup>的建议值： $C=1.12 \times 10^{-12}$ ， $m=2.75$ ， $\Delta K_{\text{th}}=91.7 \text{MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$ 。根据 BS7910<sup>[65]</sup>和文献<sup>[66]</sup>中的建议，认为当环境温度为  $-20 \sim 60^\circ\text{C}$  时， $C$ ， $m$  和  $\Delta K_{\text{th}}$  均不会发生变化。 $\Delta K_{\text{eff}}$  是考虑裂纹闭合效应后的有效应力强度因子幅。

裂纹的闭合效应对裂纹扩展和预估疲劳寿命有着重要的影响。许多研究<sup>[22][70]</sup>表明可以用参数  $U$  来计算有效应力强度因子幅值  $\Delta K_{\text{eff}}$ ，如式 (5.2) 所示。

$$\Delta K_{\text{eff}} = U \Delta K \quad (5.2)$$

$$\Delta K = \begin{cases} K_{\max} - K_{\min} & K_{\min} \geq 0 \\ K_{\max} & K_{\min} < 0 \end{cases} \quad (5.3)$$

式中,  $K_{\max}$  和  $K_{\min}$  分别代表最大和最小应力强度因子。  $U$  是与材料属性和应力比  $R$  有关的参数, 根据 Hosseini 等<sup>[22]</sup>的建议, 本节中的  $U$  取 0.9。

根据断裂力学的公式, 中心圆孔裂纹扩展时, 应力强度因子的计算如式 (5.4) 所示。

$$K = F \sigma_s \sqrt{\pi a} \quad (5.4)$$

$$F = F_b F_w F_g F_e \quad (5.5)$$

式中,  $F$  是对无限平板上 (理想情况) 中心裂纹扩展公式进行修正的系数; 在式 (5.5) 中, 用  $F_b$ ,  $F_w$ ,  $F_g$  和  $F_e$  来分别考虑自由表面, 有限厚度或宽度, 不一致开口应力以及椭圆裂纹尖端对应力强度因子的影响。对于本实验的情况,  $F_b$ ,  $F_e$  和  $F_g$  均取 1.0; 而  $F_w$  则按式 (5.6) 进行计算。

$$F_w = \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{b_s}\right)} \quad (5.6)$$

钢板的预估疲劳寿命  $N_p$  可通过对式 (5.7) 积分得到

$$N_p = \int_{a_0}^{a_f} \frac{1}{C(\Delta K_{\text{eff}}^m - \Delta K_{\text{th}}^m)} da \quad (5.7)$$

式中,  $a_0$  为裂纹的初始长度的一半,  $a_f$  是钢板破坏时裂纹最终长度的一半。

## 5.2 数值模拟分析

### 5.2.1 模型建立

本节对上一章试验中 4 个未补强以及 4 个 Fe-SMA 双面补强的含中心裂纹的钢板试件进行模拟, 如表 5.1, 试件的具体尺寸参考第 4.2 节所述, 根据试验值设置恢复应力。实际加载过程中, 钢板端部存在机械锚具固定 Fe-SMA, 但考虑到本模型是为了计算裂纹尖端的应力强度因子 (Stress intensity factor, SIF), 而不是研究连接是否可靠, 故本模型没有模拟对应的机械锚具。

图 5.1 展示了一个典型的经 Fe-SMA 补强试件的有限元模型。高周疲劳过程



中材料基本处于线弹性范围，因此钢材和 Fe-SMA 都设定为各向同性的线弹性材料，泊松比为 0.3。钢板和 Fe-SMA 均采用 C3D8R 的六面体单元，而裂纹尖端采用 C3D6 的楔形单元，同时在裂纹尖端会划分相应弧形网格，如图 5.1 所示。根据大量含中心裂纹钢板的试验结果<sup>[14][31][67]</sup>，拉伸荷载作用下裂纹基本沿垂直于荷载的方向扩展。因此，在数值模型中，人为定义中心裂纹沿着垂直于拉伸荷载的方向扩展。裂纹处的单元尺寸大概是其他单元尺寸的 1/8。考虑到试验过程中的机械锚具的作用，模拟时在 Fe-SMA 端部设置夹持区域（图 5.1 中黄色部分），Fe-SMA 和钢板之间设置系数为 0.45 的摩擦接触<sup>[30][31]</sup>。而其余部分设置为无摩擦的硬接触。

表 5.1 数值模型编号及主要参数

试件	是否补强	环境温度 (°C)	Fe-SMA 预应力 (MPa)
U-R	否	RT	无
U-L	否	-20	无
U-H	否	60	无
U-C	否	-20~60	无
S-R	是	RT	425
S-L	是	-20	414
S-H	是	60	425
S-C	是	-20~60	393

试验的过程共分为 4 个分析步。第一个分析步：垂直于夹持区域施加 60MPa 的压应力来模拟机械锚具的效果。第二个分析步：利用降温法对 Fe-SMA 施加预应力。对 Fe-SMA 施加初始温度场，根据式 (5.8) 和 (5.9) 计算出初始温度场的具体数值  $T$ ，然后再将温度降回室温 20°C。

$$\Delta T = \left( \frac{1}{E_{\text{SMA}}} + \frac{A_{\text{SMA}} / A_s}{E_s} \right) \cdot \frac{\sigma_r}{\alpha_{\text{SMA}} - \alpha_s} \quad (5.8)$$

$$T_i = \Delta T + 20 \quad (5.9)$$

式中， $E$ 、 $A$  和  $\alpha$  分别代表弹性模量、截面积和线性膨胀系数；下标 s 和 SMA 分别表示钢板和 Fe-SMA； $\sigma_r$  为 Fe-SMA 的恢复应力。根据第三章试验结果可知，Fe-SMA（预拉伸应变 8%，激发温度 350°C）和钢板在 100°C 以内的线性膨胀系数分别为  $6 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$  和  $3 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ 。

第三个分析步：对 Fe-SMA 和钢板设置温度场，将其升高到或降低到指定温度，以模拟环境温度变化的作用。第四个分析步：对钢板两端部沿着拉伸方

向施加疲劳应力。最大和最小应力分别为 150MPa 和 15MPa。

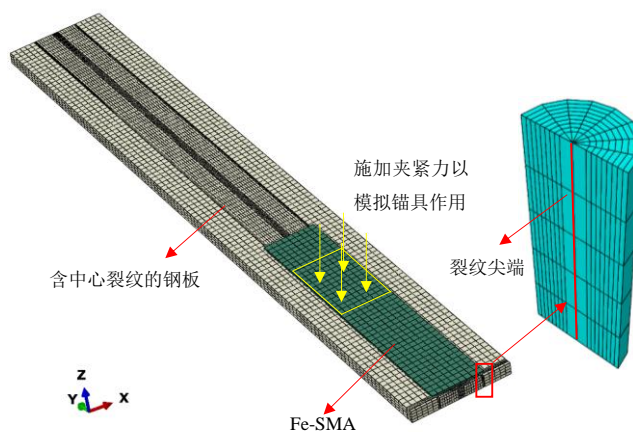


图 5.1 经 Fe-SMA 补强的有限元模型

### 5.2.2 模拟结果验证

首先，对于常温下的纯钢板试件，将应力强度因子（SIF）的数值计算结果和理论计算手册的结果进行对比，如图 5.2。结果显示，二者的变化趋势保持一致，最大误差不超过 4%，这表明数值结果的可靠性。接着，选用式（5.1）计算裂纹扩展速率，并用式（5.7）对裂纹长度积分得到各试件的疲劳寿命。公式中裂纹的初始半长为 8mm。根据试验结果，未补强试件和补强试件的裂纹半长分别取 32mm 和 34mm。数值计算的疲劳寿命和试验结果的对比如图 5.3 所示，最大误差不超过 20%，考虑到疲劳试验的离散性，认为模拟结果合理。

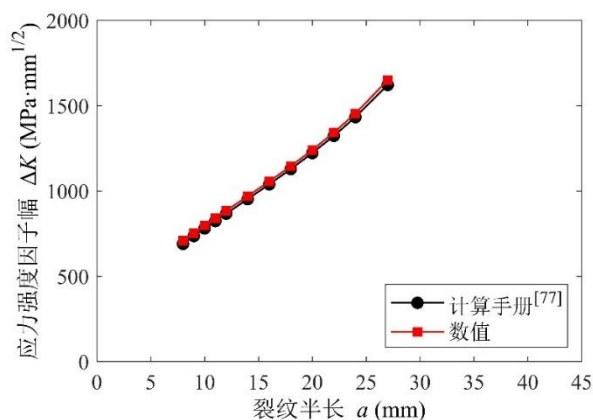


图 5.2 未补强试件数值计算结果与理论解的比较

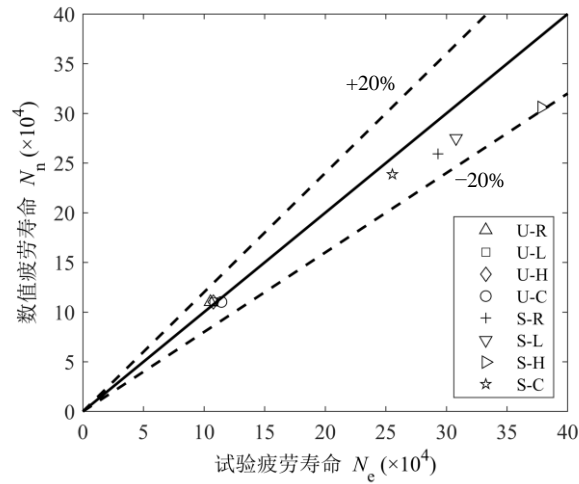


图 5.3 试验与数值疲劳寿命的比较

## 5.3 简化理论解析

### 5.3.1 截面应力分析

Fe-SMA 对于含损伤钢板一共起两个作用：一是通过温度激发产生对钢板产生预压应力；二是起分担作用，减小钢板承受的外部荷载。图 5.4 分析了激发过程中补强钢板的截面应力。假定机械锚具没有产生滑移，Fe-SMA 与钢板协同变形，且二者均处于线弹性状态，根据图 5.4 的应力分析可推得式 (5.10) 和 (5.11)。

$$\sigma_r A_{\text{SMA}} = \sigma_s A_s + \sigma_{\text{SMA}} A_{\text{SMA}} \quad (5.10)$$

$$\sigma_s / E_s = \sigma_{\text{SMA}} / E_{\text{SMA}} \quad (5.11)$$

式中， $E$ 、 $A$  和  $\sigma$  分别指代弹性模量、截面面积和应力。下标  $s$  和  $\text{SMA}$  分别代表含损伤钢板和 Fe-SMA。 $\sigma_r$  是 Fe-SMA 激发后产生的恢复应力。

由式 (5.10) 和 (5.11) 可得 Fe-SMA 和钢板产生的协同变形为

$$\sigma_s / E_s = \frac{\sigma_r A_{\text{SMA}}}{E_s A_s + E_{\text{SMA}} A_{\text{SMA}}} \quad (5.12)$$

进而推得 Fe-SMA 表面损失后的预拉应力  $\sigma_{r1}$  和钢板表面的预压应力  $\sigma_c$ ：

$$\sigma_{r1} = \sigma_r - \sigma_{\text{SMA}} = \sigma_r \cdot \frac{E_s A_s}{E_s A_s + E_{\text{SMA}} A_{\text{SMA}}} \quad (5.13)$$

$$\sigma_c = \sigma_r \cdot \frac{E_s A_{SMA}}{E_s A_s + E_{SMA} A_{SMA}} \quad (5.14)$$

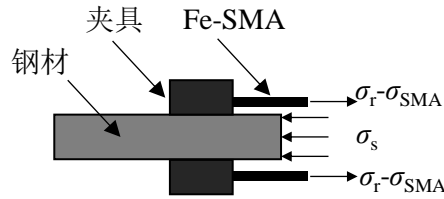


图 5.4 激发过程中补强钢板的应力分析

当补强体系在不同温度下工作时，Fe-SMA 和钢材会因为不同的线性膨胀系数而产生相应的温度应力，从而造成预应力的变化。根据截面应力和应变关系（图 5.5）可得式（5.15）和（5.16）：

$$\sigma_{rT} A_{SMA} = \sigma_{cT} A_s \quad (5.15)$$

$$\alpha_{SMA} \Delta T - \sigma_{rT} / E_{SMA} = \alpha_s \Delta T + \sigma_{cT} / E_s \quad (5.16)$$

由式（5.15）和（5.16）推得 Fe-SMA（ $\sigma_{rT}$ ）和钢材表面的温度应力（ $\sigma_{cT}$ ）：

$$\sigma_{rT} = \frac{(\alpha_{SMA} - \alpha_s) \Delta T \cdot E_{SMA} A_s}{A_s + E_{SMA} / E_s A_{SMA}} \quad (5.17)$$

$$\sigma_{cT} = \frac{(\alpha_{SMA} - \alpha_s) \Delta T \cdot E_{SMA} A_{SMA}}{A_s + E_{SMA} / E_s A_{SMA}} \quad (5.18)$$

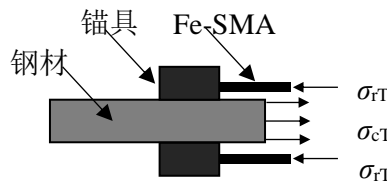


图 5.5 环境温度变化时补强钢板的应力分析

当外力作用时，Fe-SMA 和钢板会协同变形，共同承担这部分外力，相应的应力分析如图 5.6，可由式（5.19）和（5.20）表示：

$$\sigma_0 b_s t_s = \sigma_s A_s + \sigma_{SMA} A_{SMA} \quad (5.19)$$

$$\sigma_s / E_s = \sigma_{SMA} / E_{SMA} \quad (5.20)$$

式中， $\sigma_0$  为钢板远端承受拉应力。

由式 (5.19) 和 (5.20) 可得外力作用下 Fe-SMA 和钢板产生的应变为

$$\sigma_s / E_s = \frac{\sigma_0 b_s t_s}{E_s A_s + E_{SMA} A_{SMA}} \quad (5.21)$$

进而推得外力作用下 Fe-SMA ( $\sigma_{SMA}$ ) 和钢板表面的应力 ( $\sigma_s$ ):

$$\sigma_{SMA} = \frac{E_{SMA} \sigma_0 b_s t_s}{E_s A_s + E_{SMA} A_{SMA}} \quad (5.22)$$

$$\sigma_s = \frac{E_s \sigma_0 b_s t_s}{E_s A_s + E_{SMA} A_{SMA}} \quad (5.23)$$

考虑预应力和温度应力的作用下, Fe-SMA 和钢板表面的真正应力为

$$\sigma_{SMA} = \frac{E_{SMA} / E_s \sigma_0 b_s t_s - (\alpha_{SMA} - \alpha_s) \Delta T \cdot E_{SMA} A_s + \sigma_{r0} A_s}{A_s + E_{SMA} / E_s A_{SMA}} \quad (5.24)$$

$$\sigma_s = \frac{\sigma_0 b_s t_s + (\alpha_{SMA} - \alpha_s) \Delta T \cdot E_{SMA} A_{SMA} - \sigma_{r0} A_{SMA}}{A_s + E_{SMA} / E_s A_{SMA}} \quad (5.25)$$

考虑初始裂纹长度对钢板应力的影响, 由式 (5.25) 推导得

$$\sigma_s = \frac{\sigma_0 b_s t_s + [(\alpha_{SMA} - \alpha_s) \Delta T \cdot E_{SMA} - \sigma_{r0}] \cdot 2b_{SMA} t_{SMA}}{(b_s - 2a)t_s + E_{SMA} / E_s \cdot 2b_{SMA} t_{SMA}} \quad (5.26)$$

钢板的疲劳分析应采用平均截面应力  $\sigma_{sa}$ , 将式 (5.26) 的结果代入式 (5.27)

可得平均截面应力  $\sigma_{sa}$ , 如式 (5.28) 所示。

$$\sigma_s (b_s - 2a)t_s + 2\sigma_{SMA} b_{SMA} t_{SMA} = \sigma_{sa} b_s t_s + 2\sigma_{SMA_e} b_{SMA} t_{SMA} \quad (5.27)$$

$$\sigma_{sa} = \frac{\sigma_0 b_s t_s + [(\alpha_{SMA} - \alpha_s) \Delta T \cdot E_{SMA} - \sigma_{r0}] \cdot 2b_{SMA} t_{SMA}}{b_s t_s + E_{SMA} / E_s \cdot 2b_{SMA} t_{SMA}} \quad (5.28)$$

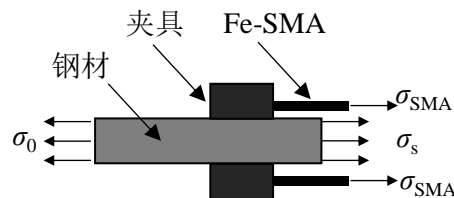


图 5.6 外力作用时补强钢板的应力分析

随着裂纹扩展, 钢板有效面积减小, 钢板和 SMA 所受应力均逐渐增大。当钢板全截面进入塑性或者 SMA 达到抗拉强度时, 认为构件发生疲劳破坏。此时

钢板应力  $\sigma_{s\_f}$  和 SMA 的应力  $\sigma_{SMA\_f}$  分别为:

$$\sigma_{s\_f} = \sigma_{\max} \frac{E_s b_s t_s}{E_s (b_s - 2a) t_s + 2E_{SMA} b_{SMA} t_{SMA}} \geq f_{y\_s} \quad (5.29)$$

$$\sigma_{SMA\_f} = \sigma_{\max} \frac{E_{SMA} b_s t_s}{E_s (b_s - 2a) t_s + 2E_{SMA} b_{SMA} t_{SMA}} \geq f_{y\_SMA} \quad (5.30)$$

式中,  $\sigma_{\max}$  为加载时的最大疲劳应力,  $f_{y\_s}$  为钢板屈服强度,  $f_{y\_SMA}$  为 SMA 的极限强度。

根据式 (5.29) 和 (5.30) 得到疲劳破坏时钢板的最终裂纹长度  $a_f$ , 即

$$a_f = \min\left(\frac{b_s}{2} - \frac{\sigma_{\max} E_s b_s t_s / f_{y\_s} - 2E_{SMA} b_{SMA} t_{SMA}}{2E_s t_s}, \frac{b_s}{2} - \frac{\sigma_{\max} E_{SMA} b_s t_s / f_{y\_s} - 2E_{SMA} b_{SMA} t_{SMA}}{2E_s t_s}\right) \quad (5.31)$$

### 5.3.2 疲劳寿命计算

第三章的试验结果表明, 疲劳荷载和温度变化会极大程度影响 Fe-SMA 产生的恢复应力。因此, 疲劳寿命不通过式 (5.7) 积分求得。而是按照图 5.7 所示的流程图进行迭代计算。计算过程中假定每 10s 内裂纹的扩展速率、环境温度和 Fe-SMA 的预应力是保持恒定的。因为加载频率是 10Hz, 所以每 10s 疲劳周次增加 100 次, 即每次迭代步长为 100。恢复应力  $\sigma_r$  是关于疲劳次数和环境温度的函数, 可以根据材性试验中所得到的 Fe-SMA 恢复应力变化数据进行线性插值。当裂纹长度超过最终裂纹长度  $a_f$  (式 5.31) 时, 则认为试件发生破坏, 计算终止。

### 5.3.3 理论模型验证

图 5.8 展示了所有试件疲劳寿命试验-数值-理论结果的对比, 详细的数据见表 5.2。图 5.8 中的六棱锥代表误差  $\pm 20\%$ , 所有对比结果均在该误差范围内, 说明理论计算结果, 有限元分析结果都是可靠的。

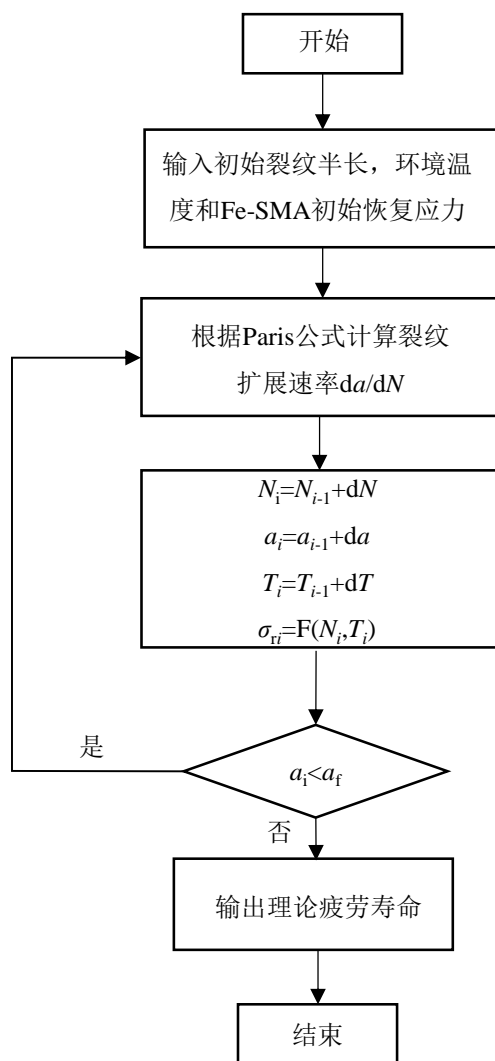


图 5.7 疲劳寿命解析计算的流程图

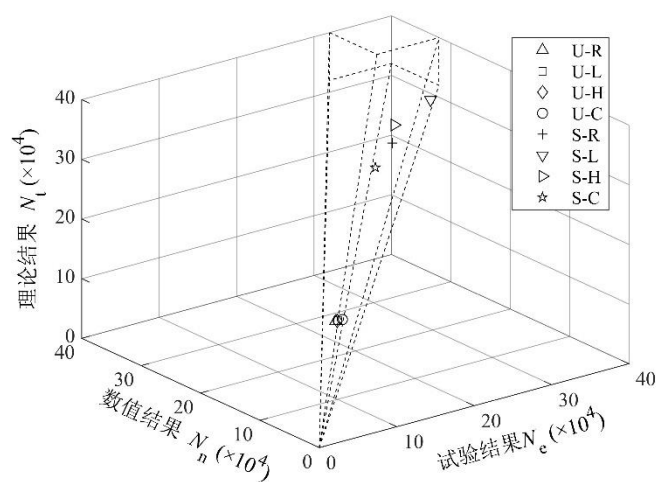


图 5.8 疲劳寿命试验-数值-理论结果对比

表 5.2 疲劳寿命试验-数值-理论结果 ( $\times 10^4$ )

试件	试验结果	数值结果	理论结果
U-R	10.5	11.0	12.4
U-L	10.8	11.0	12.4
U-H	10.8	11.0	12.4
U-C	11.4	11.0	12.4
S-R	29.3	25.9	28.9
S-L	37.8	30.6	31.0
S-H	30.8	27.5	30.7
S-C	25.5	23.9	27.1

## 5.4 参数分析

基于现有的理论分析模型，以试件 S-R 的参数为基准，进一步研究初始损伤程度、Fe-SMA 补强宽度和 Fe-SMA 恢复应力对钢板疲劳性能的影响。试件所承受的疲劳荷载为  $\Delta\sigma=135\text{MPa}$ ， $R=0.1$ 。

### 5.4.1 钢板初始损伤程度的影响

为表征初始损伤程度对结构疲劳性能的影响，定义初始损伤程度  $\beta$  为

$$\beta = (2a_i - d) / b_s \quad (5.32)$$

式中， $a_i$  为初始裂纹半长， $d$  为中心圆孔直径。

参数分析中选取 5 种初始损伤程度，分别为 2%、10%、20%、30% 和 40%。同时根据 ASTM E467<sup>[63]</sup> 规范中的建议，疲劳前应对试件进行预疲劳处理，使得裂纹向前扩展 1mm 以剔除人工预制裂纹的尖端效应影响。故每种损伤程度对应的  $a_i$  分别为 4.4、8、12.5、17 和 21.5mm。Fe-SMA 的补强宽度和恢复应力分别为 30mm 和 425MPa。该条件下，不同损伤程度对应的钢板预压应力和疲劳寿命如表 5.3 所示。其中 U 代表未补强试件，S 代表补强试件；第二个符号代表损伤程度。

从表 5.3 可以看出，对于不同的损伤程度，Fe-SMA 均能够发挥出优异的补强性能，将疲劳寿命提升至原来的 2.2~3.6 倍，而且钢板预压应力也随着损伤程度的增大而逐渐增加。但是增大的钢板预压应力并没有降低疲劳加载时钢板实际承担的有效应力强度因子幅  $\Delta K_{\text{eff}}$ 。相反，有效应力强度因子幅随损伤程度的增大而逐渐增大，如图 5.9 所示。当应力强度因子小于 0 时，试件处于受压状



态，裂纹不会扩展。根据式 (5.3)，此时的应力强度因子幅为  $K_{\max}$ 。图 5.9 中当损伤程度从 2% 增加为 40% 时，相应的应力强度因子幅从  $\Delta K_1=389\text{MPa}\cdot\text{mm}^{1/2}$  增长到  $\Delta K_5=941\text{MPa}\cdot\text{mm}^{1/2}$ 。表明裂纹扩展速度随损伤程度逐渐增大，因此，有必要在损伤出现的早期对钢板进行补强加固。

表 5.3 不同损伤程度下的计算结果

试件	$\sigma_c$ (MPa)	$N$ (万次)	补强效率 $\eta$
U-2	—	22.7	—
U-10	—	12.4	—
U-20	—	6.5	—
U-30	—	3.3	—
U-40	—	1.4	—
S-2	46	50.3	2.2
S-10	50	28.9	2.3
S-20	56	16.6	2.6
S-30	64	9.4	2.9
S-40	75	4.9	3.6

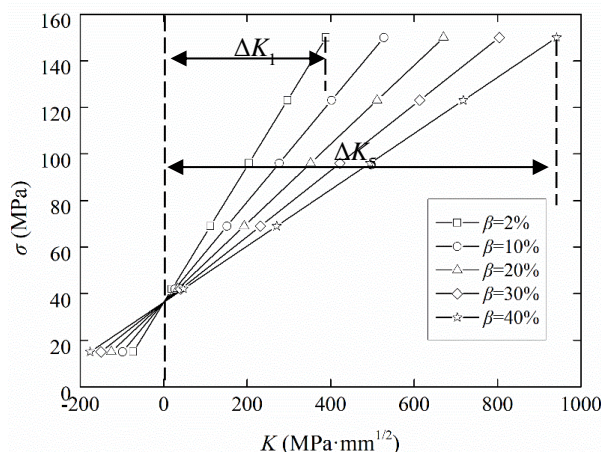


图 5.9 不同损伤程度下的应力强度因子

为了准确评估不同损伤程度下 Fe-SMA 的补强效果，需比较补强前后钢板的总疲劳寿命。通常裂纹必须经历一定的疲劳次数  $N_i$  后才能达到不同的初始损伤程度。以初始损伤程度 2% 为基准，损伤程度从 2% 扩展到 10%、20%、30% 和 40% 时分别需要加载 10.2 万次、16.2 万次、19.4 万次和 21.3 万次。因此考虑裂纹前期扩展后，损伤程度为 2%、10%、20%、30% 和 40% 的补强钢板的总疲劳寿命分别为 50.3 万次、39.1 万次、32.8 万次、28.8 万次和 26.2 万次。以损伤程度为 2% 钢板的总疲劳寿命为基准，对其余试件的疲劳寿命做正则化处理，结果汇总于图 5.10。可见，随着损伤程度的增大，总疲劳寿命逐渐降低，补强效果变差。实际上，总疲劳寿命中有很大部分是由未补强前的裂纹扩展所产生。

当损伤程度分别为 10%、20%、30%和 40%时，裂纹扩展所需的疲劳次数占总寿命的 26%、49%、67%和 81%。因此，需要尽早对损伤构件进行补强。

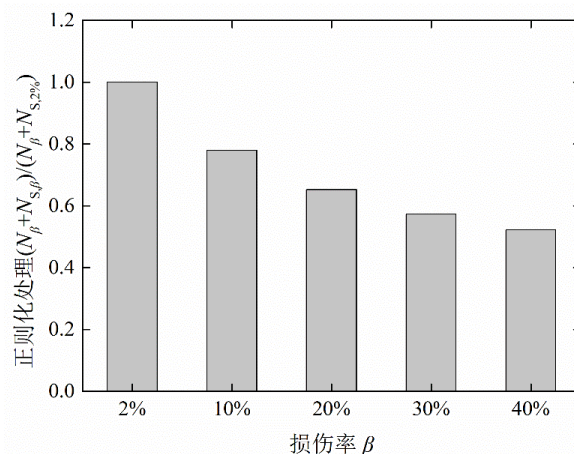


图 5.10 正则化处理后的总疲劳寿命

#### 5.4.2 Fe-SMA 恢复应力的影响

恢复应力  $\sigma_r$  与 SMA 的材料组分、预拉伸应变和激发温度等参数有关。根据 Leinenbach 等<sup>[71]</sup>的研究，最大恢复应力可以达到 580MPa。分析中选取 6 种恢复应力进行分析，分别是 0、100、200、300、400MPa 和 500MPa。Fe-SMA 补强宽度和初始损伤程度分别为 30mm 和 10%。

表 5.4 为不同恢复应力下的计算结果，其中，U 表示未补强试件，R 代表产生恢复应力的试件，后续数字代表恢复应力的大小。可见，钢板预压应力随着恢复应力的增大而逐渐增大。当恢复应力  $\sigma_r > 200\text{MPa}$  时，补强效率才会随恢复应力逐渐增大，且增幅也愈加明显。实际上，当恢复应力较小时，SMA 产生的钢板预压应力不会对裂纹的疲劳扩展产生影响。

表 5.4 不同预应力下的计算结果

试件	$\sigma_c$ (MPa)	$N$ (万次)	补强效率 $\eta$
U	—	12.4	—
R-0	0	18.0	1.4
R-100	12	18.0	1.4
R-200	23	18.8	1.5
R-300	35	22.5	1.8
R-400	47	27.4	2.2
R-500	59	33.9	2.7

图 5.11 为不同恢复应力下初始状态的应力强度因子。随恢复应力的增大，应力强度因子逐渐下降。当最小应力强度因子  $K_{\min} \leq 0$  时，有效应力强度因子的

幅值  $\Delta K_{\text{eff}}$  才会改变。在图 5.11 中，当恢复应力为 0MPa 和 100MPa 时， $\Delta K_{\text{eff}}$  保持不变，即  $\Delta K_1 = \Delta K_2 = 626 \text{MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$ 。当恢复应力为 200、300、400MPa 和 500MPa 时，应力强度因子幅值逐渐降低，分别为 617、577、537、498  $\text{MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$ 。可根据式 (5.33) 计算出最小恢复应力  $\sigma_{\text{min}}$ 。

$$\sigma_{\text{min}} b_s t_s - \sigma_{\text{min}} \cdot 2b_{\text{SMA}} t_{\text{SMA}} < 0 \quad (5.33)$$

式中， $\sigma_{\text{min}}$  是钢板远端最小拉应力。根据本文中的工况，该最小值为 157MPa。只有大于此值时，施加的恢复应力才能发挥降低  $\Delta K_{\text{eff}}$ ，延缓裂纹扩展的作用。

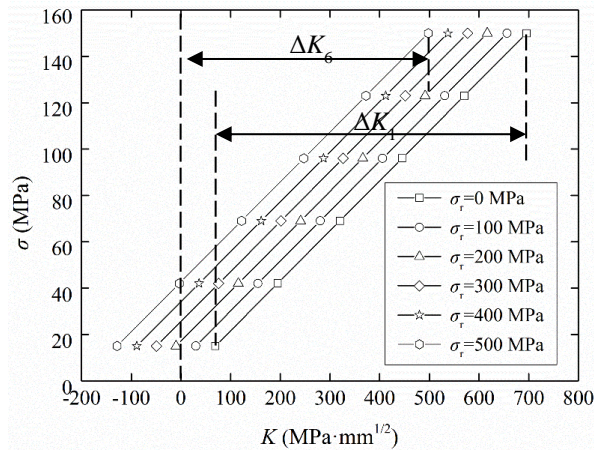


图 5.11 不同恢复应力下的应力强度因子

### 5.4.3 Fe-SMA 补强宽度的影响

本试验中采取的补强宽度仅仅为钢板宽度的 1/3，而实际工程为提高修复效率，往往会采取全宽度补强。因此在参数分析中，选取 3 种不同的补强宽度，分别为 30mm、60mm 和 90mm 进行分析。这三种补强宽度也对应着钢板宽的 33%、67%和 100%。将 Fe-SMA 补强面积与钢板面积的比值定义为加固率。据此，三种补强方案的加固率分别为 11%、21%和 32%。Fe-SMA 的恢复应力取 500MPa，钢板的初始损伤程度定义为 10%。

表 5.5 汇总了不同补强宽度下的计算结果。其中，U 为未补强试件，B 代表补强宽度，后续数字为补强宽度的大小。当 Fe-SMA 补强宽度变为原来的 2 倍时，疲劳寿命却提升了 5.6 倍。可见，疲劳寿命受 Fe-SMA 补强宽度的影响极大。当钢板被 Fe-SMA 完全覆盖时，补强试件在现有疲劳荷载作用下不会发生扩展。

图 5.12 绘制了试件 B-90 在疲劳荷载下的应力强度因子 (SIF)。当恢复应力

为 500MPa，未发生疲劳损失时，所有 SIF 均小于 0，故裂纹不会扩展。根据第 3 章的材性试验，Fe-SMA 的恢复应力会随着疲劳荷载次数的增加而逐渐降低。当疲劳次数为 200 万次后，疲劳应力会损失 20%。损失后，试件 B-90 的 SIF 会向上平移，如图 5.12 中的蓝线所示。但其有效应力强度因子幅 ( $\Delta K_{\text{eff}}$ ) 为  $83\text{MPa}\cdot\text{mm}^{1/2}$ ，仍小于 JSSC 规范建议的应力强度因子幅的门槛值 ( $\Delta K_{\text{th}}$ )  $92\text{MPa}\cdot\text{mm}^{1/2}$ 。上述结果表明，提高 Fe-SMA 补强宽度能极大地提高钢板的疲劳寿命。

表 5.5 不同补强宽度下的计算结果

试件	$\sigma_c$ (MPa)	$N$ (万次)	补强效率 $\eta$
U	—	12.4	—
B-30	59	34.5	2.8
B-60	108	192.4	15.5
B-90	149	裂纹不会扩展，具有无限寿命	

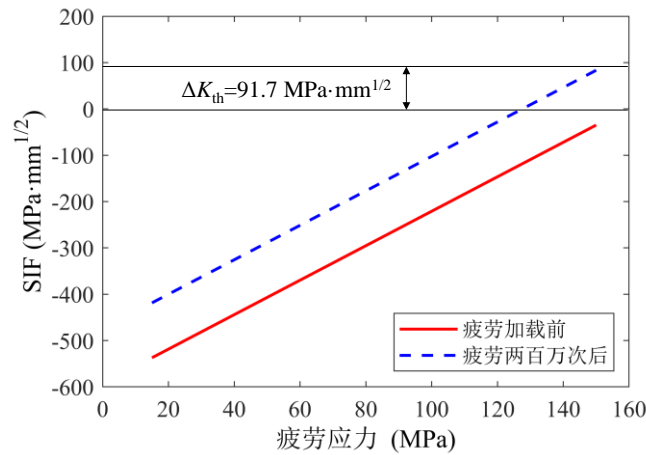


图 5.12 不同补强宽度下应力强度因子幅与裂纹半长的关系

## 5.5 本章小结

本章对经 Fe-SMA 补强钢板进行了有限元模拟，并在已有研究的基础上推导了利用 Fe-SMA 补强钢板疲劳寿命的理论公式。分析过程中考虑了温度和应力损失对 Fe-SMA 补强效果的影响。最后将理论模型、数值结果与试验结果进行了对比。此外，本章还对初始损伤程度、Fe-SMA 恢复应力和补强宽度进行了参数分析。得到如下结论：

- (1) 推导的 Fe-SMA 补强钢板疲劳寿命的理论公式能够方便计算出试件的

疲劳寿命。理论模型、数值模拟和试验结果的误差均在 20%以内，考虑到疲劳加载本身的离散性，认为理论估计的结果可靠。

(2) 在不同的初始损伤程度下，Fe-SMA 均能够发挥补强优势。经 Fe-SMA 补强后，其疲劳寿命是未补强的 2.2~3.6 倍。但是补强后的总疲劳寿命随初始损伤程度的增大而逐渐减小，因此，建议尽早对损伤结构进行修复。

(3) Fe-SMA 激发的恢复应力越大，其产生的补强效果越好，但只有当恢复应力大于某一阈值时，才能使钢板产生的预压应力发挥作用，降低疲劳加载时的应力强度因子幅值，延缓裂纹扩展。在本章参数条件下，该阈值为 157MPa。

(4) 增大 Fe-SMA 的宽度能够显著降低补强后钢板的应力强度因子幅，从而提升钢板的疲劳寿命。在本章参数条件下，补强宽度为 90mm 的 Fe-SMA，当产生 500MPa 恢复应力时可以完全阻止裂纹扩展。虽然疲劳作用会造成其应力损失，但即使损失后，其应力强度因子幅仍小于阈值，即裂纹不会扩展。

## 第 6 章 结论与展望

### 6.1 结论

本文着重研究了环境温度对 Fe-SMA 补强钢板疲劳性能的研究。先对补强材料 Fe-SMA 开展了大量的材性试验,得到了激发 Fe-SMA 恢复应力的最优措施;并在此基础上,研究了环境温度和疲劳荷载对 Fe-SMA 恢复应力的影响;然后对经 Fe-SMA 补强的含损伤钢板进行各种工况的疲劳测试;最后利用推导的简化公式计算各种温度工况下的疲劳寿命,并与有限元模型和试验结果进行对比。主要的研究结果如下:

(1) 预拉伸应变和激发温度是对 Fe-SMA 恢复应力影响较大的两个参数。当预拉伸应变相同时,高激发温度会产生较大的恢复应力,但这一促进作用会随着温度的升高而降低。当激发温度为 350°C,预拉伸应变为 8%时,可以产生最大的恢复应力为 445MPa。

(2) 二次加热作用下,当预拉伸应变为 8%,相较于激发温度为 350°C的试件,激发温度为 150 和 250°C的试件有更显著的形状记忆效应。二次加热可以提高 Fe-SMA 预应力水平,这有利于后续的工程智能运维。

(3) Fe-SMA 产生的恢复应力会随着疲劳次数的增加而逐渐降低,且大部分疲劳损失出现在疲劳加载前期。疲劳应变幅越大,恢复应力的损失率也随之越大。不过,通过提高疲劳加载时的环境温度,可以有效降低恢复应力的损失率。

(4) 环境温度(-20~60°C)会对 Fe-SMA 的补强效率产生影响。相较于常温的经补强试件,低温下疲劳寿命提升 29%;而温度循环时疲劳寿命下降了 13%。不过,无论哪种工况,Fe-SMA 均能起到良好的补强效果。相较于未补强试件,经补强试件的疲劳寿命提升 223%~352%。

(5) 考虑温度和应力损失作用,建立了 Fe-SMA 补强钢板的理论计算模型,相较于试验结果,误差在 20%以内。基于理论模型开展的参数分析表明:损伤程度越低时,采用 Fe-SMA 的补强效果越好。补强宽度和恢复应力的增大均能提高钢板的疲劳寿命。当钢板被 Fe-SMA 完全覆盖,且 Fe-SMA 恢复应力达到

500MPa 时，本试验中的裂纹扩展可能完全停止。而恢复应力只有大于一定程度（157MPa）时，才能发挥作用。

## 6.2 展望

Fe-SMA 作为一种新兴的智能材料，在结构补强领域有着广泛的应用前景和探索意义。结合本课题所做的一些工作，对未来可能的研究方向提出一些探索性的意见：

（1）目前对于 Fe-SMA 恢复应力的研究主要以试验为主。但为了更好地服务于实际工程，应当结合试验数据，对影响 Fe-SMA 恢复应力的特定参数如预拉伸应变、激发温度等进行分析，量化这些参数对恢复应力的影响，以预测不同激发策略下的 Fe-SMA 恢复应力。

（2） $-20\sim 60^{\circ}\text{C}$ 是针对一般土木结构的工作温度。现有结果表明该温度范围会影响 Fe-SMA 的补强效率，但影响效果有限。而实际工程中会有一些土工结构长期服役于严寒或者潮湿炎热的环境。为了扩大 Fe-SMA 的实际应用范围，可以在更极端温度条件下测试 Fe-SMA 的补强效果。

（3）本试验中设计的机械锚具虽然可以起到绝缘、绝热、保证协同工作等作用，但是锚具尺寸过大，较为笨重，不是一种通用性的锚具设计方案。后续可以对锚具的布置方式和尺寸进行优化设计，以满足特定工程的要求。

## 致谢

时光如水，岁月如歌。转眼间，这已然是我在同济的第四个年头。因为疫情，本该在六月底完成的答辩被推迟到了来年。利用这半年光景，我好好整理了在同济的学术成果，也明确了自身未来奋斗的方向。感谢恩师这半年来对我的包容和关怀！

回首同济生涯，我首先想感谢的是向我传道授业的两位恩师——顾祥林老师和余倩倩老师。顾老师高瞻远瞩，高屋建瓴，常以大家风范总览科研全局，为我的科研指点迷津。余老师则循循善诱，严谨细致，常以过来人心态为我答疑解惑，把握我的科研细节。两位恩师对我皆是倾囊相授，毫无保留。有幸，在两位恩师的呵护与关怀下，我得以少走弯路，开拓眼界，历练成长。

其次，我想感谢的是材料学院的李文婷老师和瑞士材料研究所的 Ghafoori 老师。两位老师分别对我开展的不同课题提供过详实且富有成效的建议与指导。从他们的力行垂范中，我深刻意识到拓宽科研思维的重要性，在探索未知领域需要勇于打破固有学科边界，敢于尝试，不怕失败。

第三，我想感谢科研学习中帮助过我的师兄弟们。感谢高瑞鑫师兄带我走进做试验的大门，感谢李筑轩师兄和蔡琪师兄对我数值模型的指导，感谢徐海斌、常安、冯嘉杰等师弟在我试验落实过程中的帮忙和出力。

第四，我想感谢在课题背后为我默默出力的工程师和工人师傅们。感谢陈师傅、谷师傅无论严寒还是酷暑，都在实验室陪着我准备试件，调试设备。感谢 MTS 的钟工，交大的蔡老师和华测的杨经理，没有他们的鼎力相助，我想 Fe-SMA 相关课题定然无法顺利完成！

最后，特别感谢我的父母，家人和朋友，从本科到研究生，一直都让我自主选择，无论在精神亦或是物质上都无条件地包容我、鼓励我和支持我。

踏平坎坷成大道，抖擞精神又出发！同济四年的生活是我人生浓墨重彩的一笔，在同济学到的种种也必将成为我人生宝贵的财富。每当迷茫困顿时，指引我勇毅前行。如此幸运，在同济遇到了一群优秀的老师、同学和朋友，大家一起在为中华之崛起而努力！同心同德同舟楫，济人济事济天下！无论在哪儿，



无论做着什么，我都不会忘记“把论文写在祖国大地上”，也定会为中华民族的伟大复兴做着同济人的贡献！

## 参考文献

- [1] FEDERAL HIGHWAY ADMINISTRATION. Deficient Bridges by Superstructure Material [EB/OL]. (2016). <https://www.fhwa.dot.gov/bridge/material.cfm>.
- [2] MALIJAARS J, VROUWENVELDER T. Fatigue failure analysis of stay cables with initial defects: Ewijk bridge case study [J]. *Structural safety*, 2014, 51: 47-56.
- [3] 马建, 孙守增, 杨琦, 等. 中国桥梁工程学术研究综述. 2014 [J]. *中国公路学报*, 2014, 27(5): 1-96.
- [4] 乔健. 漫谈中国铁路桥梁发展的历程[J]. *铁道标准设计*, 2012 (2012 年 03): 27-30.
- [5] EBERLINE D K, KLAIBER F W, DUNKER K. Bridge strengthening with epoxy-bonded steel plates [J]. *Transportation Research Record*, 1988, 1180: 7-11.
- [6] FISHER J W. Evolution of fatigue-resistant steel bridges [J]. *Transportation Research Record*, 1997, 1594(1): 5-17.
- [7] KATERYNA D, NATALIIA K. Stress-deformable state of isotropic double curved shell with internal cracks and a circular hole [J]. *Mechanics of Materials*, 2015, 90: 111-117.
- [8] SONG P S, SHIEH Y L. Stop drilling procedure for fatigue life improvement [J]. *International Journal of Fatigue*, 2004, 26(12): 1333-1339.
- [9] HOLLAWAY L C, CADEI J. Progress in the technique of upgrading metallic structures with advanced polymer composites [J]. *Progress in Structural Engineering and Materials*, 2002, 4(2): 131-148.
- [10] COLOMBI P, BASSETTI A, NUSSBAUMER A. Analysis of cracked steel members reinforced by pre-stress composite patch [J]. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2003, 26(1): 59-66.
- [11] TALJSTEN B, HANSEN C S, SCHMIDT J W. Strengthening of old metallic structures in fatigue with prestressed and non-prestressed CFRP laminates [J]. *Construction and Building Materials*, 2009, 23(4): 1665-1677.

- [12] YE H W, KONIG C, UMMENHOFER T, et al. Fatigue performance of tension steel plates strengthened with prestressed CFRP laminates [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2010, 14(5): 609-615.
- [13] JONES S C, CIVJAN S A. Application of fiber reinforced polymer overlays to extend steel fatigue life [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2003, 7(4): 331-338.
- [14] YU Q Q, CHEN T, GU X L, et al. Fatigue behaviour of CFRP strengthened steel plates with different degrees of damage [J]. *Thin-Walled Structures*, 2013, 69: 10-17.
- [15] LIU H B, AL-MAHAIDI R, ZHAO X L. Experimental study of fatigue crack growth behaviour in adhesively reinforced steel structures [J]. *Composite Structures*, 2009, 90(1): 12-20.
- [16] COLOMBI P, FAVA G, SONZOGNI L. Fatigue crack growth in CFRP-strengthened steel plates [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2015, 72: 87-96.
- [17] WU C, ZHAO X L, AL-MAHAIDI R, et al. Fatigue tests of cracked steel plates strengthened with UHM CFRP plates [J]. *Advances in Structural Engineering*, 2012, 15(10): 1801-1815.
- [18] LIU H, ZHAO X L, AL-MAHAIDI R. The effect of fatigue loading on bond strength of CFRP bonded steel plate joints: ISBBFS 2005: Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures, Hong Kong, 2005 [C].
- [19] FAWZIA S, ZHAO X L, AL-MAHAIDI R, et al. Investigation into the bond between CFRP and steel tubes: CICE 2004: Proceedings of 2nd International Conference on FRP Composites in Civil Engineering, Balkema, 2004 [C].
- [20] LIU H B, XIAO Z G, ZHAO X L, et al. Prediction of fatigue life for CFRP-strengthened steel plates [J]. *Thin-Walled Structures*, 2009, 47(10): 1069-1077.
- [21] GHAFOORI E, MOTAVALLI M, BOTSIS J, et al. Fatigue strengthening of damaged metallic beams using prestressed unbonded and bonded CFRP plates [J]. *International Journal of Fatigue*, 2012, 44: 303-315.
- [22] HOSSEINI A, GHAFOORI E, MOTAVALLI M, et al. Mode I fatigue crack arrest

- in tensile steel members using prestressed CFRP plates [J]. *Composite Structures*, 2017, 178: 119-134.
- [23] PEIRIS A, HARIK I. Steel beam strengthening with UHM CFRP strip panels[J]. *Engineering Structures*, 2021, 226: 111395.
- [24] GHAFOORI E, MOTAVALLI M. Innovative CFRP-Prestressing System for Strengthening Metallic Structures [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2015, 19(6): 4015006.
- [25] DENG J, MARCUS M.K. L. Fatigue Performance of Metallic Beam Strengthened with a Bonded CFRP Plate [J]. *Composite Structures*, 2007, 78 (2): 222–31.
- [26] DOMAZET Ž. Comparison of fatigue crack retardation methods [J]. *Engineering Failure Analysis*, 1996, 3(2): 137-147.
- [27] HOLLAWAY L C, HEAD P R. *Advanced Polymer Composites and Polymers in the Civil Infrastructure* [M]. Amsterdam: Elsevier, 2001
- [28] LI L, CHEN T, GU X L, et al. Heat activated SMA-CFRP composites for fatigue strengthening of cracked steel plates [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2020, 24(6): 4020060.
- [29] SATO A, CHISHIMA E, SOMA K, et al. Shape memory effect in  $\gamma \rightleftharpoons \epsilon$  transformation in Fe-30Mn-1Si alloy single crystals [J]. *Acta Metallurgica*, 1982, 30(6): 1177-1183.
- [30] IZADI M R, GHAFOORI E, SHAHVERDI M, et al. Development-of an iron-based shape memory alloy (Fe-SMA) strengthening system for steel plates [J]. *Engineering Structures*, 2018, 174: 433-446.
- [31] IZADI M R, GHAFOORI E, MOTAVALLI M, et al. Iron-based shape memory alloy for the fatigue strengthening of cracked steel plates: Effects of re-activations and loading frequencies [J]. *Engineering Structures*, 2018, 176: 953-967.
- [32] *Shape Memory Materials* [M]. Cambridge university press, 1999.
- [33] CLADERA A, WEBER B, LEINENBACH C, et al. Iron-based shape memory alloys for civil engineering structures: An overview [J]. *Construction and Building Materials*, 2014, 63: 281-293.

- [34] BARBARINO S, FLORES E I S, AJAJ R M, et al. A review on shape memory alloys with applications to morphing aircraft [J]. *Smart materials and structures*, 2014, 23(6): 063001.
- [35] BUTERA F. Shape memory actuators for automotive applications. *Advanced Materials & Processes* 2008,166(3): 37-40.
- [36] SONG CL. History and current situation of shape memory alloys devices for minimally invasive surgery. *The Open Medical Devices Journal* 2010,2(1): 24-31.
- [37] KIANMOFRAD F, GHAFOORI E, ELYASI M M, et al. Strengthening of metallic beams with different types of pre-stressed un-bonded retrofit systems [J]. *Composite Structures*, 2017, 159: 81-95.
- [38] SHAHVERDI M, MICHELS J, CZADERSKI C, et al. Iron-based shape memory alloy strips for strengthening RC members: Material behavior and characterization [J]. *Construction and Building Materials*, 2018, 173: 586-599.
- [39] LEE W J, WEBER B, FELTRIN G, et al. Stress recovery behaviour of an Fe–Mn–Si–Cr–Ni–VC shape memory alloy used for prestressing [J]. *Smart materials and structures*, 2013, 22(12): 125037.
- [40] CZADERSKI C, SHAHVERDI M, BRONNIMANN R, et al. Feasibility of iron-based shape memory alloy strips for prestressed strengthening of concrete structures [J]. *Construction and Building Materials*, 2014, 56: 94-105.
- [41] DIEDERICHS U, SCHNEIDER U. Bond strength at high temperatures [J]. *Magazine of Concrete Research* 1981, 33(115): 75-84.
- [42] HERTZ K. The anchorage capacity of reinforcing bars at normal and high temperatures [J]. *Magazine of concrete research* 1982, 34(121): 213-220.
- [43] MORLEY PD, ROYLES R. Response of the bond in reinforced concrete to high temperatures [J]. *Magazine of Concrete Research* 1983, 35(123):67-74.
- [44] WANG WY, LIU B, KODUR V. Effect of temperature on strength and elastic modulus of high-strength steel [J]. *Journal of Materials in Civil Engineering* 2013,25(2): 174-182.
- [45] GHAFOORI E, HOSSEINI E, LEINENBACH C, et al. Fatigue behavior of a Fe–Mn–Si shape memory alloy used for prestressed strengthening [J]. *Materials &*

- Design, 2017, 133: 349-362.
- [46] HOSSEINI E, GHAFUORI E, LEINENBACH C, et al. Stress recovery and cyclic behaviour of an Fe–Mn–Si shape memory alloy after multiple thermal activation [J]. *Smart Materials and Structures*, 2018, 27(2): 025009.
- [47] ZHENG B, DAWOOD M. Fatigue strengthening of metallic structures with a thermally activated shape memory alloy fiber-reinforced polymer patch [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2016, 21(4): 04016113.
- [48] IZADI M, MOTAVALLI M, GHAFUORI E. Iron-based shape memory alloy (Fe-SMA) for fatigue strengthening of cracked steel bridge connections [J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 227: 116800.
- [49] IZADI M, HOSSEINI A, MICHELS J, et al. Thermally activated iron-based shape memory alloy for strengthening metallic girders [J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 141: 389-401.
- [50] GHAFUORI E, NEUENSCHWANDER M, SHAHAVERDI M, et al. Elevated temperature behavior of an iron-based shape memory alloy used for prestressed strengthening of civil structures [J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 211: 437-452.
- [51] FENG P, HU L L, ZHAO X L, et al. Study on thermal effects on fatigue behavior of cracked steel plates strengthened by CFRP sheets [J]. *Thin-Walled Structures*, 2014, 82: 311-320.
- [52] JANKER L, CZADERSKI C, MOTAVALLI M, et al. Applications of shape memory alloys in civil engineering structures—overview, limits and new ideas [J]. *Materials and Structures*, 2005, 38(5): 578-592.
- [53] AS 1391-2007. Australian Standard, Methods of Tensile Testing of Metals [S]. Sydney, Standards Australia: 2007.
- [54] WEN YH, XIE WL, LI N, et al. Remarkable difference between effects of carbon contents on recovery strain and recovery stress in Fe-Mn-Si-Cr-Ni-C alloys [J]. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 2007, 457(457): 334-337.
- [55] KOSTER M, LEE WJ, SCHWARZENBERGER M, et al. Cyclic deformation and

- structural fatigue behavior of an Fe-Mn-Si shape memory alloy [J]. *Materials Science and Engineering A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 2015, 637: 29-39.
- [56] HONG K, LEE S, HAN S, et al. Evaluation of Fe-based shape memory alloy (Fe-SMA) as strengthening material for reinforced concrete structures [J]. *Applied Sciences*, 2018, 8(5): 730.
- [57] ALJABAR, NJ, ZHAO XL, AL-MAHAIDI R, ET AL. Fatigue tests on UHM-CFRP strengthened steel plates with central inclined cracks under different damage levels [J]. *Composite Structures* 2017, 160: 995–1006.
- [58] HU LL, ZHAO XL, AND FENG P. Fatigue behavior of cracked high-strength steel plates strengthened by CFRP sheets [J]. *Journal of Composites for Construction* 2016, 20(6): 4016043.
- [59] CHEN B, SUN Y, WANG G, et al. Assessment on time-varying thermal loading of engineering structures based on a new solar radiation model [J]. *Mathematical Problems in Engineering*, 2014, 2014: 1-15.
- [60] Ye X W, Ni Y Q, Wong K Y, et al. Statistical analysis of stress spectra for fatigue life assessment of steel bridges with structural health monitoring data [J]. *Engineering Structures*, 2012, 45: 166-176.
- [61] HU Y, FANG L, ZHU W, et al. Thermally coupled constitutive relations of thermoelastic materials and determination of their material constants based on digital image correlation with a laser engraved speckle pattern [J]. *Mechanics of Materials*, 2018 121: 10–20.
- [62] FROMMEYER G, UDO B, PETER N. Supra-ductile and high-strength manganese-TRIP/TWIP steels for high energy absorption purposes [J]. *ISIJ International*, 2003 43(3): 438-446.
- [63] ASTM E647-15, Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates [S], West Conshohocken, PA: ASTM, 2015.
- [64] PARIS P, ERDOGAN F. A critical analysis of crack propagation laws [J]. *Journal of Basic Engineering*, 1963, 85(4): 528-533.
- [65] BS7910, Guide to Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic

- Structures [S], London, British Standards Institution, 2005.
- [66] LIAO XW, WANG YQ, QIAN XD et al. Fatigue crack propagation for Q345qD bridge steel and its butt welds at low temperatures [J]. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2018, 41(3): 675–87.
- [67] YU QQ, ZHAO XL, AL-MAHAIDI R, et al. Tests on cracked steel plates with different damage levels strengthened by CFRP laminates [J] *International Journal of Structure Stability and Dynamics*, 2014, 14(6): 1450018.
- [68] WANG HT, WU G, AND JIANG JB, Fatigue behavior of cracked steel plates strengthened with different CFRP systems and configurations [J] *Journal of Composites for Construction*, 2016. 20(3): 4015078.
- [69] JSSC Fatigue Design Recommendations for Steel Structures And Commentary [S]. Gihodo Publishing; Tokyo, Japan, Japan Society of Steel Construction, 1993.
- [70] KURIHARA M, KATOH A, AND KAWAHARA, M. Effects of stress ratio and step loading on fatigue crack propagation rate [J] *Elsevier Applied Science, Current Research on Fatigue Cracks*; 1987. 247-65.
- [71] LEINENBACH C, KRAMER H, BERNHARD C, et al. Thermo-mechanical properties of an Fe–Mn–Si–Cr–Ni–VC shape memory alloy with low transformation temperature [J]. *Advanced Engineering Materials*, 2012, 14(1-2): 62-67.
- [72] TADA H, PARIS P C, IRWIN G R. *The Stress Analysis of Cracks Handbook*[M]. New York: American Society of Mechanical Engineers, 2000



## 个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果

### ➤ 个人简历

陈振宇，男，1996年8月生。

2018年6月毕业于南京林业大学土木工程（建筑工程）专业，获学士学位。

2018年9月入同济大学土木工程学院建筑与土木工程专业攻读硕士学位。

### ➤ 已发表论文

[1] Gu XL, **Chen ZY**, Yu QQ\*, Ghafoori E. Stress recovery behavior of an Fe-Mn-Si shape memory alloy, *Engineering Structures*, 2021, 243: 112710.

[2] **Chen ZY**, Li WT, Yu QQ\*. Characterization of damage and healing of cement matrices based on fly ash under repeated loading, *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2021, 33(1): 04020408.

[3] **陈振宇**, 余倩倩\*, 顾祥林. 形状记忆合金补强损伤钢板疲劳性能研究, *建筑结构学报*, 2021, 42(S1): 411-417.

[4] **Chen ZY**, Yu QQ\*, W X, Li WT. Self-healing behavior of mortar under different levels of pre-damage. *Proceedings of the 9th Asia-Pacific Young Researchers and Graduates Symposium (YRGS 2019)*, Shanghai, China, December 18-20, 2019.

### ➤ 已申请专利和软件著作权

[1] 余倩倩, **陈振宇**, 顾祥林. 一种利用并联电阻预制疲劳裂纹的装置. 实用新型专利, 专利号: ZL202020233039.9 授权公告日: 2021.1.8

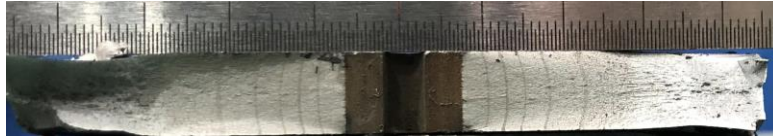
[2] 余倩倩, **陈振宇**, 顾祥林. 利用碳纳米管碳纤维板加固并监测钢构件疲劳性能的装置. 实用新型专利, 专利号: ZL202020357145.8 授权公告日: 2021.1.12

[3] 余倩倩, **陈振宇**, 顾祥林. 一种损伤钢板加固装置. 实用新型专利, 专利号: ZL202020143166.X 授权公告日: 2021.1.20

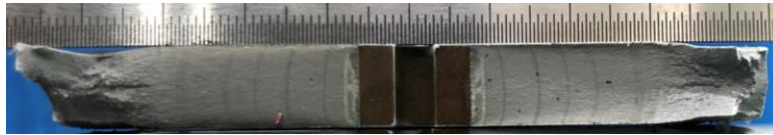
[4] 余倩倩, **陈振宇**, 顾祥林. SMA 补强含损伤钢板疲劳性能分析软件 V1.0. 计算机软件著作权. 登记号: 2020SR0797045 首次发表日期: 2020.5.12

[5] 余倩倩, **陈振宇**, 顾祥林. 结构粘胶耐久性能预测评估软件 V1.0. 计算机软件著作权. 登记号: 2020SR1637335 首次发表日期: 2020.9

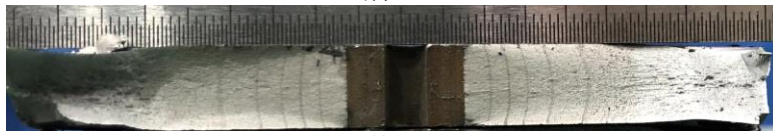
## 附录 A 所有钢板疲劳试件的沙滩纹图片



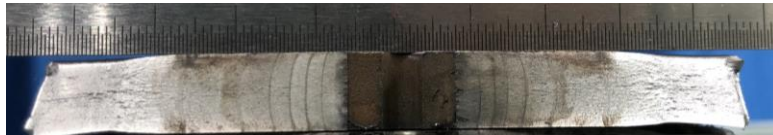
试件 U-R



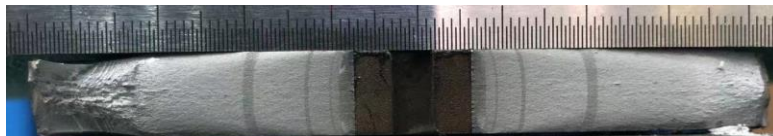
试件 U-L



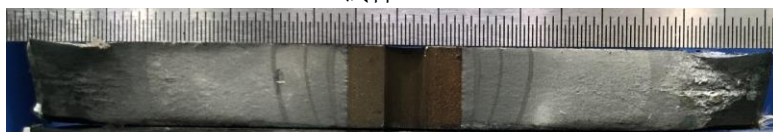
试件 U-H



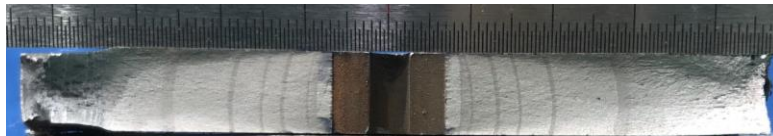
试件 U-C



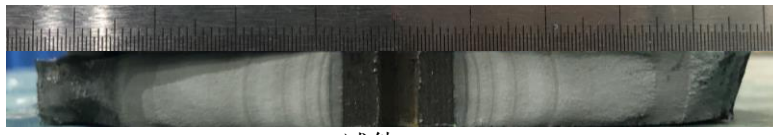
试件 S-R



试件 S-L

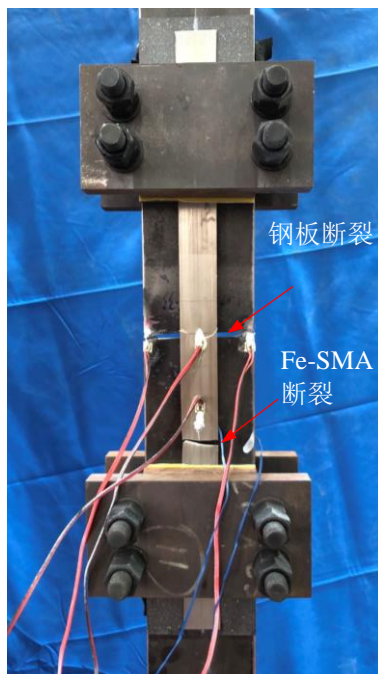


试件 S-H

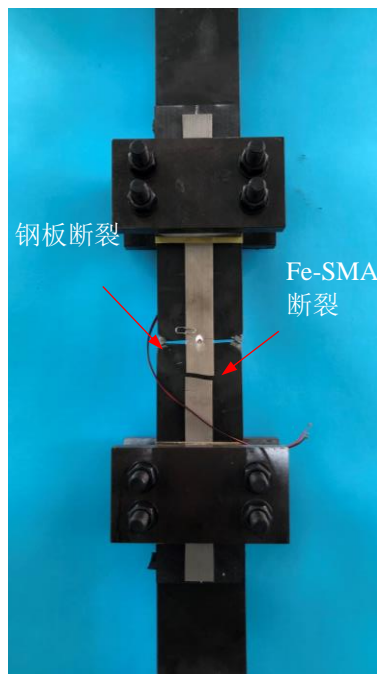


试件 S-C

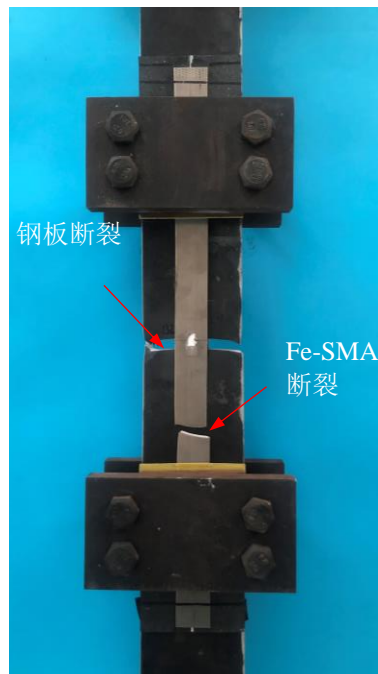
### 附录 B 所有补强试件的破坏图



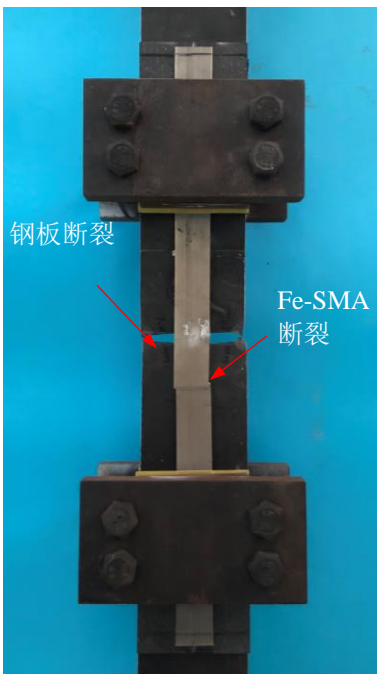
试件 S-R



试件 S-L



试件 S-H



试件 S-C