



同濟大學
TONGJI UNIVERSITY

硕士学位论文

X形耗能软钢阻尼器损伤评估研究

资助项目：国家自然科学基金
(编号：51208377、51478356)

姓 名： 王 兵

学 号： 1332793

所在院系： 土木工程学院

学科门类： 工 程

学科专业： 建筑与土木工程

指导教师： 薛松涛 教授

副指导教师： 谢丽宇 讲师

二〇一六年五月



同濟大學
TONGJI UNIVERSITY

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

**Damage Assessment of X-shape
Mild Steel Damper**

Project Supported by the National Natural Science
Foundation of China
(Grant No: 51208377 51478356)

Candidate: Wang Bing

Student Number: 1332793

School/Department: School of Civil Engineering

Discipline: Engineering

Major: Architectural and Civil Engineering

Supervisor: Xue Songtao

Deputy Supervisor: Xie Liyu

May, 2016

X形耗能软钢阻尼器损伤评估研究

王兵

同济大学

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；学校有权保留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

摘要

目前软钢阻尼器消能减震结构设计中,通常认为只要消能器满足了设计位移要求,消能器就能在设防地震或罕遇地震作用下按设计时的工作性能正常工作,而忽略了消能器可能因地震等原因造成损坏或性能上退化的问题。软钢阻尼器依靠钢材的塑性变形耗散地震输入能量,在大震作用下,软钢阻尼器由于大应变循环作用而发生超低周疲劳导致延性破坏,即使在较小位移作用下,阻尼器也可能会因为耗能累积产生一定损伤导致阻尼器抗震性能的下降。因此,研究软钢阻尼器的损伤过程具有十分重要的研究价值,一方面可用于震后阻尼器损伤及性能的评估,另一方面可为震后阻尼器是否更换提供理论依据。基于此,本文采用实验与数值模拟相结合的研究方法,进行了阻尼器拟静力往复加载试验,通过对阻尼器材料层次的损伤模型及阻尼器构件层次的损伤指数的研究,探究了阻尼器的损伤机理,明确了阻尼器损伤演化规律,初步提出了震后阻尼器损伤评估指标。具体包括以下内容:

(1) 设计了一种全截面屈服的 X 形软钢阻尼器,进行了两组板材试件材性试验,并依据材性试验换算的真实应力应变数据,对阻尼器进行了初步数值模拟。

(2) 完成了 6 组阻尼器拟静力试验,通过应变、滞回曲线的分析对阻尼器损伤机理、耗能性能进行了详细分析研究,得到了阻尼器的力学性能,建立了阻尼器恢复力模型。

(3) 引入基于空穴增长且适用于钢材延性损伤的微观机制损伤模型,对拟静力试验进行了损伤模拟,明确了阻尼器的损伤程度及损伤演化规律。

(4) 建立了软钢阻尼器损伤程度与破坏现象对应关系,对比研究了三种适用于钢构件的构件层次损伤指数,依据预测结果与试验结果最为吻合的损伤模型对阻尼器试件进行了损伤预测,进而建立了损伤指数与损伤程度的对应关系。

(5) 结合阻尼器材料层次及构件层次的研究,初步探究了阻尼器两个层次损伤的演化规律,为构件层次的损伤评估提供了理论支持,建立了震后损伤评估流程及阻尼器损伤本构模型。

关键词: 软钢阻尼器、超低周疲劳、延性破坏、损伤演化、拟静力试验

ABSTRACT

Generally, passive energy dissipation devices are considered to be safe enough during earthquakes and still function after major earthquakes. Until recently, such a belief is beginning to wane due to a series of failure events of passive energy dissipation devices during the historical great earthquake of East Japan in 2011. These events have warned us that dampers and its connection with the structural frame can be damaged by catastrophic earthquakes beyond the considered level. In fact, the steel dampers are designed to dissipate seismic energy purposely by material yielding. Experiencing large plastic deformation under major earthquakes, the steel dampers may have ductile failures due to the ultra-low-cycle fatigue. On the other hand, under minor earthquakes, the yielded steel components might lose the capability of energy dissipation due to damage accumulation.

Therefore, the dampers should be examined and evaluated after earthquakes, and the decision should be made whether or not to replace the yielded dampers. It is very important to study the damage evolution of mild steel dampers in both material and component levels.

In this thesis, based on the physical experiments and numerical simulations, the damage model in material level of steel dampers and the damage index in component level are studied. And the damage mechanism and damage development of steel dampers is explored, a damage index is proposed to evaluate the steel dampers after earthquakes.

(1) A X-shape mild steel damper, which may yield at any section along the height, is designed. The uniaxial tensile tests of two specimens are conducted to provide real stress-strain curve for numerical simulation.

(2) In order to study the damage development of steel dampers, the Pseudo-static tests of six steel dampers are carried out under cyclic loading and monotonic loading. Based on the analysis of strain, displacement and hysteretic curve of dampers, the damage evolution and energy dissipation capacity of dampers are investigated, and the simplified restoring force model is established.

(3) Based on micro-scale damage void growth model, numerical simulations of dampers under cyclic loading are carried out to explore the damage development of steel dampers, damage evolution and damage severity of dampers are determined by

the numerical simulation.

(4) The corresponding relations between damage severity and the damage appearance of mild steel dampers are studied. Then, three damage indexes in component level are compared. Based on the simulation and experiment results, the corresponding relation between damage index and damage severity is established.

(5) Combining the damage research in both material level and component level, this thesis explores the preliminary evolution rules of damage in two levels, which provides the theoretical support for component-level damage assessment. Finally, the damage assessment and damage model of steel dampers in component level are proposed.

Key Word: X-shape mild steel daper, ultra-low-cycle fatigue, ductile fracture, damage evolution, pseudo static test

目录

摘要	I
ABSTRACT	III
第 1 章 绪论	1
1.1 选题背景及意义	1
1.2 软钢阻尼器研究现状	2
1.3 金属材料微观断裂机理与损伤准则的研究现状	4
1.3.1 钢材断裂机理	4
1.3.2 钢材疲劳破坏分类	5
1.3.3 钢材损伤断裂研究现状	6
1.4 构件层次损伤模型研究现状	8
1.5 本文研究目的、意义和内容	10
1.5.1 研究目的及意义	10
1.5.2 研究思路及技术路线	11
1.5.3 本文的主要研究内容	12
第 2 章 软钢阻尼器的理论研究及数值模拟	13
2.1 引言	13
2.2 弯曲耗能软钢阻尼器构造、特点及性能参数	13
2.2.1 软钢阻尼器的构造和耗能机理	13
2.2.2 X 形软钢阻尼器的特点及应用范围	14
2.2.3 单片 X 形软钢阻尼器的力学理论分析	15
2.3 X 形软钢阻尼器设计	19
2.3.1 疲劳分析模型	19
2.3.2 基于低周疲劳的 X 形软钢阻尼器设计理论分析	20
2.3.3 单片 X 形软钢阻尼器设计	21
2.4 单片 X 形软钢阻尼器数值模拟	22
2.4.1 钢材的材料性能试验	22
2.4.2 单片 X 形软钢阻尼器数值模拟	26
2.5 本章小结	28
第 3 章 X 形软钢阻尼器性能试验研究	29
3.1 引言	29
3.2 试验概况	29
3.2.1 试验目的	29
3.2.2 试件的设计及制作	29
3.2.3 试验方案	32

3.2.4 试验加载方案及应变片布置.....	33
3.3 试验结果及分析	35
3.3.1 试验现象	35
3.3.2 滞回曲线	37
3.3.3 应变分析	40
3.3.4 存在的问题	44
3.4 试验分析.....	44
3.4.1 力学性能分析.....	44
3.4.2 延性、耗能及耗能系数	45
3.4.3 恢复力模型	46
3.5 本章小结.....	46
第 4 章 基于微观损伤模型的软钢阻尼器损伤分析	49
4.1 引言.....	49
4.2 基于应力三轴度的钢材材料层次损伤模型	49
4.2.1 金属材料微观损伤模型的目的.....	49
4.2.2 Xue-Wierzbicki 损伤起始准则	50
4.2.3 简化后的钢材损伤起始准则.....	51
4.2.4 钢材损伤演化准则.....	53
4.3 软钢阻尼器损伤模拟.....	54
4.3.1 模型参数确定.....	54
4.3.2 软钢阻尼器单调加载试验有限元损伤模拟分析	56
4.3.3 软钢阻尼器循环加载试验有限元损伤模拟分析	57
4.4 本章小结.....	62
第 5 章 X 形耗能软钢阻尼器构件损伤研究.....	63
5.1 引言.....	63
5.2 损伤模型的选取	63
5.2.1 Park-Ang 双参数模型.....	63
5.2.2 Usami 模型	64
5.2.3 Krawinkler-Zhorei 模型	65
5.3 软钢阻尼器损坏程度及破坏现象的对比.....	66
5.4 损伤模型的损伤退化预测.....	67
5.4.1 损伤模型参数的确定	67
5.4.2 不同模型的损伤退化预测	69
5.4.3 同一模型的损伤退化预测	72
5.5 软钢阻尼器的损伤分析及损伤演化.....	74
5.5.1 损伤指数与损伤程度的对应关系.....	74
5.5.2 材料层次到构件层次的损伤演化.....	75
5.6 软钢阻尼器损伤层次的关系及震后损伤评估方法.....	78

5.6.1 材料层次与构件层次损伤层次关系	78
5.6.2 软钢阻尼器震后损伤评估方法	78
5.7 本章小结	80
第 6 章 结论与展望	81
6.1 结论	81
6.2 展望	82
致谢	83
参考文献	84
个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果	89

第1章 绪论

1.1 选题背景及意义

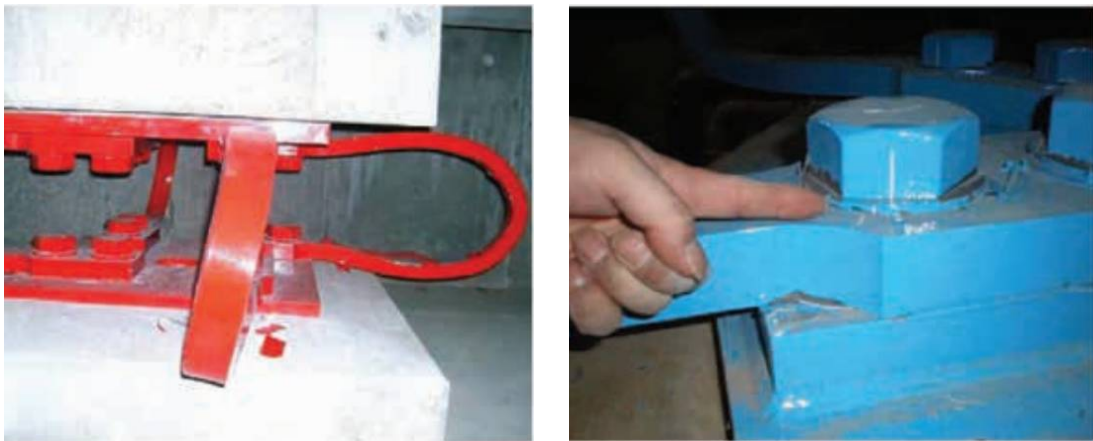
地震对建筑结构的作用相当于能量的输入,因此建筑物在强震作用下必须具有足够的耗能能力,才能避免结构出现破坏或者倒塌。传统的建筑抗震结构是通过加强结构本身,加大结构侧向刚度来抵抗地震作用,即通过结构本身存储和耗散地震输入到结构中的能量,从而满足“小震不坏、中震可修、大震不倒”的三水准性能目标。但是强烈地震时有发生,此时结构受力构件一般需要进入到较深的弹塑性阶段,才能耗散较大的地震能量输入,而这些构件的弹塑性变形将会给结构带来较大的损伤乃至破坏,因此这种设计方法存在一定的局限性。另一方面,随着社会经济的发展和科学技术的发展,人们对结构的性能要求日趋多样化,要求结构具有更好的抗震性能,使主体结构在较大的地震作用后仍能保持比较健全的状态。而传统的三水准抗震设计方法已很难满足某些结构的特殊抗震需求,于是消能减震结构应运而生。

自从1972年美国学者 Yao^[1]提出的工程减震控制概念以来,消能减震技术得到了巨大的发展。消能减震技术是在结构中设置一些耗能装置(阻尼器),通过耗能装置的非线性变形耗散地震输入到结构中的能量,从而减小地震对结构的作用。另外耗能装置仅仅作为抗侧力构件的一部分,在地震作用下遭到损伤或者损坏后,不会影响主体结构的竖向承载力,且震后易于修复,因此该技术不仅适用于新建建筑,也可用于既有建筑的抗震加固及改造。根据日本隔震协会(JSSI)2012年的统计^[2],共有超过6400栋房屋采用了隔震结构体系,超过950栋建筑采用了消能减震控制技术。我国宿迁、北京、云南等地消能减震结构也有一定的应用,截止到2009年,我国隔震建筑已达460栋,我国消能减震结构数量已达世界第二,仅次于日本。

随着消能减震结构体系日趋广泛的应用和深入的研究,各国都相继制定出相应的消能减震结构设计、加固、施工的规范和规程。在地震作用下,消能器应具备良好的变形能力和耗能能力。我国的《建筑抗震设计规范》(GB50011-2010)规定,消能器的极限位移应不小于罕遇地震下消能器最大位移的1.2倍,消能器的极限速度应不小于地震作用下消能器最大速度的1.2倍,且消能器应满足在此极限速度下的承载力要求。在FEMA 273的指导规范中,在考虑最大地震下,消能器的极限位移(速度)应不小于消能器最大位移(速度)的1.3倍。在《建筑消能减震技术规程》(JGJ 297-2013)中,虽然建议消能减震结构应结合建筑的实际需求选择性能水准,针对不同的结构性能水准,提出了不同的阻尼器性能要求,消能

减震结构基本完好（含完好）、轻微损坏及中等破坏对应的阻尼器性能要求为无损坏，消能减震结构严重破坏时，对应阻尼器性能要求为轻微损伤，消能减震结构倒塌时，对应阻尼器性能要求为破坏。但是其针对阻尼器的性能判别较为模糊，并未给出一个明确的判别标准，仅设置一个变形参考值辅助判别。

从以上的规范条文可以看到，在地震工程领域，通常认为只要阻尼器满足了设计位移或者设计速度要求，这些阻尼器在地震作用下就能按照设计的预定工作性能正常工作，呈现出单一的工作性能，而忽略了阻尼器可能由于地震作用造成阻尼器性能上退化的问题。另外即使考虑阻尼器的性能水准，但是针对阻尼器的损伤判别较为模糊。然而根据日本隔震协会(JSSI)振动控制结构调查委员会对311地震后日本境内的327栋隔震减震结构震害调查^[3]结果可知，15%的隔震结构在隔震设备上出现问题，其中5栋隔震结构的铅芯隔振垫上出现裂缝，另有5栋结构用于固定金属阻尼器的高强螺栓发生了松动。图1.1^[4]所示为在日本311地震中发生损伤的金属阻尼器。由此，人们开始认识到阻尼器在罕遇地震作用下，阻尼器是有可能遭到损伤或破坏的。



(a) 金属阻尼器的残余变形

(b) 高强螺栓发生了松动

图 1.1 日本 311 大地震中金属阻尼器损伤

软钢阻尼器具有稳定的滞回特性、良好的低周疲劳特性、不受环境温度的影响等优点，在抗震设计中得到了广泛的应用。但是在震作用下，软钢阻尼器容易由于大应变循环作用而发生超低周疲劳损伤破坏，降低阻尼器的抗震耗能性能，即使在较小的应变循环作用下，阻尼器也可能会由于能量累积而产生一定损伤。那么如何明确软钢阻尼器的损伤对于性能化设计将显得尤为重要。

1.2 软钢阻尼器研究现状

自1972年美国学者Yao^[1]提出的工程减震控制概念以来，各国学者不断地对软钢阻尼器进行理论和试验研究，并开发出各种构造形式的软钢阻尼器。但针对

软钢阻尼器在强震强风下的损伤失效研究较少。目前研究情况如下：

(1) 软钢阻尼器的开发

国外方面，1975年，新西兰的 Skinney 等人^[5]提出了 U 形钢板阻尼器，并于 1980 年最早将钢阻尼器应用于实际工程-新西兰政府办公楼中；1978 年新西兰人 Tyler 提出了锥形软钢阻尼器^[6]，并于 1985 年在意大利 Naples 的一幢 29 层的钢结构建筑中被采用^[7]；1981 年美国的 Stierner 等人^[8]提出了钢管阻尼器，并被应用到新西兰的一幢 6 层政府办公楼中。

国内方面，软钢阻尼器研究起步相对较晚，但目前已有越来越多的学者投入到软钢阻尼器的研究与开发中来，并取得了丰富的成果。高健章，叶瑞孝于 1995 年提出了改进型的加劲阻尼装置^[9]；周云等于 1996 年^[10]及 1998^[11]年分别提出了圆环耗能软钢阻尼器与双圆环耗能软钢阻尼器，并分别进行了试验研究；欧进萍于 1997 年提出了组合钢板耗能阻尼器^[12]、邢书涛等^[13]于 2004 年提出了菱形钢板阻尼器，并通过试验验证了该型阻尼器耗能能力，根据试验结果提出了恢复力模型；李玉顺^[14]于 2004 年提出了极低屈服点软钢阻尼器，并通过试验研究与理论分析研究了该型阻尼器的减振耗能效果；李钢^[15]于 2006 年通过改变钢板平面几何形状增加阻尼器的耗能能力，通过试验对比研究提出了双 X 型耗能软钢阻尼器，并且通过数值计算表明，在地震作用下装有该型软钢阻尼器的框架体现了良好的减振效果；张文远^[16]于 2008 年对中空菱形加劲阻尼器进行循环加载试验研究，确定该型阻尼器的恢复力模型，并且进行了振动台试验，试验结果表明该型加劲软钢阻尼器具有稳定的滞回性能、抗疲劳性能及减振性能；徐艳红^[17]于 2011 年提出了一种抛物线外形软钢阻尼器，该阻尼器能够实现全截面屈服，并且具有稳定的滞回耗能能力及良好的塑性变形能力。

(2) 软钢阻尼器本构模型研究

1989 年，Whittaker 等^[18]人利用弹塑性应力-应变关系，给出了 X 型钢板阻尼器刚度和屈服位移等参数求解方法；1994 年，Dargush 和 Soong^[19]利用软钢的循环应力-应变关系，推导出 X 形和三角形钢板阻尼器的双线性模型（图 1.2），并与试验结果进行比较，吻合度较好。1995 年，Tsai 等人^[20]给出了一种考虑几何非线性的有限元计算方法，计算结果与试验数据吻合较好；1996 年，高梨晃一^[21]提出了考虑软钢的耐疲劳性能的骨架平移模型；欧进萍等人^[22]于 2002 年对 X 型和三角形 SMA（记忆合金）软钢阻尼器的恢复力模型进行了分析比较和试验验证，认为在大位移加载下软钢材料的本构关系采用 Ramberg-Osgood 模型优于双线性随动强化模型；李玉顺等人^[23]于 2004 年对考虑疲劳的骨架平移模型进行了数值分析与拟动力试验，指出用骨架平移模型来描述极低屈服点软钢阻尼器的恢复力特性可保证较高的精度。

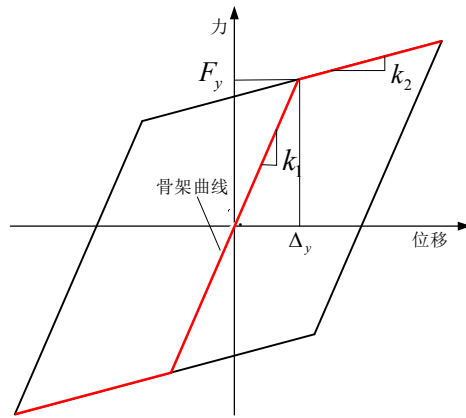


图 1.2 双线性滞回模型

(3) 软钢阻尼器其他研究：

张文元^[16]针对新型加劲软钢阻尼器进行了振动台试验，试验验证了此软钢阻尼器具有较好的减震性能；严红^[24]对软钢阻尼器采用不同材料的性能进行了研究；李钢、李宏男^[25]针对软钢阻尼器耗能方式进行了研究，指出了软钢阻尼器耗能方式主要有平面内弯曲耗能、平面外弯曲耗能、剪切变形耗能及拉压屈服耗能四种；吴斌等^[26]通过 X 形钢板屈服耗能器的疲劳试验研究及理论分析，建立了软钢阻尼器的弹塑性应变分析方法，确定了应变疲劳参数及 X 型软钢阻尼器的疲劳设计准则。

1.3 金属材料微观断裂机理与损伤准则的研究现状

1.3.1 钢材断裂机理

钢材由于微观结构、应力条件和温度的不同，存在多种断裂模式，如稳定的延性断裂和不稳定的脆性断裂^[27, 28]。在不同的条件下，不同的断裂机制引起不同的断裂模式。

(1) 延性断裂

结构工程中使用的钢材经常出现延性断裂并伴随着大量的塑性变形，这种类型的断裂大体有空穴形核、扩张和聚合几个过程^[29]，如图 1.3^[30]所示：

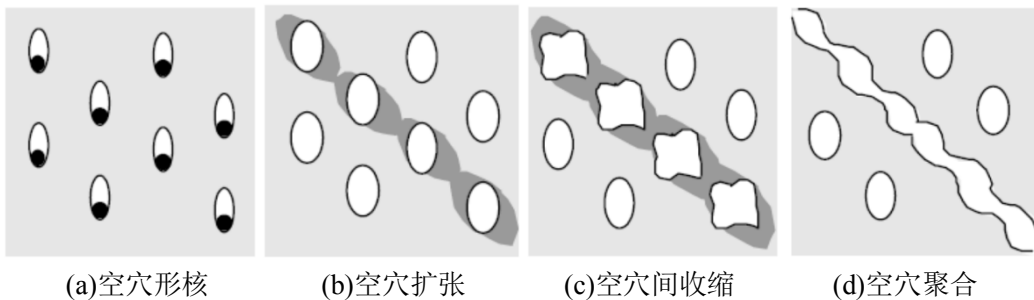


图 1.3 空穴形核，扩张和聚合机理^[30]

大多数钢材在轧制过程中包含杂质及微孔洞,当有足够的力施加在杂质周围质点粘结界面时,界面开始破坏,空穴在杂质周围形核;空穴形核后,随着等效塑性应变的增加,空穴逐渐扩张,此时各空穴扩张相互独立;当空穴扩展至一定程度后,相邻空穴扩展不再独立,将会相互作用,空穴逐渐拉长呈椭球型,相邻空穴开始聚合;随着等效塑性应变的进一步的增加,沿荷载轴向相邻空穴突然扩张形成宏观裂缝,材料断裂。

(2) 脆性断裂

钢材脆性断裂是钢材断裂的另外一种形式,其断裂是突然发生的,主要分为劈开断裂与晶间型断裂。其中劈开断裂是断面位于晶体内部的一种突然脆性断裂,如图 1.4^[30]所示,晶间型断裂是断面位于晶体边界的突然脆性断裂,如图 1.5^[30]所示。脆性断裂断裂表面比延性断裂表面光滑,而断裂表面光滑发光是劈开断裂的主要特征,可用于区别延性断裂,判断钢材的破坏类型。

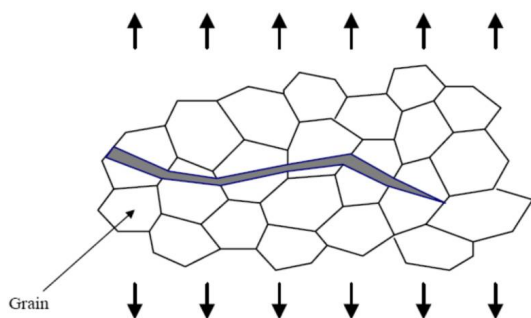


图 1.4 劈开断裂^[30]

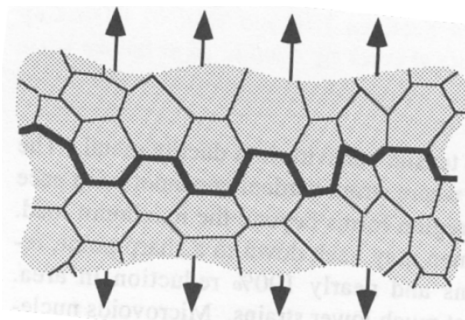


图 1.5 晶间型断裂^[30]

(3) 延性与脆性转变

虽然延性断裂与脆性断裂时表面上互不相关的断裂机制,通常脆性断裂断裂面较为光滑,而延性断裂断裂面较为粗糙,但实际上,断裂通常是由微空穴扩张和聚合的延性机制开始,随后突然转变为脆性劈开断裂模式。而这种延性脆性转变模式经常发生在中等温度和中等约束情况下。

1.3.2 钢材疲劳破坏分类

疲劳是在循环应力作用下裂纹扩展并最终破坏的过程^[31]。对于承受循环荷载作用的结构或构件,通常会发生疲劳破坏特征。根据循环次数的不同,疲劳破坏可分为高周疲劳破坏、低周疲劳破坏以及超低周疲劳破坏:

(1) 高周疲劳破坏

高周疲劳破坏是较小的应力应变幅循环作用几十万次引起构件的破坏,在土木工程中,其循环次数 $N > 10^4$, 应力应变幅值一般均在弹性范围内,构件多发生突然的脆性断裂。

(2) 低周疲劳破坏

低周疲劳是较大的应力应变幅循环作用几十次或几百次引起的破坏，即循环次数 $10^2 < N < 10^4$ ，此时应力及应变幅值通常部分进入塑性状态，构件多发生延性转脆性型断裂。

(3) 超低周疲劳破坏

超低周疲劳破坏是大的应力应变幅循环几十次甚至十次以内就引起破坏，及循环次数 $N < 10^2$ ，此时应力及应变幅值通常进入深度塑性状态，构件在这种疲劳荷载作用下多发生延性损伤断裂。

构件在强烈地震荷载作用下的疲劳通常属于超低周疲劳破坏范畴，其通常循环几十次甚至十次以内就引起破坏，此时构件进入高度的材料、几何非线性，需要考虑累积损伤对受力性能的影响。而构件在破坏前均承受了深度的塑性变形，对应的破坏类型为延性破坏。本文主要研究的就是耗能 X 形软钢阻尼器发生这种超低周疲劳的损伤。

1.3.3 钢材损伤断裂研究现状

(1) 断裂力学研究方法

传统断裂力学方法^[32]研究含初始缺陷或裂纹的物体在外界条件作用下裂纹的扩展、失稳开裂、传播和止裂规律。其认为材料中不可避免存在宏观初始裂纹，通过分析裂缝周围应力应变场来研究裂纹的扩展过程，即当裂纹扩展释放的应变能超过撕裂材料所需要的能量时，则材料发生了断裂破坏或者裂纹尖端张开位移超过其临界值时则材料发生断裂。

断裂力学方法经过 50 多年的发展，虽得到了广泛应用，但仍存在一些缺陷和局限性：1) 断裂力学方法均假定材料具有初始裂纹或初始缺陷，其因此其对无宏观初始缺陷和发生显著屈服的延性断裂问题则不太适用；2) 由于传统断裂力学方法不考虑应力的三轴性因素，无法适用于以三向应力状态为主的断裂问题。

(2) 损伤力学研究方法^[33]

损伤力学使用损伤因子 D 来表征材料内部因为微观开裂引起的材料有效截面及刚度的损伤，即材料软化：

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D} \quad (1.1)$$

式中， D 为损伤因子，取值范围为 $[0\sim 1]$ ， σ 为材料的极限应力， $\bar{\sigma}$ 为材料有效应力。由式 (1.1) 可以看出，确定损伤因子 D 便可确定损伤后材料的应力软化路径，即应力软化后材料的本构关系，因此确定损伤因子 D 是损伤力学模型的主要目的，表征损伤因子的函数则为损伤演化准则。而材料损伤因子可表示为材料耗能势能 φ 对损伤应变能量释放率 y 的偏导数：

$$D = \frac{\partial \varphi}{\partial y} \quad (1.2)$$

对于损伤应变能量释放率 y ，众多学者研究结果基本相同，不存在争议，但是材料耗能势能 φ 的建立则一直存在争议，不同学者^[34]对料耗能势能 φ 给出了不同的定义，需要指出的是 y 及 φ 的表达式通常较为复杂，导致无论是哪种损伤演化准则，损伤因子的表达式所需要的参数均较多，且各参数之间常常相互耦合，因此确定损伤模型较为复杂。

损伤力学模型相较于断裂力学方法，模型较为复杂，另外损伤力学模型是建立在经验的假设上，不像空穴增长微观断裂那样具有很强的物理力学背景，因此该模型仍需要大量的试验来验证。

(3) 空穴增长微观断裂预测方法

基于微观机制的断裂预测方法不考虑材料内部初始缺陷的大小及分布（考察材料不含宏观初始缺陷，区别于断裂力学），将初始缺陷平均化，然后将平均化后的初始微缺陷作为一种内变量与应力应变建立联系，研究其损伤的萌生及演化。

1) 单调荷载作用下的微观机制模型

单调荷载作用下的微观机制模型主要有空穴扩张模型（VGM）和应力修正临界应变模型（SMCS）。

Rice 和 Tracey^[35]推导了理想弹塑性材料中的单个圆柱形和球形空穴在三轴应力作用下的扩张方程，指出空穴扩张速率与应力状态的三轴性成指数关系，依此提出了 VGM 模型：

$$\eta = \frac{\ln\left(\frac{R}{R_0}\right)_{critical}}{0.283} = \int_0^{\varepsilon_p} \exp(1.5T) d\varepsilon_p \quad (1.3)$$

式中， η 为一个材料特性常数，从空穴扩张角度定义了材料承载力，可用钢材拉伸试验对其进行标定， R_0 为初始空穴半径， R 为当前空穴半径， T 为应力三轴度，为有效应力与平均应力的比值，表征钢材的应力状态的一个参量， ε_p 为等效塑性应变， $d\varepsilon_p$ 为等效塑性应变增量。

VGM 模型中包含了应力三轴度对塑性应变的积分，然而在许多实际情况中，例如材料在单轴拉伸过程中，即使塑性应变增加很快，但应力三轴度大体上保持不变，因此式（1.3）积分号里面的项可以作为一个乘积，VGM 模型简化为：

$$\varepsilon_p^{critical} = \alpha \exp(-1.5T) \quad (1.4)$$

$$\alpha = \frac{\ln\left(\frac{R}{R_0}\right)_{critical}}{0.283} \quad (1.5)$$

其中, α 为一材料参数, 式 (1.4) 及式 (1.5) 即为应力修正临界应变模型 SMCS,

2) 循环荷载作用下的微观机制模型

超低周疲劳荷载作用下的微观机制模型有 DSPS^[36]模型以及循环空穴扩张模型 CVGM^[36]两种。

针对 SMCS 没有考虑加载历史的影响, 即没有考虑负的应力三轴度的影响, Kanvinde 与 Deierlein^[36]提出了循环加载作用下的 DSPS:

$$\varepsilon_{critical}^* = \exp(-\lambda_{DSPS}\varepsilon_p) \cdot \varepsilon_p^{critical} \quad (1.6)$$

其中 $\varepsilon_{critical}^*$ 为有效塑性应变临界值, 有效塑性应变定义为受拉等效塑性应变与受压等效塑性应变的差值, λ_{DSPS} 为损伤参数, 可由材试件在循环荷载下的试验确定。由式 (1.6) 可以看出, DSPS 模型本质上是 SMCS 模型的扩充, 利用有效塑性应变替代 SMCS 模型的等效塑性应变, 从而量化循环荷载下的空穴扩张。

DSPS 模型假定应力三轴度不随塑性应变的增加发生显著变化, 而延性较好的材料在破坏前发生较大的变形, 应力三轴度将发生很大变化, 为了克服这一假定的局限性, 并尽可能准确地追踪空穴扩张和聚合过程, 提出了 CVGM 模型:

$$\exp(-\lambda_{DSPS}\varepsilon_p) \cdot \eta = \sum_{t-cycles} \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \exp(|1.5T|) \cdot d\varepsilon_t - \sum_{c-cycles} \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \exp(|1.5T|) \cdot d\varepsilon_c \quad (1.7)$$

式中, ε_t 为拉应变, ε_c 为压应变, ε_1 与 ε_2 为积分上下界应变, T 为应力三轴度, η 为 VGM 模型中的韧性参数。

DSPS 模型不需要积分, 计算较简单, 但应用时需要进行单调加载分析获得参数 η , CVGM 模型比 DSPS 模型更精确, 但是应用时需要积分, 计算复杂。

1.4 构件层次损伤模型研究现状

出于性能化设计的需求以及震后阻尼器损伤评估需求, 量化软钢阻尼器结构损伤是十分必要的, 传统认为只要满足规范关于最大位移及最大出力就可以按照阻尼器设计性能进行设计, 实际上在罕遇地震或超过罕遇地震的作用下, 消能器可能遭到破坏, 在中震作用下, 位移型耗能器也可能由于累积塑性变形发生一定损伤。但目前为止, 国内外对结构和构件破坏准则的研究仅限于结构的抗震分析, 很少研究阻尼器的破坏准则。目前提出来的主要破坏模型如下:

(1) 基于变形的破坏模型

1) Newmark 损伤模型^[37]

Newmark 等人认为最大塑性变形是损伤产生的主要原因，其提出的损伤模型突出了最大塑性变形的对损伤的贡献，损伤模型形式为线性函数：

$$D = \sum_{i=1}^N (\mu_{si, \max} - 1) \quad (1.8)$$

式中， $\mu_{si, \max}$ 为第 i 圈以前构件的最大延性系数。

2) 董宝等人损伤模型^[38]

董宝等人根据试验结果，突出了最大塑性变形的重要性，一定程度上考虑了首超破坏，提高了最大变形的损伤权重：

$$D = (1 - \beta) \frac{\Delta_{i, \max} - \Delta_y}{\Delta_u - \Delta_y} + \beta \cdot \sum_{i=1}^N \frac{\Delta_i - \Delta_y}{\Delta_u - \Delta_y} \quad (1.9)$$

式中， β 为权值，对于钢结构，建议取 0.0081， $\Delta_{i, \max}$ 为第 i 圈及其以前构件的最大位移。

(2) 基于变形与能量的破坏模型

1) Park-Ang 损伤模型^[39]

Park 和 Ang 根据大量混凝土柱循环加载试验，提出了最大塑性变形与累积滞回耗能的双参数模型，该模型既能考虑首次超越破坏，又能反映地震累积损伤，即综合考虑了地震动幅值、频谱与持时的影响，是一个较为综合的损伤指标，在工程中得到广泛应用。该模型突出了最大变形对损伤贡献的重要性，给予最大变形特殊的权重：

$$D = \frac{\Delta_{i, \max} - \Delta_y}{\Delta_u - \Delta_y} + \beta \frac{\int dE}{F_y (\Delta_u - \Delta_y)} \quad (1.10)$$

式中， Δ_u 为构件单调荷载作用下的最大变形， β 为权值，可由构件拟静力加载试验确定， $\int dE$ 为累积滞回耗能， F_y 为构件的屈服荷载， Δ_y 为屈服位移。

2) Usami 改进损伤模型^[40]

Park-Ang 损伤模型由于其能量项与位移项是线性组合，因此不能反映大塑性变形较小塑性变形对结构损伤影响更大的试验结果，且仅适用理想弹塑性。为了解决这两个问题，Usami 和 Kumar 对 Park-Ang 模型进行了改进，提出了改进模型，采用了指数形式：

$$D = (1 - \beta) \left(\frac{\Delta_{i, \max} - \Delta_y}{\Delta_u - \Delta_y} \right)^c + \beta \sum_{i=1}^n \left(\frac{E_i}{F_y (\Delta_u - \Delta_y)} \right)^c \quad (1.11)$$

式中， β 与 c 为损伤模型参数，可由试验确定， E_i 为第 i 圈循环的滞回耗能，其

余参数含义同式 (1.10)。

3) 欧进萍损伤模型^[41]

与 Usami 模型类似, 欧进萍等人提出了能够反映大塑性变形较小塑性变形对结构损伤影响更大的试验结果的损伤模型, 模型采用指数形式, 与 Usami 模型不同的是该模型并没有给最大位移特殊的权重:

$$D = \left(\frac{\Delta_{i,\max} - \Delta_y}{\Delta_u - \Delta_y} \right)^\beta + \left(\frac{\sum_{i=1}^n E_i}{E_u} \right)^\beta \quad (1.12)$$

式中, E_u 为构件的极限滞回能, β 为模型指数, 对于钢结构, β 建议取值 2。

(3) 基于低周疲劳的损伤模型

1) Krawinkler-Zhorei 模型^[42]

Krawinkler 等人根据钢构件常幅加载破坏试验, 提出了一种基于低周疲劳失效的损伤破坏模型:

$$D = \sum_{i=1}^N \left(\frac{\Delta_i - \Delta_y}{\Delta_u - \Delta_y} \right)^c \quad (1.13)$$

式中, Δ_i 为第 i 圈循环的位移幅值, 其余参数同前述。该模型虽然从形式上仅与加载位移有关, 但是从本质上隐含着以累积滞回耗能作为损伤变量。但是与 Park-Ang 模型一样, 该模型更加适用于对理想弹塑性模型的损伤预测, 并且该模型不能考虑非等幅加载。

为了克服式 (1.13) 损伤模型的上述缺点, 对于非理想弹塑性构件, 损伤指数可表达为:

$$D = \sum_{i=1}^N \left(\frac{E_i}{E_{mon}} \right)^c \quad (1.14)$$

式中, E_{mon} 为单调荷载作用下的极限滞回能。

1.5 本文研究目的、意义和内容

1.5.1 研究目的及意义

从文献回顾上来看, 现有的软钢阻尼器研究主要集中在软钢阻尼器的开发与应用中, 而针对软钢阻尼器的性能研究则均是研究阻尼器正常工作情况下结构的抗震性能与力学性能, 较少研究阻尼器的极限损伤破坏性能。然而, 在日本 311 地震的震害调查中发现阻尼器具有工作极限状态, 需要考虑阻尼器在强震下的损

伤破坏对结构的影响。因此，软钢阻尼器的损伤研究将显得十分有意义，研究成果一方面可以用于损伤性能的抗震设计中，另一方面可以为震后阻尼器的损伤评估及更换提供依据。

软钢阻尼器作为一种结构构件，同一般结构构件一样，在实际地震中，损伤破坏始于材料层次，然后随着材料损伤的不断累积发展，最终引起构件破坏，因此为研究阻尼器在地震作用下的损伤演化规律，判断阻尼器的损伤程度，有必要从材料及构件两个层次上来研究阻尼器的损伤性能。材料层次研究主要是依据钢材的损伤断裂机理，判断软钢阻尼器的破坏类型，然后利用微观损伤模型来预测材料损伤起始时刻、明确材料损伤分布。构件层次研究主要是依据宏观指标的退化（如刚度、承载力、滞回性能）来评价阻尼器的损伤程度，由于其损伤变量为工程中常用的宏观指标，容易获得，在工程应用较广。

综上所述，本文的研究目的是利用微观机制的损伤模型对阻尼器进行损伤模拟，明确阻尼器的损伤分布及各个阻尼器各个部位的损伤发展路径，再利用构件层次的损伤模型对阻尼器进行损伤退化预测，然后将阻尼器损伤程度与破坏现象进行对比，建立损伤指数与损伤程度的对应关系，得到材料层次到构件层次的演化规律，从而为阻尼器震后损伤评估及更换提供依据。

1.5.2 研究思路及技术路线

根据上述研究背景及研究目的，本文采用理论分析、试验研究、数值模拟相结合的研究方法，分四个方面对软钢阻尼器损伤进行研究：阻尼器设计→阻尼器试验→材料层次损伤模拟→构件层次损伤研究。各个方面的研究内容及研究目的见图 1.6。

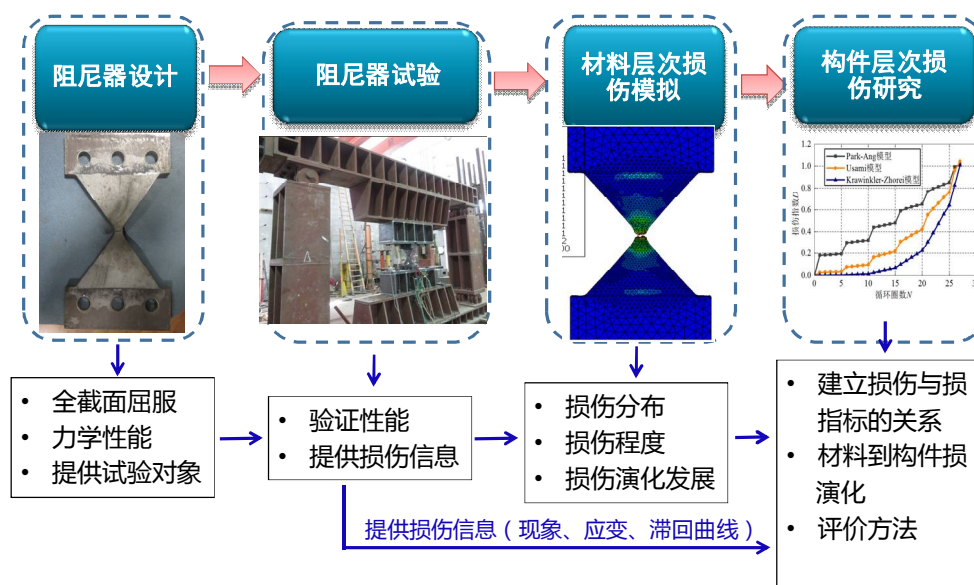


图 1.6 耗能软钢阻尼器损伤评估研究过程

1.5.3 本文的主要研究内容

本文的主要内容及章节安排如下：

(1) 第一章为绪论。主要阐述了本课题的研究意义及目的，介绍了软钢阻尼器及损伤研究的现状，指出了目前研究的不足。

(2) 第二章为软钢阻尼器的理论研究及数值模拟。主要通过理论分析设计了一种相同厚度全截面屈服耗能 X 形软钢阻尼器，并对其力学性能进行了理论分析；利用钢材拉伸试验得到的真实应力应变曲线，对所设计的阻尼器进行了数值模拟，以验证所设计的阻尼器的力学性能。

(3) 第三章为软钢阻尼器性能的试验研究。主要研究软钢阻尼器的力学性能及疲劳性能，确定了阻尼器的恢复力模型，并且为后续阻尼器损伤研究提供相关试验数据。

(4) 第四章为基于微观损伤模型的软钢阻尼器损伤分析。主要引入材料层次的适用于延性破坏的损伤模型对第三章试验过程中的阻尼器进行损伤模拟，明确了阻尼器的损伤程度、损伤分布以及损伤发展路径。

(5) 第五章为阻尼器构件损伤研究。主要通过软钢阻尼器损坏程度与破坏现象的对比，建立了阻尼器损坏程度与破坏现象的对应关系，对比研究了三种模型，选择了一种适用于描述软钢阻尼器的损伤模型，建立了损伤指数与损伤程度的对应关系，明确了阻尼器材料层次到构件层次的损伤演化规律。

(6) 第六章为结论与展望。主要归纳全文的研究成果，指出需要进一步研究的方向。

第2章 软钢阻尼器的理论研究及数值模拟

2.1 引言

软钢阻尼器是目前国内外广泛研究的各种耗能装置中构造最为简单的耗能器，它充分利用软钢材料较好的屈服后性能来耗散地震能量。其减振机理明确，经济耐用，安装方便，既可用于新建建筑的抗震控制，也可用于旧有建筑的加固维修^[43]。软钢阻尼器具有良好的疲劳特性，稳定的滞回性能，不受温度的影响等优点，成为目前国内外应用最广的消能器之一。

软钢阻尼器按照耗能机理分为 4 种：轴向拉压变形耗能、面内弯曲耗能、面外弯曲耗能及面内剪切耗能。其中面外弯曲耗能软钢阻尼器常用形状为 X 型、三角形及中空菱形^[44]，这些不同形状的面外弯曲耗能阻尼器的耗能机制是一致的，即软钢片在截面相同厚度处的应力是相等的，且沿截面高度由外至内同时进入屈服状态，实现了全截面屈服，充分发挥了软钢阻尼器的耗能能力。

本章通过研究软钢阻尼器的屈服力、屈服位移、屈服刚度、极限剪力等力学性能，设计一个全截面屈服的 X 形软钢阻尼器，并通过数值模拟验证了所设计的 X 形阻尼器具有良好的耗能性能，为第三章阻尼器拟静力试验研究提供研究依据及研究对象。

2.2 弯曲耗能软钢阻尼器构造、特点及性能参数

2.2.1 软钢阻尼器的构造和耗能机理

本章研究的 X 形软钢阻尼器如图 2.1 所示，每个阻尼器由若干 X 形软钢片组成，各软钢片与端板通过焊接或螺栓连接。阻尼器通过上下端板发生相对位移使得各片 X 形软钢片发生平面外屈服来耗散地震输入到结构中的能量。

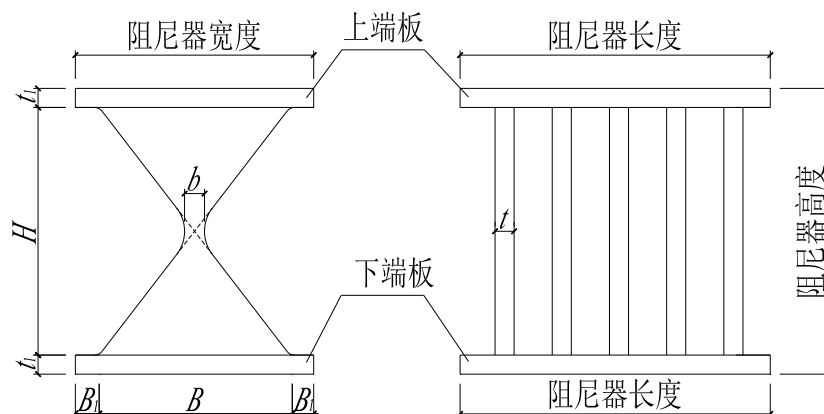
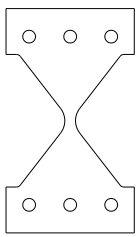
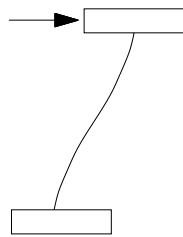
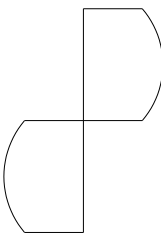
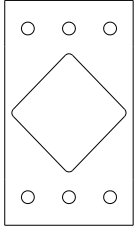
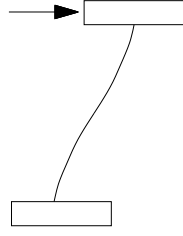
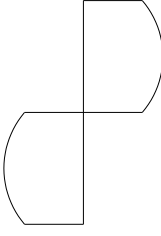
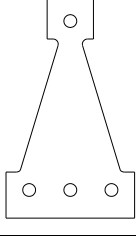
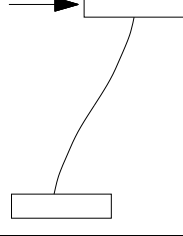
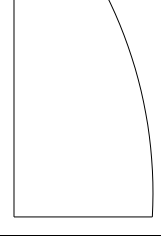
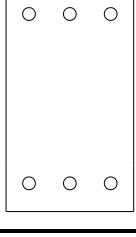
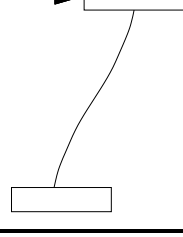
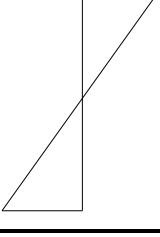


图 2.1 X 形软钢阻尼器构造图

表 2.1 列出了不同形状的阻尼器单片的屈服位移及相应的应力分布情况，由表 2.1 可知，矩形软钢片仅在钢板上下两端屈服，在给定的位移作用下，钢板两端曲率及应变需求较大，因此可能会因为端部发生局部屈曲而使阻尼器失效，不能充分发挥软钢的耗能能力。而其他三种形状的软钢阻尼器应力分布较为均匀，不会因为钢板局部屈曲而失效，能够充分发挥软钢材料的耗能能力。

表 2.1 不同形状面外屈服耗能软钢阻尼器耗能机制

几何形状	外形	变形	应力分布	评价
X 型				应力分布较均匀，不会因局部屈曲而破坏
中空菱形				应力分布较均匀，不会因局部屈曲而破坏
三角形				应力分布较均匀，不会因局部屈曲而破坏
矩形				应力分布两端大，中间小，可能会因局部屈曲而破坏

2.2.2 X 形软钢阻尼器的特点及应用范围

本章 X 形阻尼器不同于其他类型的耗能器(如粘滞阻尼器、黏弹性阻尼器以及油阻尼器)，具有以下特点及优点：

(1)小震作用下，阻尼器提供刚度，作为结构抗侧力的一部分；大震作用下，阻尼器弯曲屈服，耗能地震输入到结构的能量。

(2)采用柔性耗能的理念，因此可以很好的降低竖向抗侧力构件的截面尺寸，减少剪力墙的用量，降低结构的造价。在结构的抗侧力构件相同的情况下，可以

适当地降低主体结构的抗震构造措施。

(3) 阻尼器仅仅作为抗侧力构件的一部分，即使在地震作用下遭到损伤或者损坏后，也不会影响主体结构的竖向承载力，且震后易于修复。而且能够依据结构不同的性能要求，在结构框架间设置相应数量的阻尼器，从而有利于实现基于性能化设计的要求。

(4) 相较于粘滞阻尼器、黏弹性阻尼器，X 形软钢阻尼器受环境温度影响小，具有稳定的力学性能。

由于 X 型软钢阻尼器具有构造简单、力学性能稳定、力学概念明确、易于更换等优点，至 1972 年新西兰学者 Kelly^[45]等人提出金属屈服耗能阻尼器以来，软钢阻尼器在建筑结构中得到了广泛应用^[46, 47]。在新建建筑中使用此类阻尼器^[48]，可以有效地提高建筑的可靠度；若新建建筑本身不满足抗震设防要求或者是即使能够满足现有规范要求，但是所需要的经济代价太大，此时设置此类阻尼器装置，可使得结构满足相应的抗震设防要求，并且可以适当的降低结构造价；对于已有建筑的抗震加固，结构耗能集中在耗能器上，大大减少主体结构的损伤。

2.2.3 单片 X 形软钢阻尼器的力学理论分析

本章研究的阻尼器由若干个 X 形阻尼单片组成，这种耗能器通过 X 形钢板的侧向弯曲屈服而耗能。它的最大优点在于相同厚度处的各点将同时达到屈服，充分发挥了软钢材料的塑性性能，大大提高了耗能能力。其力学简图如图 2.2 所示。由于阻尼器中间颈部段仅仅传递剪力，宽度一般较小，故可以简化为图 2.2 的形状。

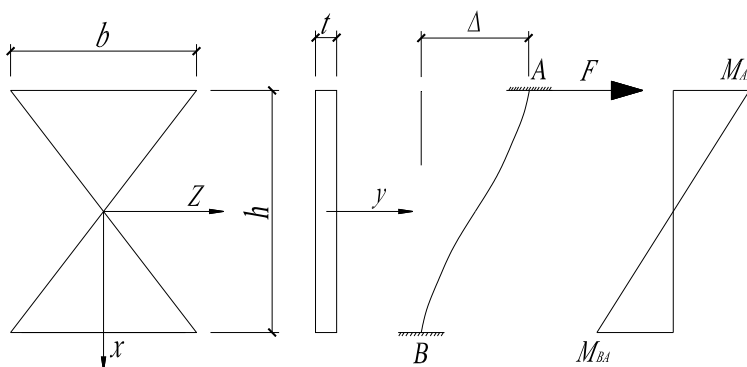


图 2.2 单片 X 形阻尼器计算简图

该阻尼器在平面外同时承受剪力及弯矩，相当于横力弯曲梁。根据材料力学弹性理论可知，对于矩形截面简支梁，当梁跨高比大于 5 时，横截面的最大正应力可按纯弯曲时的公式计算，其计算结果误差不超过 1%，且梁跨高比越大，误差越小^[49]。对于工程实际中常用的 X 形软钢阻尼器，其跨高比 h/t 通常大于 10，可以采用纯弯曲时的正应力计算公式来近似计算阻尼器横截面上的正应力。

(1) 单片 X 形阻尼器屈服剪力 F_y

由图 2.2 可知，阻尼器沿轴 x 上下对称，利用对称性，可得到图 2.3 的计算简图。由图 2.3 可得到任一截面 x 的弯矩及截面参数。

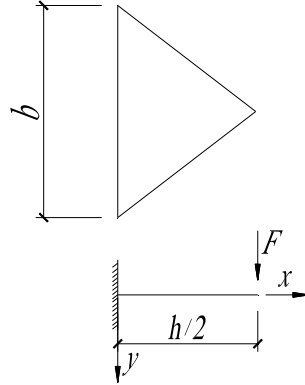


图 2.3 阻尼器计算简图

$$M_x = (h/2 - x)F \quad (2.1)$$

$$b_x = \frac{(h - 2x)}{h} \cdot b \quad (2.2)$$

$$I_z = \frac{b_x t^3}{12} = \frac{h - 2x}{12h} b t^3 \quad (2.3)$$

式中， M_x 、 b_x 及分别是 x 处的截面弯矩、截面宽度及惯性矩， h 和 t 指的是单片阻尼器的厚度及高度。

阻尼器任一点的应力如式 2.4:

$$\sigma = \frac{M_x}{I_z} z = \frac{6Fh}{bt^3} \cdot z \quad (2.4)$$

式中， z 为截面上点到中性轴 y 的距离。由式 (2.4) 可知，阻尼器任一点的应力与截面位置无关，仅是变量 z 的函数，这说明阻尼器在相同厚度处各点应力是相同的。因此，X 形阻尼器能够实现全截面屈服，相同厚度处各点也将同时屈服。

假定，软钢的屈服应力为 f_y ，由材料力学知识可知，阻尼器截面最外边缘将首先发生屈服，此时 $z = z_{\max} = t/2$ ，对应的外力 F 即为屈服剪力 F_y ：

$$F_y = \frac{f_y b t^3}{6h z_{\max}} = \frac{f_y b t^2}{3h} \quad (2.5)$$

 (2) 屈服位移 Δ_y

由材料力学可知阻尼器在弹性阶段任一截面曲率为：

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M_x}{EI_z} = \frac{\delta}{Ez} \quad (2.6)$$

由式 (2.6) 可知, 阻尼器截面曲率与 x 无关, 即各 x 处截面曲率相等。也容易证明, 阻尼器在循环位移作用过程中, 任一时刻, 阻尼器钢板均做等曲率变形。因此可按照图 2.4 建立位移与曲率半径和高度的关系式。

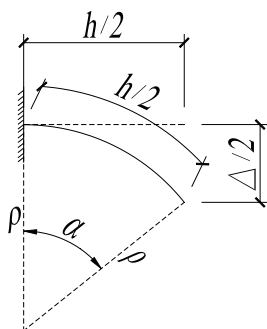


图 2.4 阻尼器屈服位移计算简图

由图 2.4 可知:

$$\frac{\Delta}{2} = \rho(1 - \cos \alpha) \quad (2.7)$$

由于 α 极小, 故 $\cos \alpha$ 可按照泰勒级数公式展开:

$$\cos \alpha \approx 1 - 2\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 \quad (2.8)$$

$$\alpha \approx \frac{h/2}{\rho} \quad (2.9)$$

联立式 (2.6) ~ 式 (2.9) 可得:

$$\Delta = \frac{\sigma h^2}{4Ez} \quad (2.10)$$

由材料力学可知, 阻尼器截面最外边缘将首先发生屈服, 此时 $z = z_{\max} = t/2$, 对应的位移即为屈服位移:

$$\Delta_y = \frac{f_y h^2}{2Et} \quad (2.11)$$

(3) 单片 X 形阻尼器初始刚度 k_0

联立式 (2.5) 和式 (2.11) 可得单片阻尼器的初始刚度为:

$$k_0 = \frac{F_y}{\Delta_y} = \frac{2Ebt^3}{3h^3} \quad (2.12)$$

(4) 单片 X 形阻尼器极限剪力 F_u

由纯弯曲梁的计算公式可知: $M_u = 1.5M_y$ (2.13)

式中 $M_u = (1/2)F_u h$ 为梁所能承受的极限弯矩， $M_y = (1/2)F_y h$ 为梁的屈服弯矩，因此单片 X 形阻尼器的极限剪力为：

$$F_u = 1.5F_y = \frac{f_y b t^2}{2h} \quad (2.14)$$

(5) 截面最大应变 ε_m

在材料进入塑性阶段后，式 (2.6) 中曲率与弯矩的关系式不再成立，此时曲率与弯矩的关系需要从软钢材料的应力应变曲线中获得。假定软钢的应力应变关系为图 2.5 所示的带有屈服平台的应力强化模型，即：

$$\begin{cases} \sigma = E\varepsilon & |\varepsilon| \leq \varepsilon_y \\ \sigma = \sigma_y & \varepsilon_y < |\varepsilon| \leq \varepsilon_{st} \\ \sigma = \sigma_y + E_{st}(\varepsilon - \varepsilon_{st}) & |\varepsilon| > \varepsilon_{st} \end{cases} \quad (2.15)$$

式中， σ_y 与 ε_y 为软钢材料的屈服应力及屈服应变， E 为软钢弹性模量， E_{st} 与 ε_{st} 为强化模量及初始强化所对应的应变。

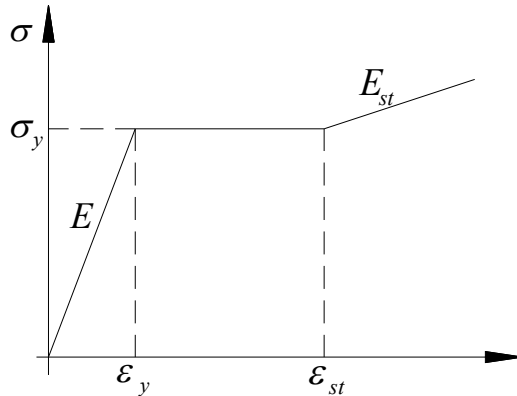


图 2.5 钢材应力-应变曲线

由图 2.5 钢材的应力应变曲线可以得到钢材各个阶段弯矩 M 与曲率半径 ρ 的关系式：

$$\begin{cases} \frac{1}{\rho} = \frac{M}{EI_x} & |\varepsilon| \leq \varepsilon_y \\ \frac{M}{M_y} = \frac{3}{2} \left[1 - \frac{1}{3} \left(\frac{\rho}{\rho_y} \right)^2 \right] & \varepsilon_y < |\varepsilon| \leq \varepsilon_{st} \\ \frac{M}{M_y} = \frac{3}{2} \left[1 - \frac{1}{3} \left(\frac{\rho}{\rho_y} \right)^2 \right] + \frac{E_{st}}{E} \left[\frac{\rho}{\rho_y} - \frac{3\varepsilon_{st}}{2\varepsilon_y} + \frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_{st}}{\varepsilon_y} \right)^3 \left(\frac{\rho}{\rho_y} \right)^2 \right] & |\varepsilon| > \varepsilon_{st} \end{cases} \quad (2.16)$$

式中： ρ 为曲率半径， ε_m 为截面最外边缘的应变； M_y 为截面屈服弯矩， ρ_y 为与 M_y 对应的曲率半径。式 (2.16) 中第 2, 3 式引用了学者吕烈武^[50]的研究成果。

将式 (2.1) 及 (2.3) 代入式 (2.16) 可得:

$$\begin{cases} \frac{1}{\rho} = \frac{6Fh}{Ebt^3} & |\varepsilon| \leq \varepsilon_y \\ \frac{3Fh}{\sigma_y bt^2} = \frac{3}{2} \left[1 - \frac{1}{3} \left(\frac{\rho}{\rho_y} \right)^2 \right] & \varepsilon_y < |\varepsilon| \leq \varepsilon_{st} \\ \frac{3Fh}{\sigma_y bt^2} = \frac{3}{2} \left[1 - \frac{1}{3} \left(\frac{\rho}{\rho_y} \right)^2 \right] + \frac{E_{st}}{E} \left[\frac{\rho}{\rho_y} - \frac{3\varepsilon_{st}}{2\varepsilon_y} + \frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_{st}}{\varepsilon_y} \right)^3 \right] \left(\frac{\rho}{\rho_y} \right)^2 & |\varepsilon| > \varepsilon_{st} \end{cases} \quad (2.17)$$

由式 (2.17) 可知, 即使进入塑性阶段, 曲率半径 ρ 仍与 x 值无关, 即阻尼器在各个截面处的曲率相等, 阻尼器在任一时刻均做等曲率变形。由材料力学及变形关系可得截面最外边缘应变:

$$\varepsilon_m = \frac{(t/2)}{\rho} \quad (2.18)$$

联立式(2.7)~(2.9)得:

$$\rho = \frac{h^2}{4\Delta} \quad (2.19)$$

将式 (2.19) 代入式 (2.18) 可得截面最大应变:

$$\varepsilon_m = \frac{2\Delta t}{h^2} \quad (2.20)$$

2.3 X 形软钢阻尼器设计

X 形软钢阻尼器是通过软钢片的反复屈服变形来消耗地震输入到结构中能量。因此阻尼器在设计中应该考虑地震作用下的低周疲劳问题。

2.3.1 疲劳分析模型

钢材的低周疲劳寿命预测问题一直是土木工程领域及航天领域比较关注的问题。众多学者也均提出了相应的低周疲劳寿命预测模型^[51], 这些模型主要是将疲劳寿命与应力、应变等参数联系在一起得到的。在材料的低周疲劳的研究过程中, 有学者指出应变是比应力更为直接的描述低周疲劳问题的参量^[52]。目前应用较为广泛模型的是 Manson-Coffin 疲劳预测通用模型, 其表达式如下:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b + \varepsilon'_f (2N)^c \quad (2.21)$$

式中: σ'_f 是疲劳强度系数; E 是材料的弹性模量; b 、 c 分别是疲劳强度指数及疲劳塑性系数; N 是裂纹形成时的荷载循环次数; $\Delta\varepsilon$ 是非弹性应变幅值, 即

最大应变与最小应变之差,对于本文所设计的 X 形阻尼器, $\Delta\varepsilon = \varepsilon_m - (-\varepsilon_m) = 2\varepsilon_m$ 。

吴斌、欧进萍^[53]通过对 22 块 X 形钢板进行不同位移幅值的循环加载试验,拟合得到式 (2.21) 中的相关参数: $\sigma'_f=613.6\text{Mpa}$, $b=-0.4112$, $\varepsilon'_f=0.2021$, $c=-0.4112$, 从而得到 X 形软钢阻尼器钢板的疲劳分析模型:

$$\varepsilon_m = 0.2051(2N)^{-0.4112} \quad (2.22)$$

2.3.2 基于低周疲劳的 X 形软钢阻尼器设计理论分析

由 2.3.1 节疲劳分析模型式 2.22 可知,软钢阻尼器在地震作用下的循环次数 N 与阻尼器钢板最大应变 ε_m 呈指数相关, ε_m 越大,相应的循环次数 N 就越小,反之亦然。而根据式 2.20 可知最大应变 ε_m 与阻尼器高度 h 、厚度 t 及最大位移 Δ 相关, Δ 可以依据抗震设计规范预先设定容许值,那么可以容易地建立起 N 与阻尼器高度 h 与厚度 t 的关系。

根据我国《建筑抗震设计规范 GB50011-2010》^[54],消能建筑结构的层间弹塑性位移角,应符合预期的弹塑性变形控制要求,宜比消能非减震结构适当减小。本文取消能减震框架结构弹塑性层间变形限值为 $1/70$,阻尼器与结构层间位移相等,所以阻尼器的层间位移限值 $\Delta_m = (1/70)H$,其中 H 为结构层高。定义阻尼器在最大层间位移 Δ_m 下的循环次数 N_{\max} 为阻尼器器疲劳寿命。

本文参考吴斌、欧进萍^[53]关于疲劳下限值的规定,取下限值 $[N]=60$ 。该疲劳下限值是依据地震动输入特性以及结构自振特性做出的,是一个相当保守的限值,大致相当于在 12 秒的时程输入内,结构以最大层间位移 Δ_m 为幅值进行等幅循环运动。因此,在式 (2.20) 中取 $\Delta_m = (1/70)H$,并代入到式 (2.22) 可得到:

$$\frac{2\left(\frac{H}{70}\right)t}{h^2} = 0.2051(2N)^{-0.4112} \quad (2.23)$$

解得上式得:

$$N_{\max} = \left(\frac{5.398h^2}{Ht}\right)^{2.432} \quad (2.24)$$

由疲劳寿命应大于疲劳寿命下限值,即 $N_{\max} \geq [N]$,代入上式可得:

$$\left(\frac{5.398h^2}{Ht}\right)^{2.432} \geq 60 \quad (2.25)$$

化简上式得:

$$\frac{h^2}{t} \geq H \quad (2.26)$$

式 (2.26) 即为本文 X 形软钢阻尼器的疲劳验算公式, 此式可作为 X 形软钢阻尼器的设计依据。

2.3.3 单片 X 形软钢阻尼器设计

为保证阻尼器在小震下能够为结构提供一定的抗侧刚度, 且在大震下具有较好的耗能能力, 阻尼器的钢板厚度不宜太薄, 本文取阻尼器钢板厚 $t=20\text{mm}$ 。假定结构层高 H 为 3.3m 。则依据 2.3.2 节式 (2.26) 可得阻尼器高度: $h \geq \sqrt{Ht} = 256.9\text{mm}$, 本文取阻尼器高度为 $t=260\text{mm}$, 宽度取为 200mm 。

图 2.2 中 X 形软钢阻尼器颈部宽度 b 不仅起传递剪力的作用, 而且阻尼器侧向大变形时, 颈部还需要承担因竖向变形受到约束而产生的拉力, 这说明颈部段为软钢阻尼器的薄弱环节。

刘超^[44]通过理论推导得到在侧向力作用下端部竖向未约束软钢阻尼器的侧向变形 Δ_1 与轴向变形 Δ_2 的关系式:

$$\Delta_2 = \frac{1}{6h} \cdot \Delta_1^2 \quad (2.27)$$

式中 h 为阻尼器的高度, 由式 (2.27) 可得侧向变形与轴向变形的关系曲线如图 2.6 所示, 由图可得到以下结论:

- (1) 阻尼器侧向变形与轴向变形呈抛物线关系;
- (2) 在小震及中震作用下, 阻尼器侧向变形在 $-20\text{mm} \sim 20\text{mm}$ 时, 阻尼器轴向变形较小, 最大变形不超过 0.2mm , 轴向变形对颈部影响可以忽略;
- (3) 在大震作用下, 阻尼器侧向变形达到 $\Delta_m = (1/70)H = 47\text{mm}$ 时, 此时阻尼器的轴向变形为 1.41mm , 由于颈部横截面面积较小, 因此轴向变形集中发生在阻尼器颈部, 此时由于阻尼器竖向变形受到约束而引起的阻尼器颈部拉力不可忽略, 需要考虑颈部宽度及长度对阻尼器性能的影响;

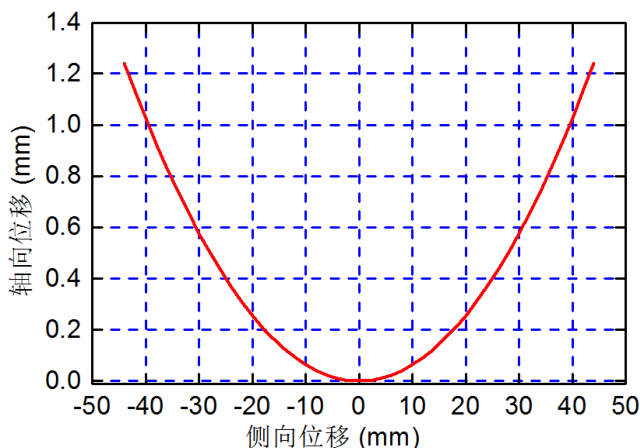


图 2.6 X 形软钢阻尼器侧向位移与轴向位移的关系曲线

本文充分考虑了阻尼器侧向变形及轴向变形的关系, 经过多次试算, 确定本文所设计的 X 形阻尼器颈部宽度为 21mm。既保证了颈部传递剪力的需要, 也保证了大震下阻尼器颈部承受拉力的需求。最终设计的单片 X 形阻尼器的具体尺寸见图 2.7。

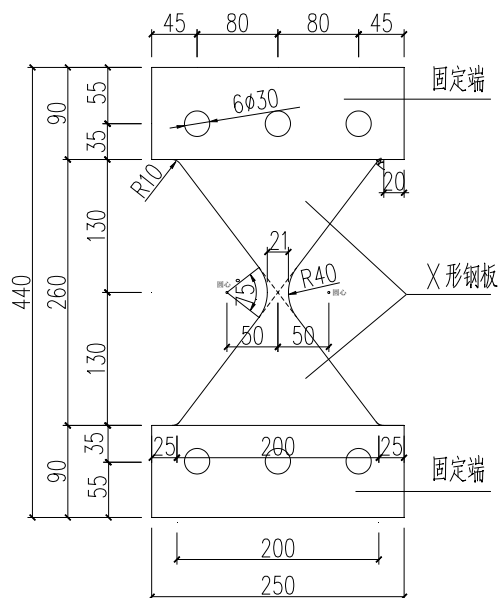


图 2.7 单片 X 形软钢阻尼器尺寸图 (单位: mm)

依据 2.2.3 节阻尼器力学性能推导公式可得所设计的软钢阻尼器力学性能: 屈服位移 $\Delta_y = 2.18 \text{ mm}$, 屈服剪力 $F_y = 26.97 \text{ kN}$, 初始刚度 $k_0 = 12.37 \text{ kN} \cdot \text{m}$, 极限剪力 $F_u = 40.46 \text{ kN}$ 。

2.4 单片 X 形软钢阻尼器数值模拟

2.3 节设计的 X 形软钢阻尼器为软钢阻尼器试验研究提供了试验对象。为了研究所设计阻尼器的耗能机理及性能, 首先应对阻尼器所采用软钢材料进行材料性能试验, 然后依据材性试验的结果对阻尼器进行初步数值模拟。

2.4.1 钢材的材料性能试验

(1) 材性试件设计及加载方法

本文 X 形软钢阻尼器所采用钢材为进口 LY225 低屈服点钢材。依据我国《金属材料-室温拉伸试验方法》(GB/T228-2010) 及《钢及钢产品力学性能试验取样位置及试样制备》(GB/T2975-1998) 的要求制备试件。材性试件与第三章试验阻尼器试件均采制同一块大钢板, 即试件的厚度与大钢板厚度相同, 均为 20mm, 试件的切割方向为钢板的轧制方向。为研究加载速率对软钢材料性能的影响, 试件加工 2 件, 其试样及尺寸如图 2.8 所示。

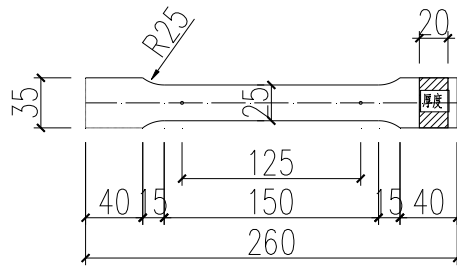


图 2.8 试件试样及尺寸 (单位: mm)

材性试验在同济大学建筑工程系建筑结构实验室进行, 试验设备为 2000kN 的双立柱电子试验机, 如图 2.9 (a) 所示。试件根据《金属材料-室温拉伸试验方法》(GB/T228-2010) 所规定的试验方法进行拉伸测试, 试件的加载速率分别为 1.5mm/min 及 3mm/min, 对应应变速率分别为 $167 \mu\epsilon/s$ 及 $333 \mu\epsilon/s$, 微机全程自动加载及记录试验数据。



(a) 试验装置

(b) 试验过程

图 2.9 材料试验

(2) 试验结果分析

试验发现, 板材试件变形良好, 破坏时均具有明显的颈缩现象, 板材试件破坏过程如图 2.9 (b) 所示, 最终破坏模式见图 2.10, 其中 1 号试件对应加载速率为 1.5mm/min 试件, 2 号试件对应加载速率为 3mm/min 的试件。



(a) 试件最终破坏

(b) 1 号试件断口

(c) 2 号试件断口

图 2.10 试件破坏图

图 2.11 给出了两种加载速率板材试件的名义应力应变 ($\sigma_{nom} - \epsilon_{nom}$) 关系曲线, 通过对应力应变曲线的分析, 得出钢材的各力学性能见表 2.2。

$$\varepsilon_{nom} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad \sigma_{nom} = \frac{F}{A_0} \quad (2.28)$$

式中， Δl 是试样标距段的长度变化量， l_0 是试样的标距段长度， F 是荷载， A_0 是试样标距段的初始截面面积。

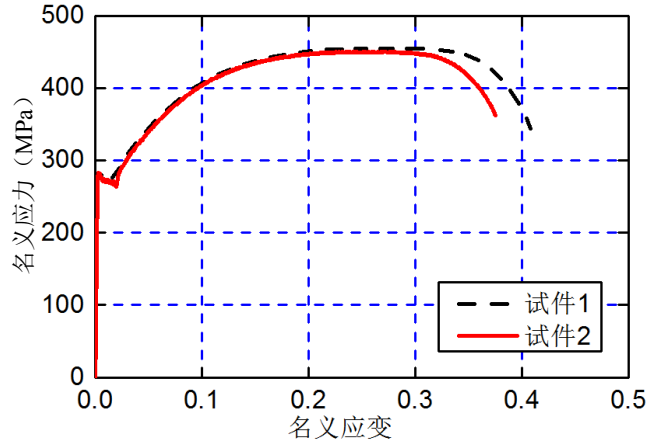


图 2.11 试样名义应力-应变曲线

表 2.2 钢材的力学性能

编号	应变速率 ($\mu\varepsilon/s$)	下屈服强度 (MPa)	上屈服强度 (MPa)	抗拉强度 (MPa)	屈强比 (%)	伸长率 (%)	弹性模量 (GPa)
1	167	266.60	280.93	454.41	58.67	41.85	208.031
2	333	263.49	271.95	449.88	60.45	38.41	205.151

由图 2.11 及表 2.2 可知：1) LY225 钢材变形性能较好，延伸率较高，具有较为稳定的屈服强度及极限抗拉强度。2) 试件屈强比均小于 0.85；具有明显的屈服平台，且伸长率均大于 20%，满足《建筑抗震设计规范 GB50011-2010》^[54] 有关建筑用钢的要求。3) 加载速率对材料力学性能有一定影响，随着加载速率的提高，钢材的屈服强度及抗拉极限强度变化不大，但延伸率减小，延性降低。

试验中得到的是应力应变曲线是名义应力应变曲线，为了准确地描述大变形过程中截面面积的改变，需要使用真实应变 ε_{true} 和真实应力 σ_{true} ，由于塑性变形的不可压缩性，真实应力应变与名义应力应变之间可进行换算：

$$\varepsilon_{true} = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln(1 + \varepsilon_{mon}) \quad (2.29)$$

$$\sigma_{true} = \frac{F}{A} = \frac{F}{A_0 \frac{l}{l_0}} = \sigma_{mon} (1 + \varepsilon_{mon}) \quad (2.30)$$

式中， l 为试件标距的当前长度， A 为试件标距段的当前截面面积。

真实应变 ε_{true} 是由塑性应变 ε_{pl} 和弹性应变 ε_{el} 两部分构成的。在 ABAQUS 中定义塑性材料材性参数时，需使用塑性应变 ε_{pl} ；

$$\varepsilon_{pl} = |\varepsilon_{true}| - |\varepsilon_{el}| = |\varepsilon_{true}| - \frac{|\sigma_{true}|}{E} \quad (2.31)$$

由于名义应力应变曲线均只根据试验数据画到摘引伸计前，实际上材料在摘引伸计后到断裂发生前还能发生很大的变形，在 ABAQUS 有限元模型中用到的材料真实应力-塑性应变曲线应延伸到断裂时刻。为此，需要测量单轴拉伸试件断裂后的直径和断裂时所能承受的力，按下式 (2.32)、(2.33) 计算断裂时刻的真实应力和应变，计算结果见表 2.3。

$$\sigma_{true}^f = \frac{F_f}{A_f} = \frac{F_f}{b_f t_f} \quad (2.32)$$

由试件标距段钢材材料体积守恒，即 $A_0 l_0 = A l$ 可得：

$$\varepsilon_{true}^f = \ln(1 + \varepsilon_{nom}^f) = \ln\left(1 + \frac{l - l_0}{l_0}\right) = \ln \frac{l}{l_0} = \ln \frac{A_0}{A} = \ln \frac{b_0 t_0}{b_f t_f} \quad (2.33)$$

式中， b_0 、 t_0 为试件标距段的初始宽度及厚度， b_f 、 t_f 为试件标距段的断裂宽度及厚度。两组试件的真实应力-塑性应变曲线如图 2.12 所示，在后续的试验模拟的 ABAQUS 有限元分析中，材料属性均按图 2.12 中的曲线输入关键点（具体见表 2.4）。

表 2.3 单轴拉伸试件断裂时的真实应力和应变

编号	初始宽度 b_0 (mm)	初始厚度 t_0 (mm)	断裂宽度 b_f (mm)	断裂厚度 t_f (mm)	断裂力 F_f (mm)	σ_{true}^f (MPa)	ε_{true}^f
1	25	20	16.50	12.64	148.3	711.07	0.87
2	25	20	16.96	12.90	157.9	721.79	0.83

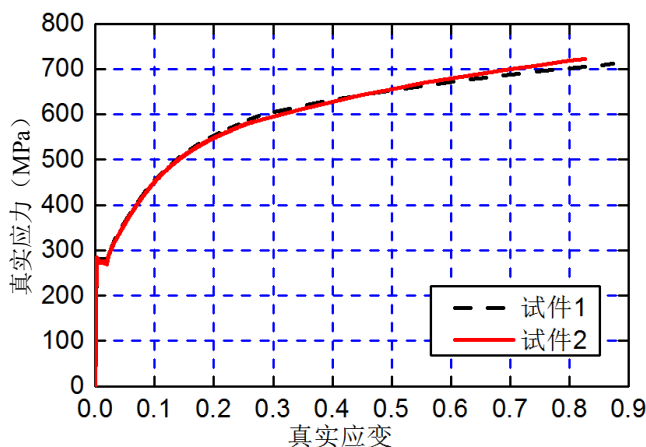


图 2.12 试样真实应力-应变曲线

表 2.4 有限元分析材料本构关系数据点

试件 1		试件 2	
真实应力 (MPa)	塑性应变	真实应力 (MPa)	塑性应变
266.6	0	263.5	0
275.9	0.00069	271.3	0.00066
300.1	0.02266	300.2	0.02419
330.5	0.03542	330.3	0.03560
360.8	0.04651	369	0.05276
390.1	0.06261	387.6	0.06176
420.5	0.07679	415.1	0.07613
450.2	0.09498	445.6	0.09433
481.5	0.11789	475.9	0.11655
510.6	0.14462	500.1	0.13795
540.4	0.17908	530.5	0.17171
570.5	0.22579	560.1	0.21894
600.1	0.28266	583.0	0.26140
711.1	0.87079	721.8	0.82652

2.4.2 单片 X 形软钢阻尼器数值模拟

本节采用大型通用有限元软件 ABAQUS 6.10 对 2.3 节设计的软钢阻尼器在单调加载以及往复加载条件下的力学性能进行分析。

(1) 有限元模型

有限元模型尺寸如图 2.7 所示所示,即耗能段宽度 $b=200\text{mm}$,高度 $h=260\text{mm}$,厚度 $t=20\text{mm}$,颈部宽度为 21mm ,为防止应力集中,中间颈部过渡段圆弧半径为 40mm ,角部圆弧过渡半径为 10mm 。耗能区段软钢材料性能选择表 2.2 及表 2.4 中试件 1 的试验结果值。采用双线性随动强化模型,单元采用 C3D8R 积分缩减单元,模型在颈部区域采用细化网格,有限元模型网格划分如图 2.13。

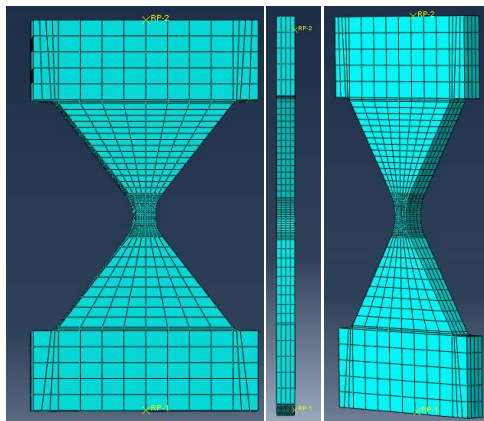


图 2.13 软钢阻尼器有限元模型正立面、侧立面、斜立面图

(2) 加载制度及边界条件

通过在有限元模型中建立参考点连接软钢阻尼器上下连接板，建立底部及顶部固定端（同时约束 U_x , U_y , U_z , Rot_x , Rot_y , Rot_z ）的约束边界条件。加载方式采用顶部平面外位移加载(U_z 方向)。分别对模型进行 15 倍屈服位移($15 D_y$) 的单向加载分析以及往复加载分析，往复加载采用三角波变幅加载，加载制度详见图 2.14。

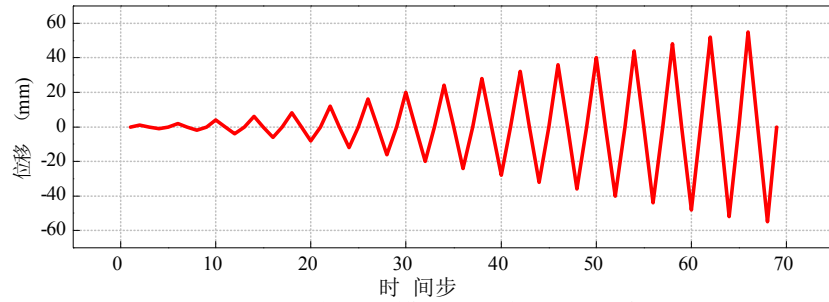


图 2.14 有限元模型往复加载时间步

(3) 有限元分析结果

单向加载受力分析 Von-Mises 应力云图详见图 2.15。往复加载滞回曲线见图 2.15。

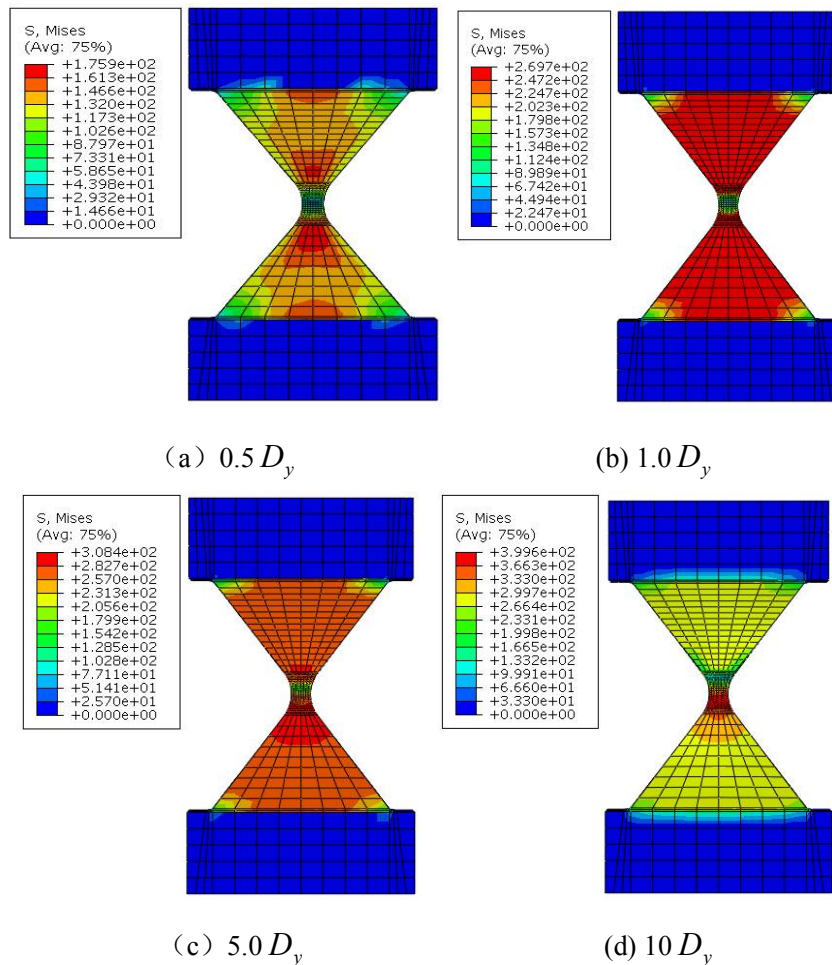


图 2.15 X 形软钢阻尼器单向加载 Von-Mises 应力云图

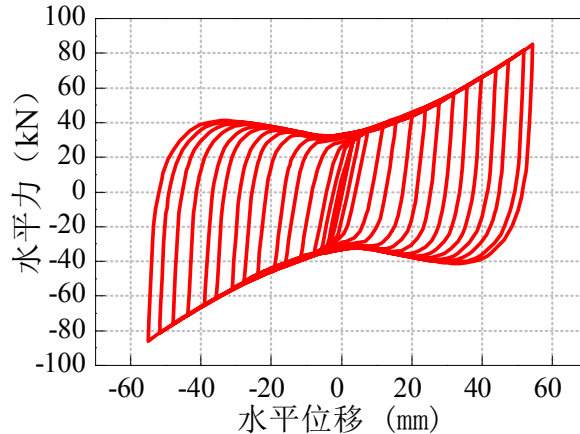


图 2.16 X 形软钢阻尼器往复加载滞回曲线图

由图 2.15 可知：在 $0.5 D_y$ 作用下，阻尼器应力分布不均匀，与颈部连接区域与阻尼器端部中间应力较大，其余部分应力较小；在 $1.0 D_y$ 作用下，能够很好的实现本文阻尼器的设计理念，在截面相同厚度处实现了全截面屈服，没有应力集中的现象；在 $5.0 D_y$ 作用下阻尼器依然能够实现等厚度全截面屈服，但与颈部相连区域，由于轴向变形作用以及剪力的影响，应力较其他区域高；在 $10.0 D_y$ 作用下，由图 2.6 可知，此时，轴向拉伸效应变得突出，颈部区域在剪力轴力的共同作用下，进入到屈服状态，参与了耗能，且应力较其他区域高。

由图 2.16 可知：本文设计的软钢阻尼器滞回曲线饱满，且具有一定的屈服后刚度，能够很好地耗能；但随着水平加载幅值的提高，滞回曲线表现出一定的上扬，这是由于大位移幅值加载下，轴向拉压效应所致。

2.5 本章小结

本章引入了疲劳分析模型，设计了一种截面相同厚度处全截面屈服的 X 形耗能软钢阻尼器，并对阻尼器进行了理论推导，得到了阻尼器的屈服位移、屈服荷载及极限荷载等力学性能；进行了两组钢材单轴拉伸材性试验，推导得到了钢材的真实应力-应变曲线；再利用钢材材性数据对所设计的阻尼器进行了初步数值模拟，模拟结果表明：所设计的阻尼器滞回耗能性能良好，能够实现本文的设计理念，即截面相同厚度处全截面屈服。

第3章 X 形软钢阻尼器性能试验研究

3.1 引言

第二章阐述了本文 X 形软钢阻尼器的设计理论，推导了其力学性能计算公式以及截面尺寸设计公式。并利用两组材性试验的数据对本文所设计的 X 形软钢阻尼器进行了初步数值模拟，模拟结果显示，本文所设计的 X 形软钢阻尼器滞回性能良好，能够实现等厚度全截面屈服的设计理念。为了进一步研究拟设计的 X 形软钢阻尼器的耗能机理、力学性能及极限性能，设计了并制作了 6 组截面尺寸完全相同的阻尼器单片，进行了力学性能试验。

3.2 试验概况

3.2.1 试验目的

- (1) 研究平面外弯曲耗能软钢阻尼器在单调加载试验下的荷载—位移曲线，确定阻尼器的最大工作行程；
- (2) 确定所设计的软钢阻尼器屈服荷载、屈服位移及屈服刚度；
- (3) 研究所设计的耗能软钢阻尼器的疲劳性能；
- (4) 研究所设计的耗能软钢阻尼器的滞回性能及应变分布；
- (5) 确定所设计的耗能软钢阻尼器的恢复力模型；
- (6) 为地震作用下的 X 形软钢阻尼器低周塑性破坏提供相关试验数据；

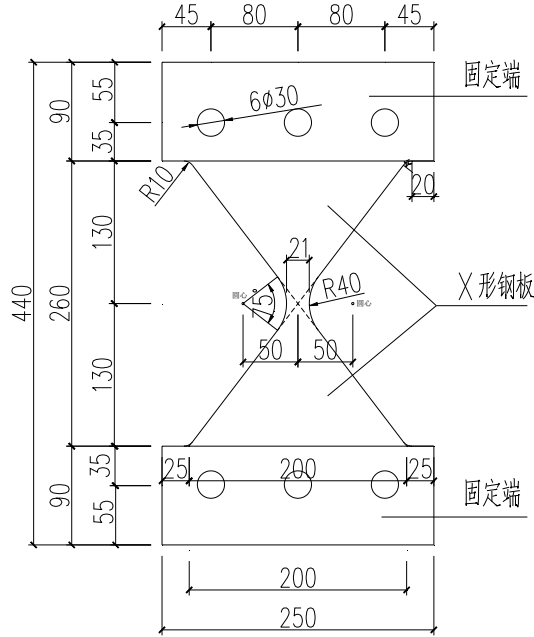
3.2.2 试件的设计及制作

本次试验阻尼器试件共 6 组，各组阻尼器尺寸完全相同，厚度均为 20mm，阻尼器材料为 LY225，其他固定装置材料采用 Q235 钢材。设计的软钢阻尼器单片尺寸及实物图如图 3.1 所示。阻尼器加工由上海彭赫机械有限公司完成，为减少试验材料的离散性，提高试验精度，所有阻尼器单片试件与 2.4.1 节的材性试件均采自同一块钢板，加工方式采用慢走丝线切割，加工精度为 $\pm 0.1\text{mm}$ 。组装后的阻尼器试验装置如图 3.2 所示。组装方式为采用 6 个 10.9 级 M27 摩擦型高强螺栓将阻尼器单片与刚度较大的固定角钢相连。为了给阻尼器提供安装空间以及避免软钢阻尼器与固定角钢直接接触产生不利影响，阻尼器单片与固定角钢之间垫有与阻尼器单片等厚度的钢垫片。为了避免软钢单片与固定角钢之间产生滑移，对高强螺栓施加预紧力，预紧力大小参照表 3.1，每组试验完毕后均更换高强螺栓，高强螺栓不重复使用。为保证阻尼器端部为完全嵌固，每个固定角钢设

置两道三角形加劲肋。

表 3.1 高强螺栓施工扭矩参考表

序号	螺栓规格	等级	施工预拉力 (kN)	扭矩系数范围		初拧扭矩 N·m	终拧扭矩 N·m	
				0.11	0.15		668.3	911.3
1	27	8.8	225	0.11	0.15	394.875	668.3	911.3
		10.9	320			561.6	950.4	1296
2	30	8.8	275	0.11	0.15	536.25	907.5	1237.5
		10.9	390			760.5	1287	1755

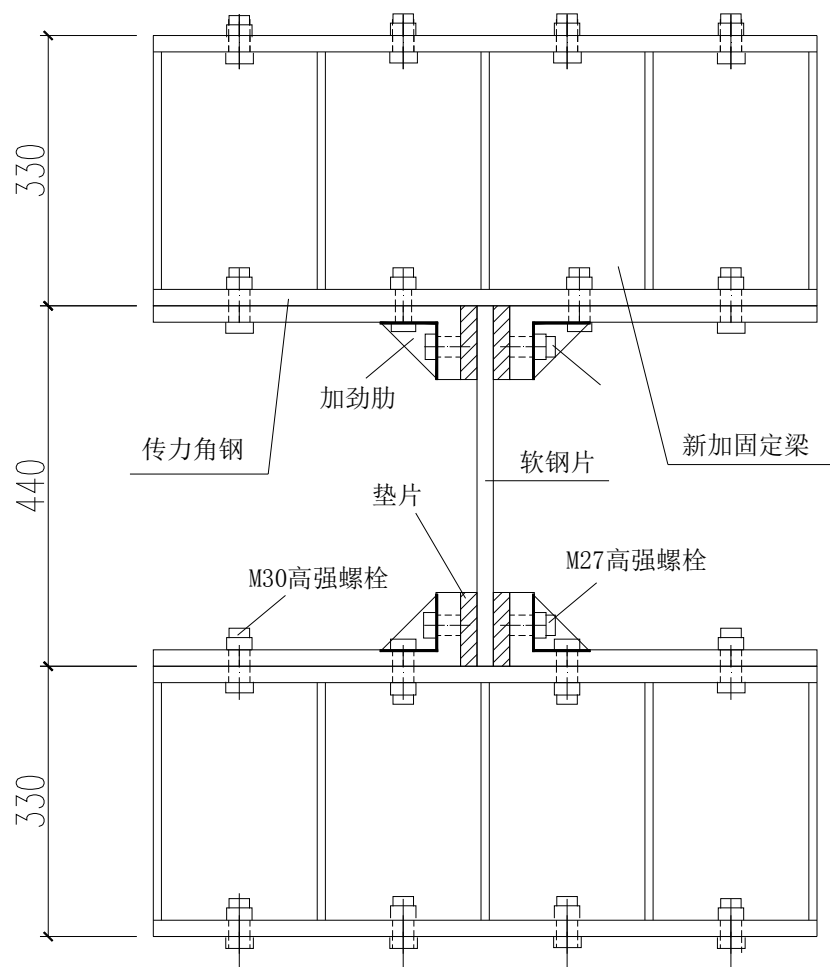


(a) 阻尼器设计图

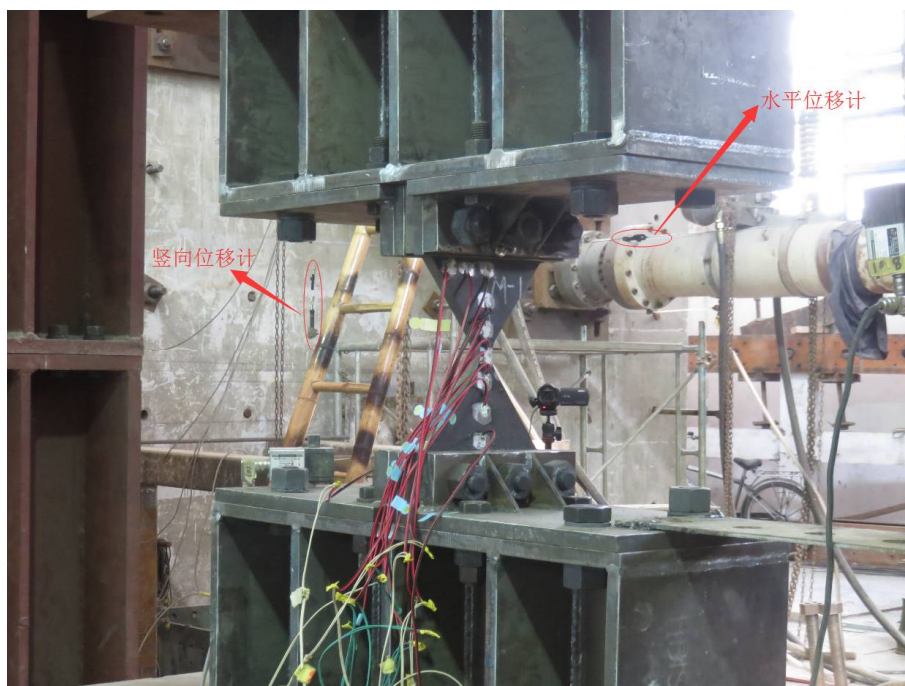


(b) 阻尼器实物图

图 3.1 软钢阻尼器设计图与实物图 (单位: mm)



(a) 试验装置设计图

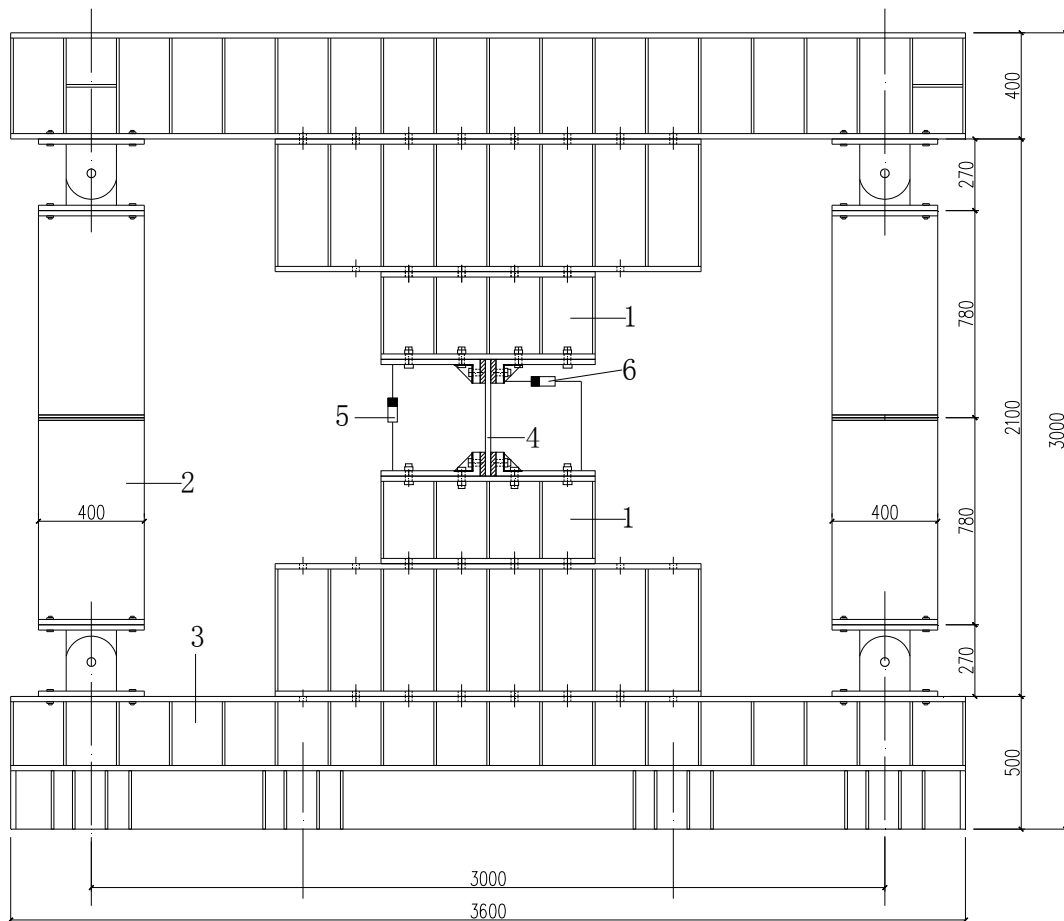


(b) 试验装置实物图

图 3.2 阻尼器试验装置设计及实物图 (单位: mm)

3.2.3 试验方案

试验在同济大学防灾减灾国家重点实验室进行，试验系统由反力墙、伺服作动器、平行四边形加载钢框架、固定型钢梁、阻尼器系统、支撑台座、位移传感器及应变采集测试系统组成。反力墙高度为 8m，最大顶点设计水平推力为 1000kN，伺服器作动器最大出力为 630kN，水平位移行程为 $\pm 250\text{mm}$ 。试验过程中位移和荷载的数据由试验设备自动记录并绘制 $F-\Delta$ 滞回曲线，为了避免由于作动器与平行四边形加载框架连接部位螺栓滑移对阻尼器记录位移产生的误差，在阻尼器端部设置了水平拉线位移计记录阻尼器水平方向位移，另外设置竖向拉线位移计监测由于平行四边形加载框架水平变位后上下平行边的相对移动引起的阻尼器竖向变形值。由于设计的软钢阻尼器较为特殊，端部采用螺栓连接，因此设计了上下两个固定型钢梁用于安装软钢阻尼器系统，阻尼器系统与固定型钢梁之间采用 10.9 级 M30 高强螺栓相连，有效的保证了力的传递，在阻尼器单片上下端形成了嵌固端的边界条件。试验设备安装及实物图如图 3.3 所示。



- | | | |
|---------|------------|-----------|
| 1.固定型钢梁 | 2.平行四边形钢框架 | 3.底部固定大梁 |
| 4.阻尼器 | 5.竖向拉线位移计 | 6.水平拉线位移计 |

(a) 试验设备安装设计图



(b) 试验设备安装实物照片

图 3.3 试验设备安装设计图及实物照片 (单位: mm)

3.2.4 试验加载方案及应变片布置

(1) 加载方案

软钢阻尼器试验共分为 6 组。其中单调加载试件 1 组, 常幅 (45mm) 加载试件 1 组, 其余 4 组试件为变幅加载, 每级幅值循环 n 次, $n=1, 3, 5, 7$ 。所有试验试件均加载至破坏。变幅加载制度详见图 3.4, 图 3.4 列出了 $n=1, n=3$ 的加载制度, 其余 $n=5, 7$ 依次类推, 变幅加载初始幅值为 20mm, 在 70mm 及其以下每级幅值增量为 10mm, 超过 70mm, 每级幅值增量为 5mm。幅值依次为 20mm、30mm、40mm、50mm、60mm、70mm、75mm、80mm、85mm……。具体加载方案及加载制度见表 3.2。

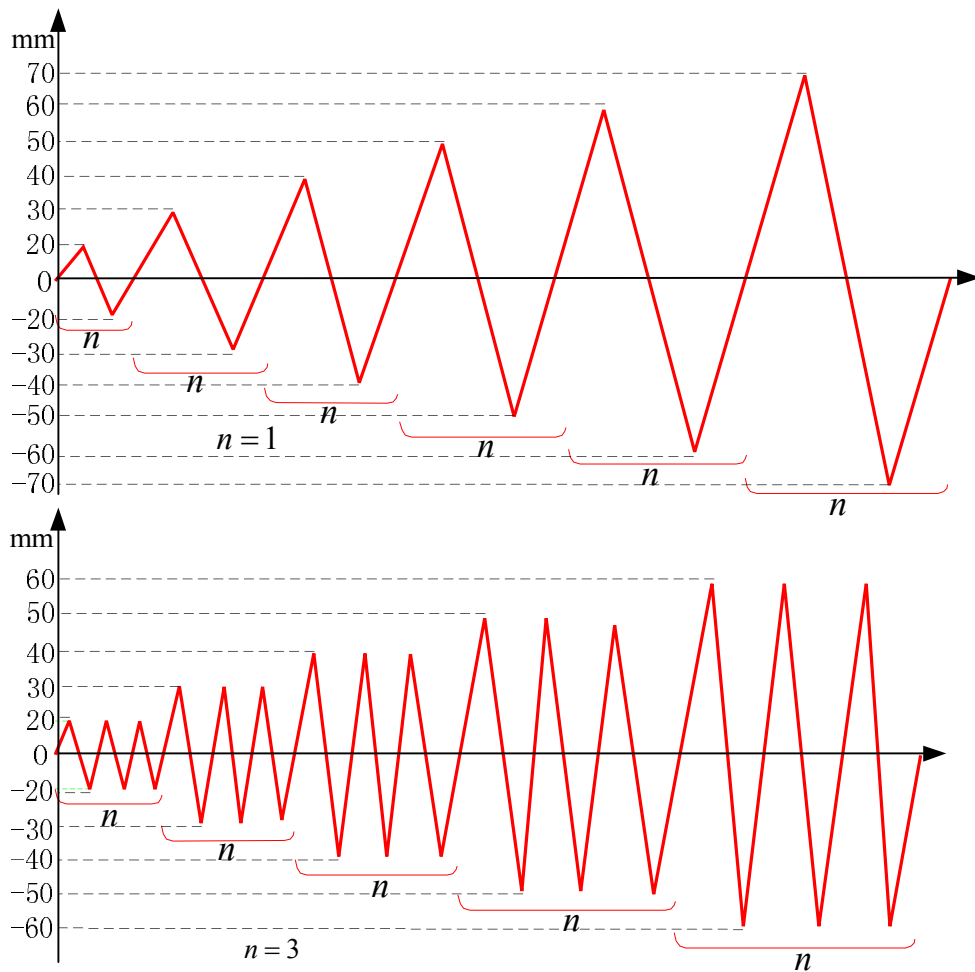


图 3.4 变幅加载制度示意图

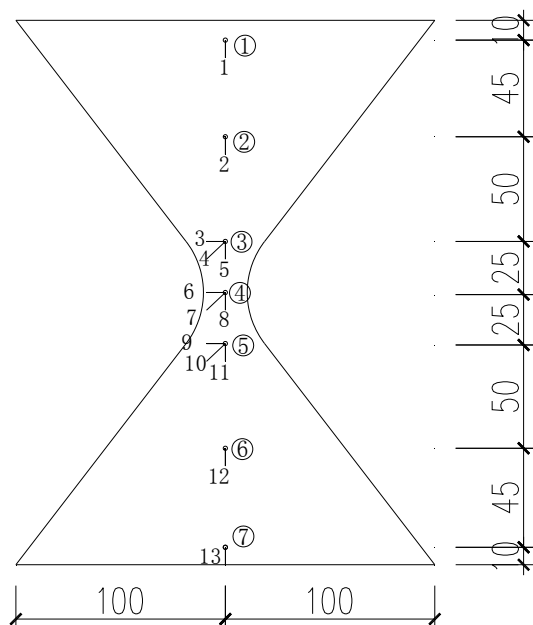
表 3.2 软钢阻尼器加载方案及加载制度

试件序号	试件编号	加载速率	加载波形	加载方式
1	M-1	5.0mm/min	~	单调加载至破坏
2	V-1 (n=1)	0.02 Hz	三角波	变幅加载, 详见图 3.4, 加载至破坏
3	V-2 (n=3)	0.02 Hz	三角波	
4	V-3 (n=5)	0.02 Hz	三角波	
5	V-4 (n=7)	0.02 Hz	三角波	
6	C-1	0.02 Hz	三角波	幅值 45mm 往复加载 30 圈, 幅值 55mm 往复加载 7 圈, 变幅加载直至破坏

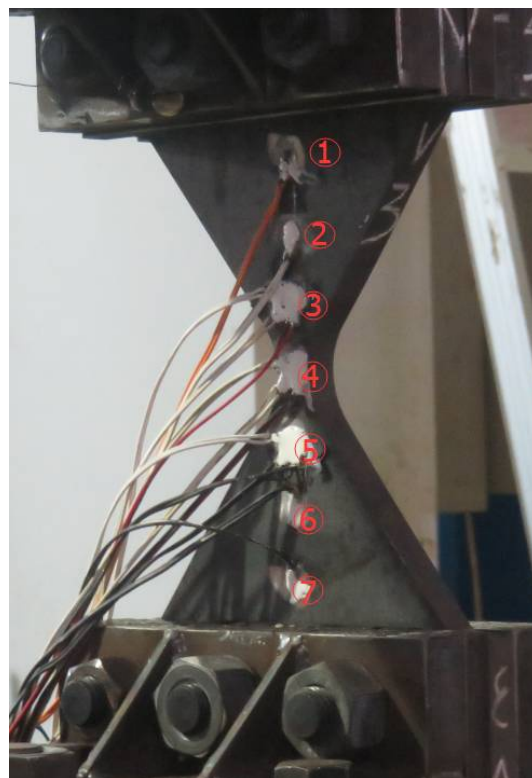
(2) 应变片布置

为了验证阻尼器的设计是否符合本文所设计的等厚度处全截面屈服, 并且监测往复荷载作用下软钢阻尼器单片的残余变形情况。分别在 M-1、V-1、V-2、V-3 中间部分位置上布置了 7 个应变测点①~⑦, 测点布置如图 3.5 所示。其中颈部

区域③、④、⑤测点采用 $1\text{mm} \times 1\text{mm}$ 三轴 45 度应变花监测大循环位移作用下颈部复杂应力状态, 其余测点采用单轴应变片, 7 个应变测点共计 13 个应变片。应变片编号见图 3.5 (a)。应变测试系统采用同济大学国家防灾减灾重点实验室的静态应变测量系统。



(a) 应变片布置见图



(b) 应变片安装实物图

图 3.5 应变片测点布置图 (单位: mm)

3.3 试验结果及分析

3.3.1 试验现象

从图 3.6、图 3.7、图 3.8、图 3.9 以及试验现象看, X 形软钢阻尼器经历表面氧化皮剥落、残余变形累积、颈部过渡区域局部屈曲、颈缩、断裂等五个阶段。

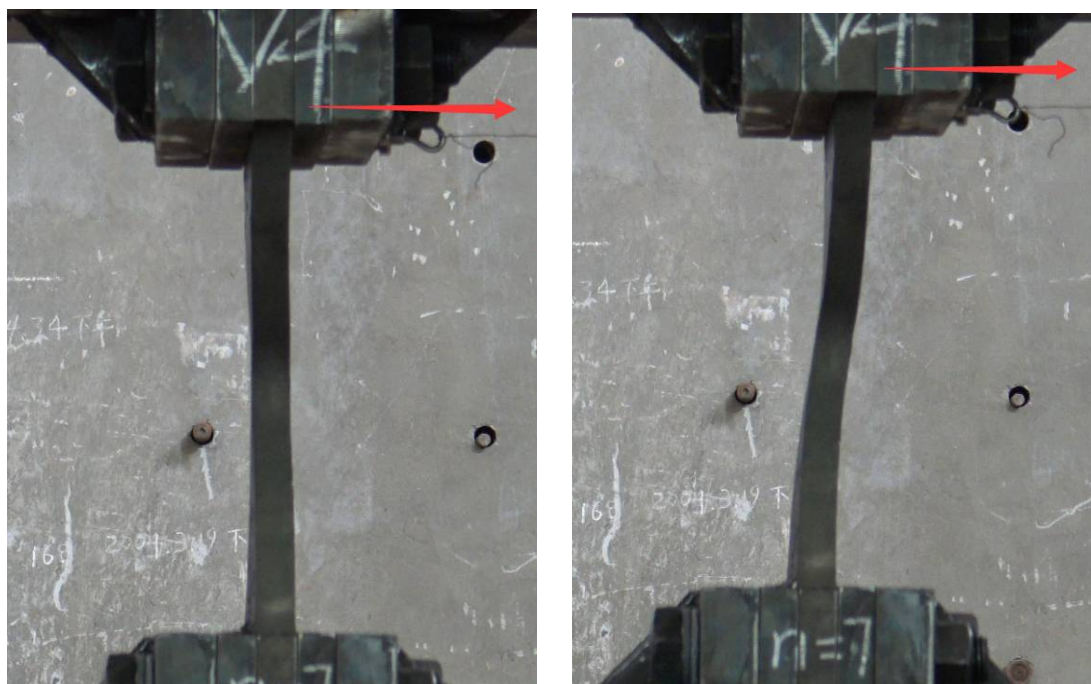
由于未对阻尼器试件表面做任何处理, 所以在阻尼器表面形成了一层氧化皮, 当位移加载至阻尼器屈服时, 由于氧化皮不能与钢材协同变形, 表面氧化皮开始脱落, 并且试验中观察到在阻尼器表面各个部分均同时观测到氧化皮脱落现象, 这验证了本文试验的阻尼器的最大优点, 即相同厚度处钢材能同时屈服, 最大限度的发挥钢材的塑性能, 提高阻尼器的耗能能力。

在第一次循环加载后, 阻尼器表面氧化皮即全部脱落, 此时阻尼器性能趋于稳定。幅值较小 ($\leq 50\text{mm}$) 的循环加载过程中, 残余变形较小, 集中发生在颈部区域; 位移幅值较大时 ($\geq 50\text{mm}$), 随着累积塑性变形加大, 残余变形逐渐累

积，并且残余变形区域向端部扩展，此时颈部残余变形进一步加大，并且出现颈部局部屈曲现象。当循环位移进一步加大时，阻尼器单片的变形机制发生变化，不再为弯曲变形机制，颈部传递剪力的能力降低，拉压现象凸显，此时在位移加载回到平衡位置时，阻尼器的变形机制类似于轴向压缩变形机制，颈部区域局部屈曲现象加剧，并且在正向加载时，出现颈缩现象。最后阻尼器断裂均为颈部拉伸断裂，这说明颈部应力较为集中且为薄弱部位，在阻尼器设计中，应考虑加强颈部区域，使得即使在大位移幅值加载，颈部区域也能很好地传递剪力。试验过程中阻尼器各个部分均出现温度上升现象。



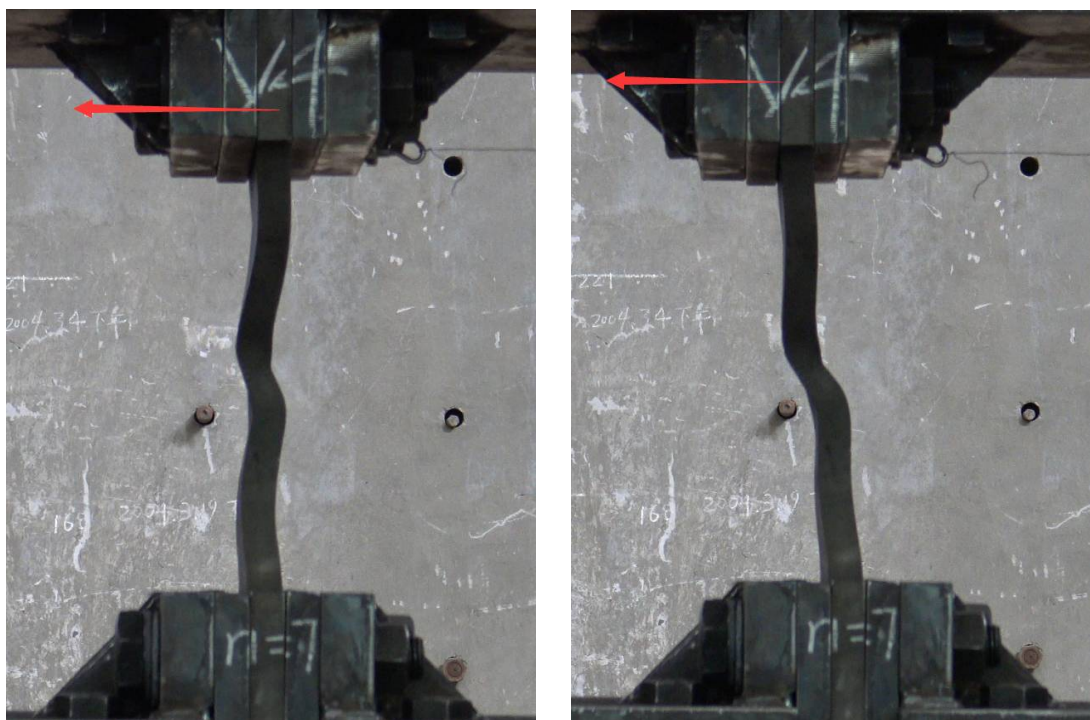
图 3.6 表面氧化皮脱落



(a) 颈部较小残余变形

(b) 弯曲变形

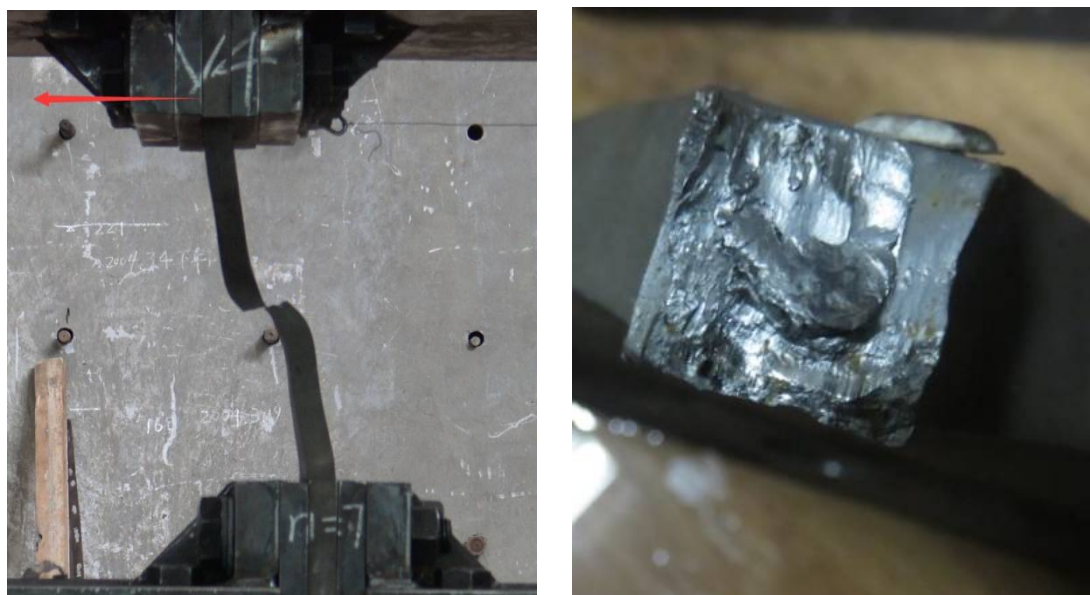
图 3.7 位移幅值 30mm



(a) 颈部屈曲、端部发展残余变形

(b) 颈部颈缩、变形机制改变

图 3.8 位移幅值 65mm



(a) 阻尼器断裂

(b) 试件断口

图 3.9 阻尼器试件断裂

3.3.2 滞回曲线

对试验数据进行处理,采用水平拉线位移计记录的位移数据与试验仪器自动记录的荷载数据绘制荷载—位移曲线。6组试验荷载—位移曲线如图 3.10~3.15 所示,其中试件 M-1 为一次单调加载,试件 C-1 为循环加载,试件 V-1~试件 V-4 为变幅加载。

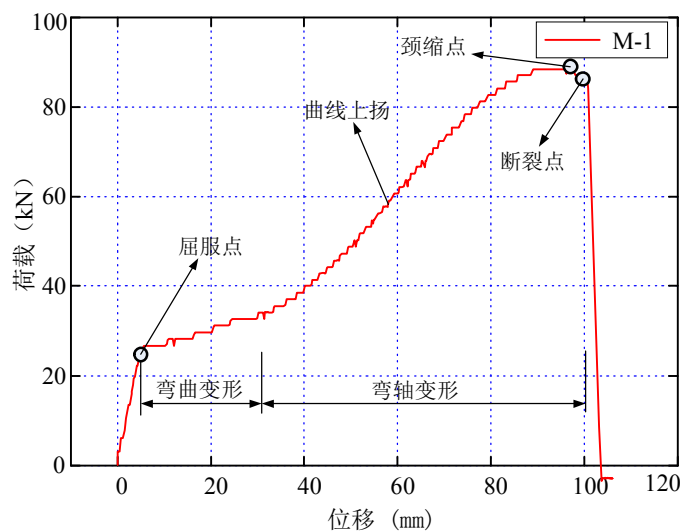


图 3.10 试件 M-1 荷载位移曲线

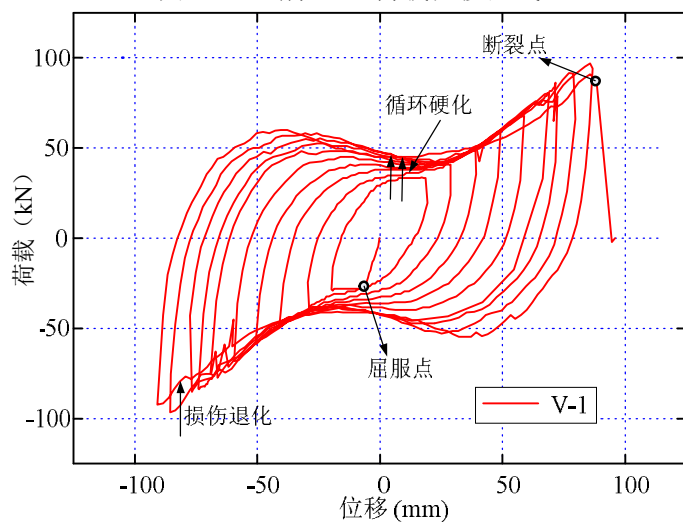


图 3.11 试件 V-1 荷载位移曲线

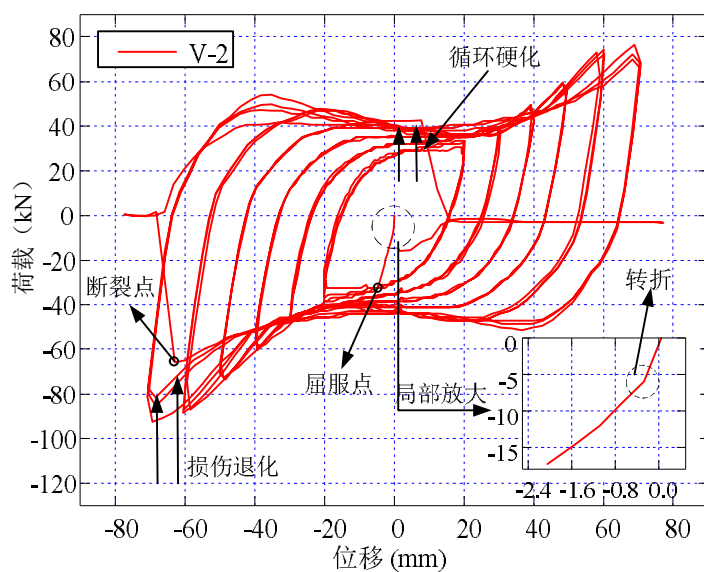


图 3.12 试件 V-2 荷载位移曲线

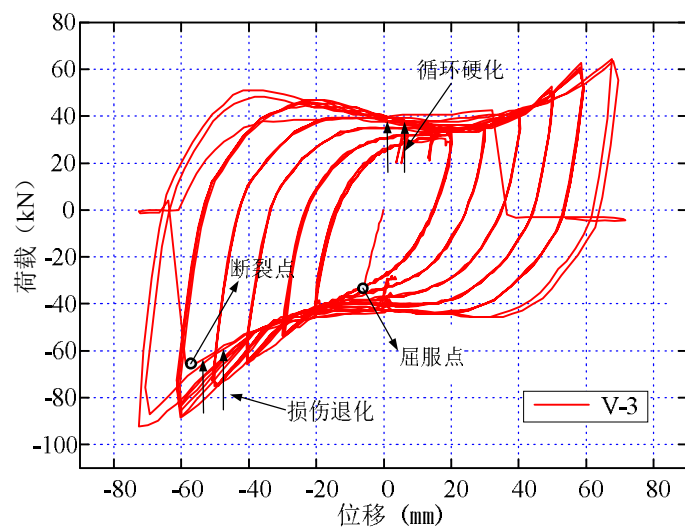


图 3.13 试件 V-3 荷载位移曲线

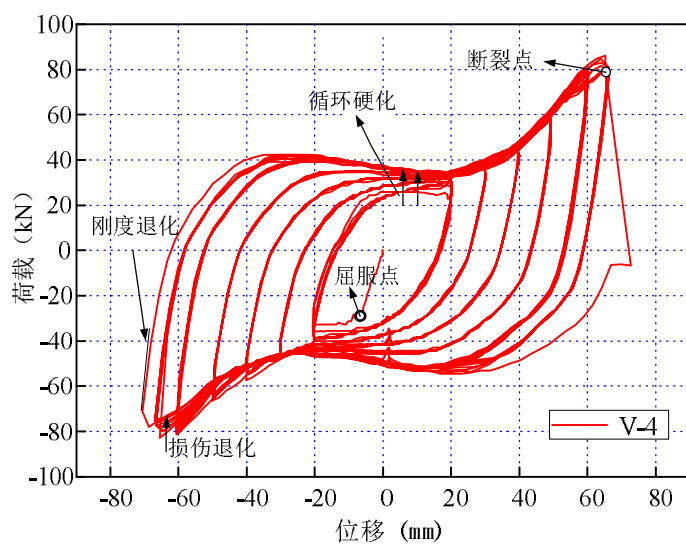


图 3.14 试件 V-4 荷载位移曲线

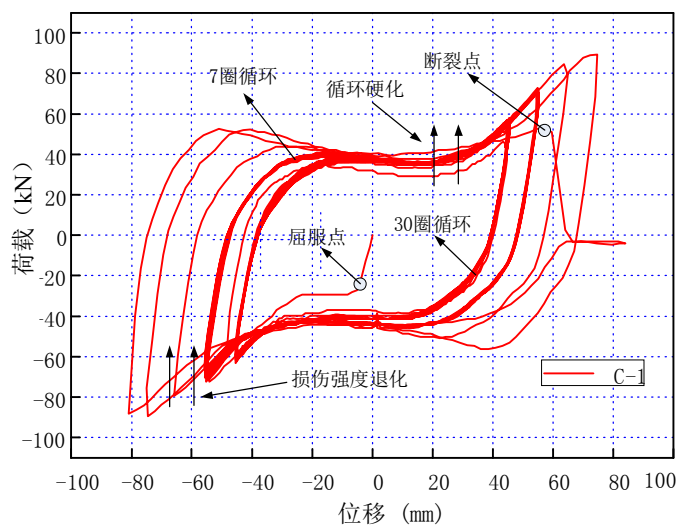


图 3.15 试件 C-1 荷载位移曲线

试件 M-1 经历一次单调加载历程,由图 3.10 可知:单调加载经历弹性阶段、屈服承载力缓慢上升阶段(对应弯曲变形影响区)、荷载位移—曲线上扬承载力上升阶段(对应弯轴影响区)。弯曲变形影响区与弯轴变形影响区的交界点对应位移取为 35mm,即位移加载至 35mm(对应层间位移角 1/86)时需考虑轴向变形对试件的影响。

试件 V-1~V-4 经历了变幅加载历程,由图 3.11~图 3.14 可知:1)在弯曲变形影响区,滞回曲线饱满,试件具有较好的耗能能力;2)在弯轴变形影响区,滞回曲线明显上扬,这是由于在大位移作用下,轴力与剪力共同影响所致;3)滞回曲线表现出明显的循环强化及随动强化特性;4)试件在弯轴变形影响区末端,具有较明显的损伤退化,说明较大塑性变形及累积耗能将对阻尼器性能产生劣化效应。

试件 C-1 经历了 30 圈幅值为 45mm(层间位移角 1/66)的循环加载、7 圈幅值为 55mm(层间位移角 1/55)的循环加载以及 3 圈变幅加载。由图 3.15 可知:1)试件前 30 圈滞回曲线承载力及滞回环面积均变化不大,表明本文所设计的软钢阻尼器疲劳性能良好,具有稳定耗能能力及工作性能,满足《建筑抗震设计规范》(GB 50011-2010)关于位移型消能器设计位移幅值下往复循环 30 圈后,消能器主要设计指标误差和衰减量不应超过 15%,且不应有明显疲劳现象的要求;2)在 7 圈幅值 55mm(层间位移角 1/55)作用下,阻尼器滞回曲线承载力及滞回环面积依旧较为稳定,损伤退化发展较小,表明阻尼器在大位移作用下依旧具有稳定的工作性能;3)试件在第 2 圈变幅加载过程中,表现出明显的损伤退化现象,表明试件经历的最大变形会造成阻尼器性能的劣化。

3.3.3 应变分析

如图 3.5,应变测点以测点④为中心对称分布,试验结果也显示,应变测量结果也呈对称分布,因此仅取①~④测点进行应变分析,由端部向颈部依次是测点①、测点②、测点③以及测点④。试件 M-1 位移加载至 60mm 时,测点④处拉应变(即 8 号应变片,见图 3.5a)过大,导致测量结果溢出,因此试件 M-1 应变数据取至位移加载至 60mm 结束;试件 V-1 测点①应变数据在 50mm 循环加载时溢出,因此应变数据取至该循环最大点处结束;试件 V-2 测点①、④应变数据在第一个 50mm 循环加载时溢出,因此应变数据取至第一次 50mm 循环最大点处结束;试件 V-3 测点①、④应变数据在第二个 40mm 循环加载时溢出,因此应变数据取至第二次 40mm 循环最大点处结束。建立各个时间的加载位移与加载时间步的关系如图 3.17~图 3.19,试件 M-1 以及试件 V-1~V-3 的应变随着加载时间步的变化情况见图 3.16~3.19。

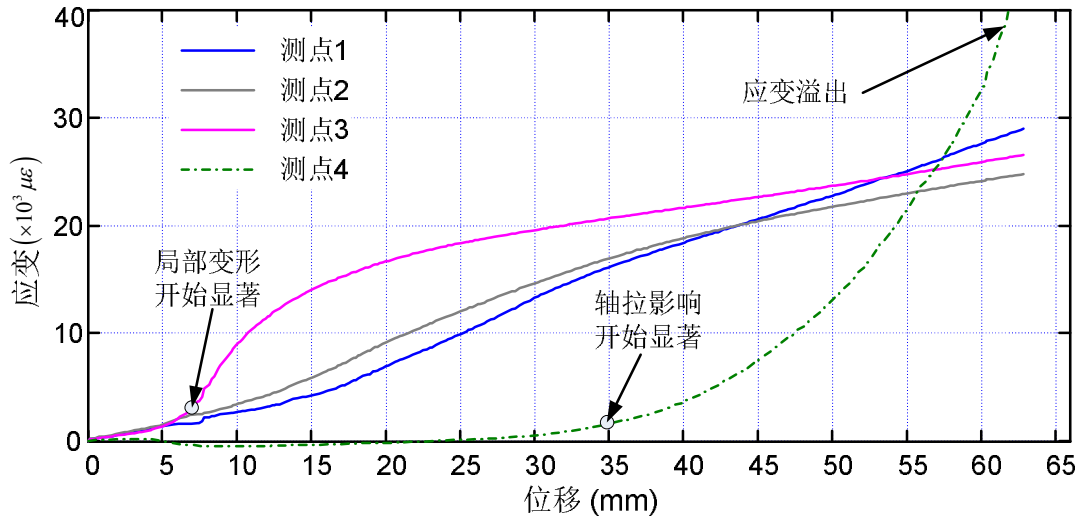


图 3.16 试件 M-1 的应变图

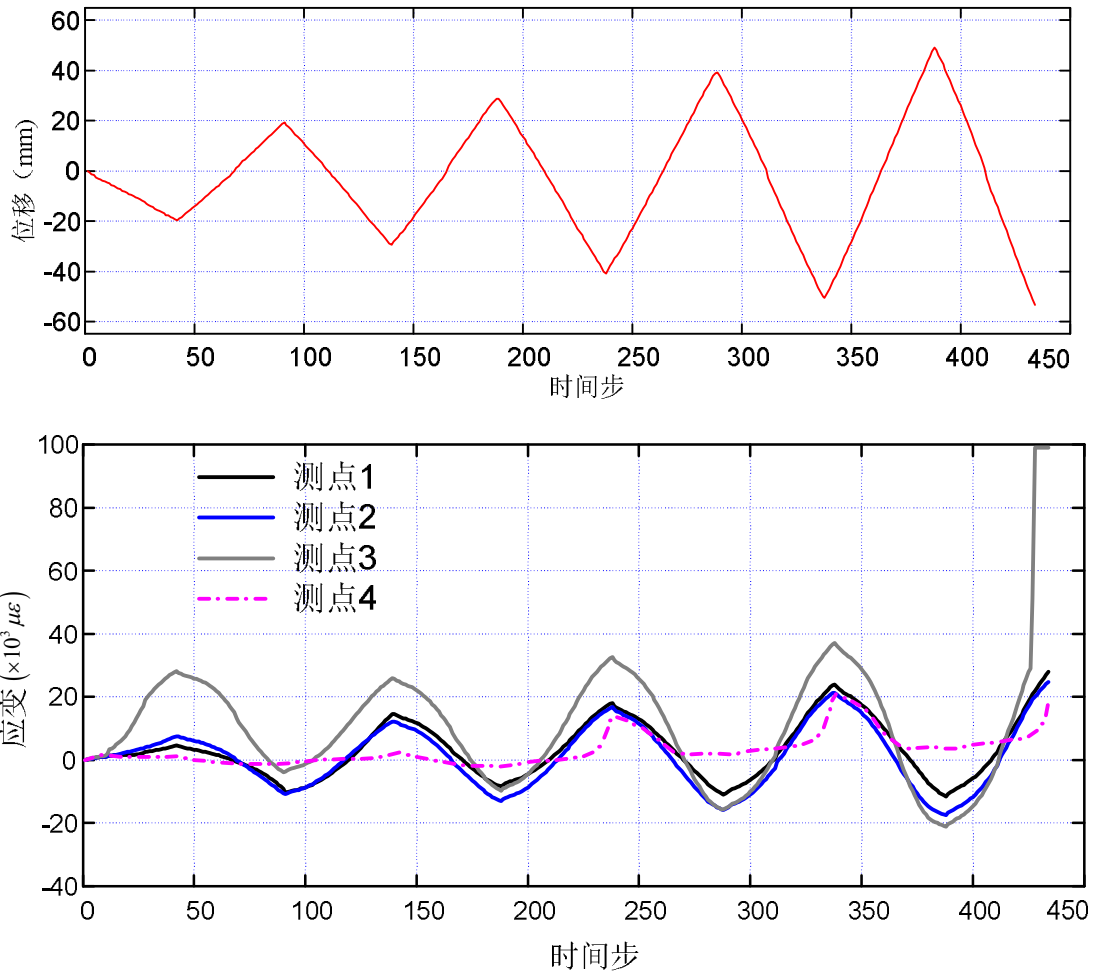


图 3.17 试件 V-1 应变图

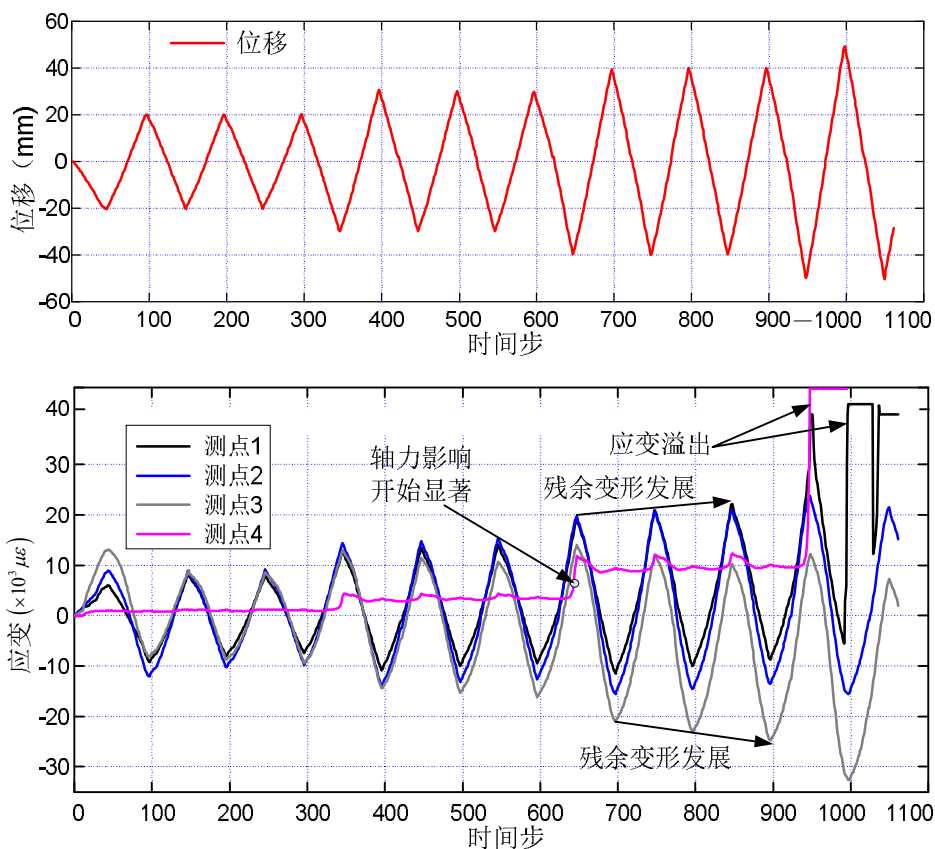


图 3.18 试件 V-2 应变图

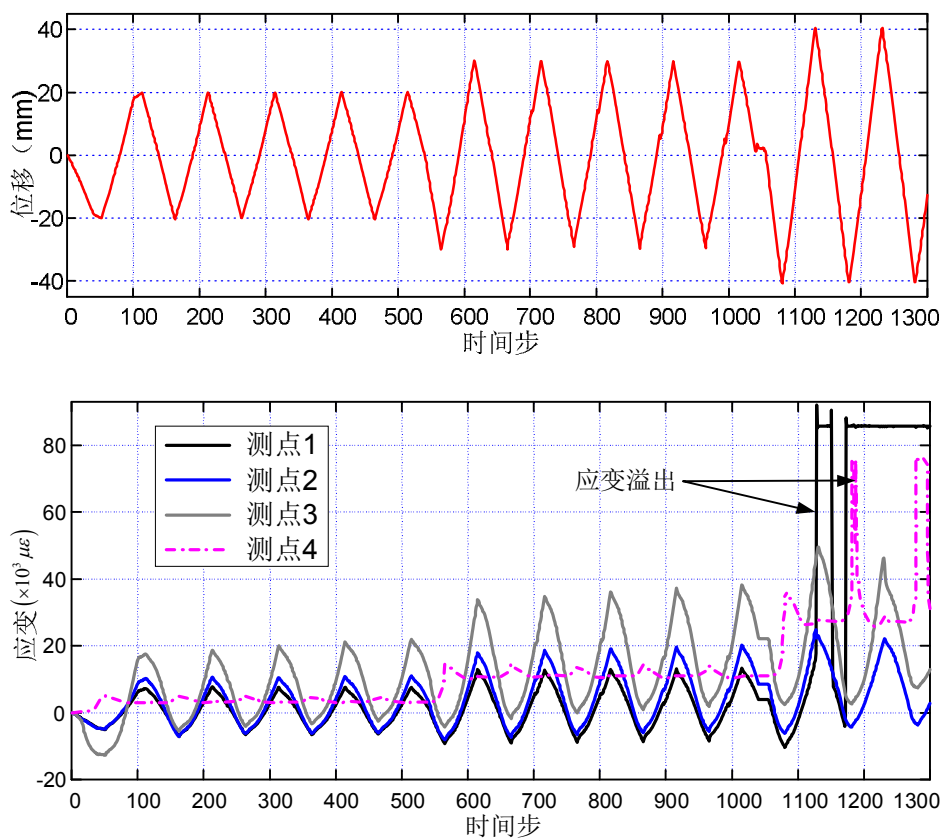


图 3.19 试件 V-3 应变图

(1) 试件 M-1 应变分析

图 3.16 为试件 M-1 位移—应变曲线，由图可知：

1) 在小位移 ($<7\text{mm}$) 作用下，测点①~测点③的应变几乎重合，说明沿构件长度方向相同截面厚度处材料同时屈服，验证了本文设计的软钢阻尼器的优点，测点④位于阻尼器试件中心点，按照纯弯曲梁计算理论，此处应变应为零，测点④实测应变几乎接近与零，与设计理论符合较好；

2) 在 $7\text{mm}\sim 35\text{mm}$ (弯曲变形影响区与弯轴变形影响交界点) 作用下，测点①、②应变较为接近，表明阻尼器试件中部及端部在中位移作用下仍能同时屈服，但测点③应变显著高于测点①与测点②，这是由于测点③位于颈部过渡区，截面较小，在传递剪力的过程中以及安装过程中发生了局部变形，表明颈部过渡区在设计过程中宜适当加强；

3) 在超过 35mm (交界点) 位移作用下，测点①~③应变较为接近，表明阻尼器端部、中部以及颈部过渡区在大位移作用下仍然能够很好的共同工作，颈部测点④应变急速增加，这是由于位移加载超过交界点后，轴向变形影响开始显著，位移加载超过 60mm ，测点④由于应变过大，应变溢出，这表明颈部为阻尼器的薄弱位置，在设计时应予以加强。

(2) 试件 V-1~V-3 应变分析

图 3.17~3.19 为试件 V-1~V-3 位移—应变曲线，由图可知：

1) 在位移幅值 20mm 作用下，测点①与测点②应变基本重合，表明阻尼器沿长度方向能够实现相同厚度处截面同时屈服的设计理念；测点④应变接近于零，与计算理论吻合较好；测点③应变高于测点①、②，且表现为拉压应变不对称，表明颈部过渡区此时存在局部变形及残余变形。

2) 在位移幅值 30mm 作用下，测点①与测点②应变仍基本重合，表明设计的阻尼器性能较为稳定；试件 V-3 测点④具有较小的拉应变，且不反复，这表明循环作用加速了颈部发展残余变形。

3) 在位移幅值 40mm 作用下，测点①与测点②应变总体上仍较重合，但测点①已表现出一定的拉压应变不对称现象，表明阻尼器端部开始发展残余变形；测点③拉压应变不对称现象加剧 (如图 3.18)，表明颈部过渡区残余变形加剧；变幅加载试件测点④应变均不存在拉压反复现象，且应变值均超过屈服应变，表明颈部受轴向变形影响显著，颈部发展残余变形；试件 V-3 测点①及测点④应变溢出，这是由于 V-3 试件较其余变幅加载试件循环次数多，累积塑性变形大，残余变形发展深所致。

4) 在位移幅值 50mm 作用下，各变幅加载试件测点①及测点④应变均溢出，说明端部中央及颈部区域为应力较集中的薄弱位置。

3.3.4 存在的问题

(1) 试件 V-3 滞回曲线承载力左右明显不对称, 经过对加载装置的观察以及试验记录的查阅, 分析出现上述现象的原因为安装方法不够妥当, 安装过程中, 连接阻尼器与固定角钢的高强螺栓初拧过紧, 导致放下上部固定型钢梁的过程中, 阻尼器发生初始变形, 使得一侧轴向变形影响提前。后面试件的安装过程中, 采用待上部固定型钢梁放下固定后再拧紧连接阻尼器与固定角钢的高强螺栓的安装顺序, 承载力不对称现象不再出现。

(2) 试件 V-1 在大位移幅值加载过程有噪声出现, 经检查发现是由于平行四边形框架固定大梁螺栓发生微小松动所致。在滞回曲线上表现为滞回曲线上出现“毛刺”, 在此后的试件试验中, 对螺栓重新拧紧, 螺栓松动现象消失。

(3) 阻尼器初始加载荷载位移曲线并非一条直线, 存在转折, 如图 3.12 所示。经分析发现是各个试件初始加载时, 由于作动器与加载平行四边形框架之间螺栓存在间隙, 加载框架原有固定大梁螺栓之间存在间隙, 导致加载初期存在空程, 造成影响为阻尼器的屈服位移偏大。

3.4 试验分析

3.4.1 力学性能分析

根据各组试验的试验数据分析计算, 可以得到各组阻尼器试件的力学性能参数。但由于采用位移加载, 加载速率相对于弹性段过快, 所以无法准确地得到弹性段的弹性刚度及屈服位移, 故本文采用各组试件稳定滞回环的卸载刚度近似代替弹性刚度, 并利用屈服荷载及卸载刚度反算试件屈服位移。表 3.3 给出了阻尼器理论计算值与试验分析值的对比。

表 3.3 软钢阻尼器力学性能参数比较

		弹性刚度 K_1 (kN/mm)	塑性刚度 K_2 (kN/mm)	屈服荷载 F_y (kN)	屈服位移 Δ_y (mm)
理论计算		12.37	/	26.97	2.18
试验分 析	V-1	9.36	0.89	28.11	3.00
	V-2	9.49	0.98	30.67	3.23
	V-3	9.47	0.94	29.02	3.06
	V-4	8.89	0.85	29.71	3.34
	C-1	9.39	0.82	29.51	3.14
	平均	9.32	0.90	29.40	3.15

由表 3.3 可知: (1) 试验得到的弹性刚度小于理论分析值, 屈服位移大于理论分析值。这主要是由于试验测得的弹性位移不仅包含阻尼器单片本身的位移,

还包含了阻尼器加载框架与作动器连接的位移、固定大梁之间产生的相对滑动以及固定角钢的微转动，这些因素导致阻尼器弹性刚度下降，由此测得的屈服位移增大。(2) 屈服力的实验值与理论分析值较为接近，这是由于屈服力大小仅仅与截面参数和钢材的屈服强度有关，与其他因素无关，如式 2.5 所示。(3) 取试验测得平均值作为阻尼器的性能参数，即弹性刚度 $K_1=9.32\text{kN/mm}$ ，屈服后刚度(塑性刚度) $K_2=0.90\text{kN/mm}$ ，屈服荷载 $F_y=29.40\text{kN}$ ，屈服位移 $\Delta_y=3.15\text{mm}$ ，必须指出这里得到的阻尼器参数仅适用于本文所设计的试件，针对其他尺寸的 X 形阻尼器尚应通过试验或者理论计算确定。

3.4.2 延性、耗能及耗能系数

根据《建筑抗震试验方法规程》(JGJ-2015)^[55]的相关规定，采用能量耗散系数 E 来表征阻尼器的能量耗散能力，能量耗散系数 E 按式 3.1 计算。表 3.4 分别列出了位移幅值为 55mm 的试件 C-1 及位移幅值为 50mm 的变幅加载试件的耗能系数及延性系数。

$$E = \frac{S_{ABCD} + S_{AFED}}{S_{FHO} + S_{CGO}} \quad (3.1)$$

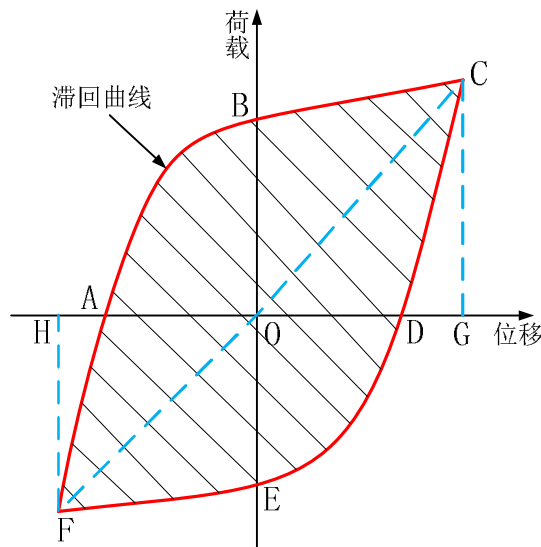


图 3.20 荷载-位移滞回曲线

由表 3.4 可知：1) 各个试件的延性系数超过 15 时，各个试件的耗能系数均超过 2，试件滞回曲线较为稳定，没有明显的刚度退化，表明试件具有良好的耗能能力与变形能力；2) 试件 C-1 耗能系数较变幅加载试件耗能系数小，这是由于试件 C-1 经历了 30 圈幅值为 45mm 的循环加载，且延性系数较其余试件大，轴向变形的影响较为突出。

表 3.4 阻尼器试件的延性系数及耗能系数

试件编号	屈服位移(mm)	加载位移(mm)	延性系数 μ	耗能系数 E
V-1	3.00	50	16.67	2.32
V-2	3.23	50	15.48	2.36
V-3	3.06	50	16.34	2.12
V-4	3.34	50	14.97	2.18
C-1	3.14	55	17.52	2.04

3.4.3 恢复力模型

恢复力模型反映了构件不同阶段的强度、刚度、延性及耗能的性能，是结构弹塑性分析的基础，在抗震分析中具有十分重要的意义。由阻尼器试件的滞回曲线(图 3.11~3.15)可知，本文设计的阻尼器最理想的力学模型为 Ramberg-Osgood 模型，但该模型模型参数确定复杂。因此本文采用图 3.21 所示的双线性模型作为本文设计阻尼器的恢复力模型，该模型简单实用，考虑了随动强化的影响，且与试验骨架曲线较为吻合。

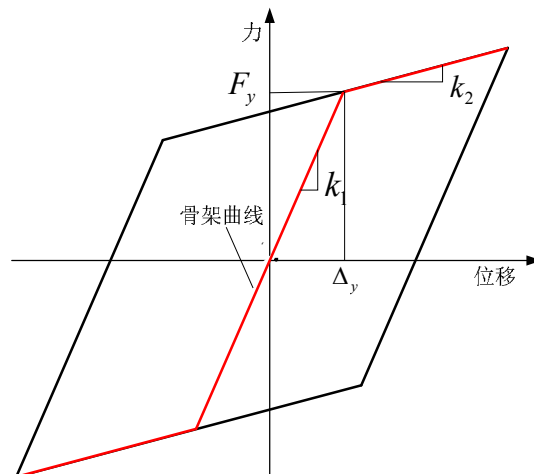


图 3.21 X形软钢阻尼器的双线性恢复力模型

其中， k_1 为软钢阻尼器的弹性刚度， k_2 为阻尼器塑性刚度（屈服后刚度）， F_y 为阻尼器的屈服荷载， Δ_y 为阻尼器屈服刚度，以上参数均可由周期反复静载试验确定，本文参数详见表 3.3。

3.5 本章小结

本章按照第二章设计的阻尼器截面尺寸进行了试件的加工，进行了一组单调加载试验、一组常幅加载试验以及四组变幅加载试验，并对试验现象及试验数据进行了详细的分析，主要内容及结论如下：

(1) 对试验现象进行了详细的观察与分析, 各试件均经历了表面氧化皮剥落、残余变形累积、颈部区域局部屈曲、颈缩、断裂等五个阶段。

(2) 进行了单调加载、变幅循环加载及常幅加载等六组拟静力试验, 试验滞回曲线饱满, 没有明显的低周疲劳现象, 是一种较为理想的耗能阻尼器。但在弯轴影响区, 滞回曲线有较明显的“上扬”现象, 表明在大位移作用下, 需考虑阻尼器轴向变形的影响, 阻尼器在设计阶段应对颈部区域进行加强。在大位移作用下, 阻尼器承载力有较为明显的劣化, 说明阻尼器行程的最大位移对阻尼器有较大的损伤贡献。

(3) 沿试件 M-1、试件 V-1~V-3 中轴沿长度方向布置了 7 组应变片, 对阻尼器试件加载试验过程中表面的应变进行了测试。测试结果表明: 1) 在弯曲影响区(交界点 35mm 以前), 沿试件长度方向, ①、②、③测点应变随加载位移基本同步变化, 颈部测点④的应变接近零, 与设计理论吻合较好, ③测点较①、②测点应变增长快, 表明颈部过渡区存在局部变形, 整体上能够实现阻尼器相同厚度截面同时屈服; 2) 在弯轴影响区(交界点之后), 颈部测点④的拉应变增长较快, 端部测点①应变也增长较快, 表明在大应变条件下颈部应考虑轴力的影响, 端部则易产生应力集中, 应处理好端部与连接件的过渡关系; 在弯轴影响区, 端部及颈部过渡区拉压应变不对称, 表明阻尼器这些区域存在残余变形, 且随着循环次数增加, 残余变形发展加深。

(4) 试验过程中应注意安装顺序, 防止阻尼器产生初始变形对阻尼器性能产生影响; 试验中采用位移加载, 导致在阻尼器弹性段加载速率过快, 无法准确得到阻尼器的弹性刚度及屈服位移, 可采用稳定滞回环的卸载刚度近似替代弹性刚度, 并通过卸载刚度及屈服荷载反算屈服位移, 也可在阻尼器弹性段采用力控制加载制度以较为准确得到阻尼器的弹性阶段的性能参数。

(5) 根据试验测定了阻尼器的力学性能, 并对阻尼器的耗能系数及延性系数进行了计算, 计算结果表明, 所设计的阻尼器具有良好的耗能能力及变形能力。

(6) 根据试验滞回曲线测定了阻尼器双线性模型的参数, 双线性模型能够考虑应变强化并且能够较为准确地反映试验滞回曲线的特征, 因此可以采用双线性模型作为阻尼器的恢复力模型。

第4章 基于微观损伤模型的软钢阻尼器损伤分析

4.1 引言

第三章软钢阻尼器循环加载试验结果表明,各阻尼器试件在大位移幅值循环加载条件下,循环次数在五十次以内,构件即发生了破坏,其中试件 V-1 循环次数仅为 9 次,表现出典型的超低周疲劳破坏特征。这种超低周疲劳受微观结构影响很大,且材料在断裂破坏之前均发生了深度的塑性变形,体现了延性断裂的特征。所以阻尼器构件在这种疲劳荷载作用下可认为发生了延性断裂^[56]。

超低周疲劳的研究对结构工程和地震工程都有很重要的意义。为了明确软钢阻尼器在超低周循环大应变作用下的延性破坏原因,明确阻尼器的损伤发生时刻、位置及损伤演化过程,本章从钢材材料层次上出发,引入了适合解释材料微观破坏的基于应力三轴度的损伤起始准则与演化准则,然后利用大型通用有限元软件 ABAQUS 对第三章的六组拟静力加载试件进行损伤模拟分析,以验证引入的损伤模拟在描述阻尼器构件承载力退化、刚度退化及损伤发展的正确性,为第五章构件层次损伤演化研究提供依据。

4.2 基于应力三轴度的钢材材料层次损伤模型

4.2.1 金属材料微观损伤模型的目的

钢材在复杂应力状态作用下,由于塑性开展过大导致材料宏观力学性能劣化,最终形成宏观开裂或材料破坏的现象称为损伤^[57]。其本质是外力作用使得钢材微观结构发生变化,引起微缺陷成胚、孕育、扩展和融合^[29],导致材料出现宏观损伤,其表现为材料承载力与刚度的退化。因此如何量化钢材的损伤,并明确损伤演化规律就是金属材料损伤准则的主要目的。

也就是金属材料微观损伤模型需要解决以下三个基本问题:

- (1) 什么原因引起了材料性能(刚度退化、承载力退化)的退化?
- (2) 材料在什么时候开始进入损伤状态(损伤起始准则)?
- (3) 材料进入损伤状态后,钢材的性能如何退化(损伤演化准则)?

就金属材料而言,早期学者认为金属材料的损伤破坏主要是由于金属内部微孔洞与微裂纹等细观损伤萌生、发展、汇合、扩展^[35, 58]造成的。随后的大量研究证明金属的延性破坏主要由金属承受的应力三轴度所决定^[59],并且该结论分别在多孔塑性损伤模型^[60]、连续损伤力学模型^[61]中得到了有效的验证。因此,基于应力三轴度的钢材损伤模型能够准确描述材料层次的损伤。

本文选用基于应力三轴度的 Xue-Wierzbicki 微观损伤起始准则^[62]作为阻尼器钢材的损伤起始准则基础。然后引入了 Yu^[63]、李文超^[64]等的研究成果，对 Xue-Wierzbicki 损伤起始准则进行了简化，提出了适合解释钢材延性断裂微观损伤的基于应力三轴度的损伤起始准则与演化准则。

简化后模型不仅可以预测钢材单向受拉作用下的孔洞发展、扩张断裂现象，同时还可以预测钢材剪切与受压状态下的劈裂断裂现象，因此可以较为完备地描述不同复杂应力状态下的软钢阻尼器的损伤断裂问题，此外，还考虑了不同加载历程对材料的断裂应变的影响，因此可以用于复杂加载历程的断裂现象描述。

4.2.2 Xue-Wierzbicki 损伤起始准则

Xue-Wierzbicki 损伤准则^[62]认为过渡的累积塑性应变是引起损伤的原因，也就是当累积塑性应变发展到一定阶段后（式 4.1），钢材中的微裂纹、微孔洞开始累积发展，引起材料内部损伤，是一种用于预测延性金属由于孔隙成核、生长、集结引起的损伤萌发的唯象损伤模型。

$$\omega_D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_0^{pl}} \frac{d\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_0^{pl}(\eta, \xi)} = 1 \quad (4.1)$$

其中， ω_D 为一个随着塑性变形单调递增的非负状态变量（ ω_D 小于 1 时，材料不发生损伤， $\omega_D=1$ 时，材料开始损伤）， $\bar{\varepsilon}^{pl}$ 为等效塑性应变， η 为应力三轴度， ξ 为应力状态参数， $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ 为延性起始损伤的等效塑性损伤应变，其物理意义如图 4.1 所示。从图 4.1 可以看出，钢材在经历了强化后达到峰值应力 σ_u 后，出现软化损伤（对应 $D=0$ ），此时软化起始对应的等效塑性应变即为等效塑性损伤应变 $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ 。

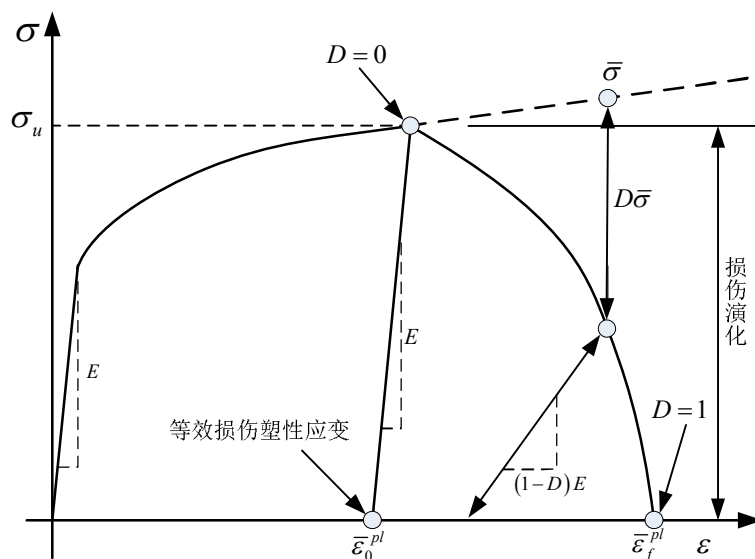


图 4.1 钢材单向拉伸应力-应变曲线

Xue-Wierzbicki 损伤准则将 $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ 视为应力三轴度与应力状态参数的函数，即

不同的应力状态，钢材等效损伤应变也不同，如式（4.2）所示。

$$\bar{\varepsilon}_0^{pl} = F(\eta, \xi) \quad (4.2)$$

其中应力状态参数 ξ 与应力三轴度 η 可表示为：

$$\eta = \sigma_m / \bar{\sigma} \quad (4.3)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (4.4)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (4.5)$$

$$\xi = \frac{27J_3}{2\bar{\sigma}^3} \quad (4.6)$$

$$J_3 = \sigma_1\sigma_2\sigma_3 \quad (4.7)$$

式中： σ_1 、 σ_2 、 σ_3 为钢材三个方向的主应力， σ_m 为平均应力， $\bar{\sigma}$ 为 Mises 等效应力， J_3 为第三偏应力。

为了确定函数 $F(\eta, \xi)$ 的表达式，Xue 和 Wierzbicki 在文献[21]中将等效塑性损伤应变与应力三轴度融合为下式：

$$\bar{\varepsilon}_0^{pl} = F(\eta, \xi) = B_1 e^{-B_2 \eta} - (B_1 e^{-B_2 \eta} - B_3 e^{-B_4 \eta})(1 - \xi^{1/n})^n \quad (4.8)$$

式中： B_1 、 B_2 、 B_3 、 B_4 为材料常数，可由拉伸试验与板材剪切试验确定， n 为钢材的硬化指数，可由钢材拉伸试验数据拟合得到。

从式（4.8）可以看出：虽然 Xue-Wierzbicki 损伤起始准则可以较为准确地确定损伤开始的时刻，但该准则试验确定的常数较多，多达五个，并且由于该准则较为复杂，利用有限元软件进行损伤模拟时，需要对软件进行二次开发，对使用者要求较高。

4.2.3 简化后的钢材损伤起始准则

为了降低 Xue-Wierzbicki 损伤起始准则的应用难度，李文超^[64]综合 Yu^[63] 及 Lee^[65] 等的研究成果对该起始准则进行了简化，简化后的等效塑性损伤应变 $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ 与应力三轴度的 η 的关系如下式：

$$\bar{\varepsilon}_0^{pl} = \begin{cases} \infty & \eta \leq -1/3 \\ C_1 / (1 + 3\eta) & -1/3 \leq \eta \leq 0 \\ C_1 + (C_2 - C_1)(\eta / \eta_0)^2 & 0 \leq \eta \leq \eta_0 \\ C_2 \eta_0 / \eta & \eta_0 \leq \eta \end{cases} \quad (4.9)$$

式（4.9）中： C_1 为钢材板材剪切试验下纯剪切状态下（对应应力三轴度 $\eta=0$ ）的等效塑性损伤应变， η_0 为常数，Bao^[66] 在文献[25]指出， η_0 接近于 1/3，本文

取 $\eta_0=1/3$ ， C_2 为钢材单轴拉伸对应的等效塑性损伤应变，可以通过单轴拉伸试验试件断后的截面缩小率 A_R 来确定：

$$C_2 = -\ln(1 - A_R) \quad (4.10)$$

C_2 与 C_1 可通过式(4.11)与式(4.12)进行换算：

$$C_1 = C_2 \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \right)^{1/n} \quad (4.11)$$

$$\sigma = K \varepsilon^n \quad (4.12)$$

式中： K 、 n 为钢材的硬化参数，可通过钢材单轴拉伸试验获得的真实应力应变曲线拟合得到。

简化后的等效塑性损伤应变 $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ 与应力三轴度 η 关系的函数曲线详见图4.2。

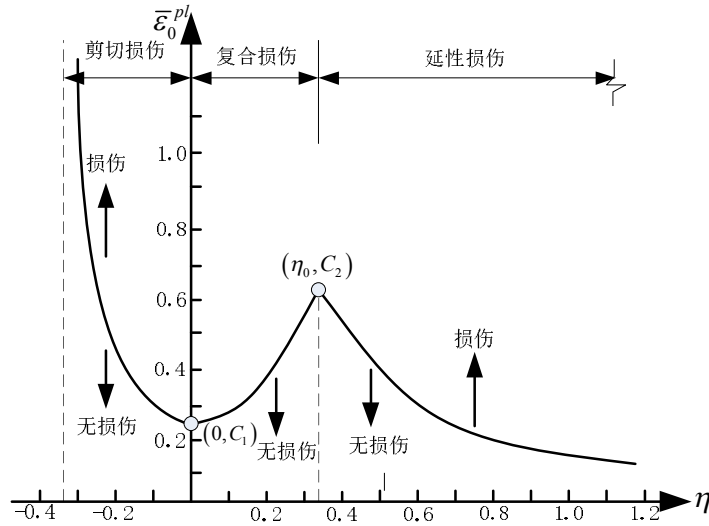


图 4.2 简化后等效塑性损伤应变与应力三轴度的关系图

由图 4.2 可以看出：1) 应力三轴度 η 小于 $1/3$ 时，等效塑性损伤应变趋于无穷大，即此时钢材不会发生损伤；2) 不同的应力三轴度区段，钢材会发生不同的损伤形式，应力三轴度为 $1/3 \leq \eta \leq 0$ 时，钢材发生剪切损伤，应力三轴度为 $0 \leq \eta \leq \eta_0$ 时，钢材发生复合损伤（劈裂型断裂），应力三轴度为 $\eta \geq \eta_0$ 时，钢材发生延性损伤（延性扩展孔洞损伤），分别对应于钢材压缩、剪拉、拉伸状态下的损伤。3) 钢材承受的等效塑性应变大于曲线值（曲线上方）时，钢材发生损伤，反之钢材不发生损伤。

简化后的损伤起始准则等效塑性损伤应变与应力三轴度的关系曲线与Xue-Wierzbicki损伤起始准则的关系曲线偏离程度减小，并且与Bao^[66]的试验数据吻合度较高，可以较为准确地预测损伤的起始时刻。同时从式(4.9)~式(4.12)可以看出，简化后的损伤起始准则未知量减少到 C_2 、 n 、 K 三个，这三个未知

量仅需通过钢材单轴拉伸试验即可确定。

4.2.4 钢材损伤演化准则

钢材损伤起始准则确定了钢材发生损伤的时刻,解释了钢材发生损伤的原因,但未能确定钢材发生损伤后峰值应力的下降路径,如何确定钢材峰值应力下降路径即为钢材损伤演化准则(图 4.1)。

为明确损伤路径,引入损伤因子 D 来表征钢材的损伤程度, D 为单调递增的标量,取值范围为 $[0, 1]$,那么钢材在应力下降区段(软化段)的剩余模量 \bar{E} 及剩余应力 $\bar{\sigma}$ 可表示为损伤因子 D 的函数:

$$\bar{E} = (1 - D)E \quad (4.13)$$

$$\bar{\sigma} = (1 - D)\sigma \quad (4.14)$$

式中: E 为钢材的弹性模量, σ 为无损状态下钢材的应力。当损伤因子 $D=0$ 时,表示钢材无损伤,钢材的承载力及钢材均无退化,当 $D=1$ 时,表示钢材发生断裂破坏,完全退出工作,此时钢材的剩余模量 \bar{E} 及剩余应力 $\bar{\sigma}$ 为 0。

由图 4.1 可知,钢材进入损伤状态后的应力下降路径可以用材料的剩余应力-塑性应变曲线来进行描述,因此损伤因子 D 可表示为等效塑性应变 $\bar{\varepsilon}^{pl}$ 的函数。但是钢材损伤发生以后,应力-应变关系不再能准确地描述材料的力学行为,继续使用钢材的应力-应变关系会引入强烈的基于局部应变的网格依赖性^[67],为了减小有限单元的网格依赖性,引入有限元单元特征长度 L 将钢材的等效塑性应变 $\bar{\varepsilon}^{pl}$ 表示为钢材的等效塑性位移 \bar{u}^{pl} 的形式,同理,钢材完全断裂时的等效塑性应变 $\bar{\varepsilon}_f^{pl}$ 也可表示为钢材拉伸断裂破坏位移 \bar{u}_f^{pl} :

$$\bar{u}^{pl} = L\bar{\varepsilon}^{pl} \quad (4.15)$$

$$\bar{u}_f^{pl} = L\bar{\varepsilon}_f^{pl} \quad (4.16)$$

其中, L 是基于有限单元尺寸定义的,对于梁单元及桁架单元,单元特征长度采用单元的长度,对于壳单元及平面单元,单元特征长度采用单元面积的平方根,对于实体单元,单元长度取实体单元体积的立方根。

经过式(4.15)与式(4.16)转换后,损伤因子 D 可表示为等效塑性位移 \bar{u}^{pl} 与等效塑性断裂破坏位移 \bar{u}_f^{pl} 的函数:

$$D = F\left(\bar{u}^{pl}/\bar{u}_f^{pl}\right) \quad (4.17)$$

为了确定式(4.17)的函数形式,周天华等^[68]通过对 10 组 Q235 板材试件进行的拉伸试验,获得了钢材的真实应力应变曲线,然后对每条真实应力-位移曲线下下降段(即图 4.1 中应力峰值点后的曲线)内的剩余应力与塑性位移进行了无

量纲的归一化处理，从而得到了钢材剩余应力比 $\bar{\sigma}/\sigma_u$ 与塑性位移比 $\bar{u}^{pl}/\bar{u}_f^{pl}$ 的相关曲线，再根据式 (4.14)：损伤因子 $D=1-\bar{\sigma}/\sigma_u=1-g(\bar{u}^{pl}/\bar{u}_f^{pl})$ 及上述相关性，进而可换算得到损伤因子 D 最终的表达式：

$$D=1.3\left(\frac{\bar{u}^{pl}}{\bar{u}_f^{pl}}\right)^{7.6} \quad (4.18)$$

由式 (4.18) 可以看出，损伤因子 D 与 $\bar{u}^{pl}/\bar{u}_f^{pl}$ 为幂指数曲线关系，式 (4.15)、式 (4.16) 及式 (4.18) 则构成了钢材的损伤演化准则。

4.3 软钢阻尼器损伤模拟

4.3.1 模型参数确定

由第三章各个循环加载的滞回曲线（图 3.12~图 3.15）看，试验滞回曲线表现出较为明显的随动强化及各向同性强化现象。因此本文采用 von Mises 屈服面流动法则，并采用 Lemaitre-Chaboche^[69]混合强化模型来模拟材料的循环塑性流动，它包括等向强化部分和随动强化部分，图 4.3、图 4.4 给出了 Lemaitre-Chaboche 混合强化模型的示意图。

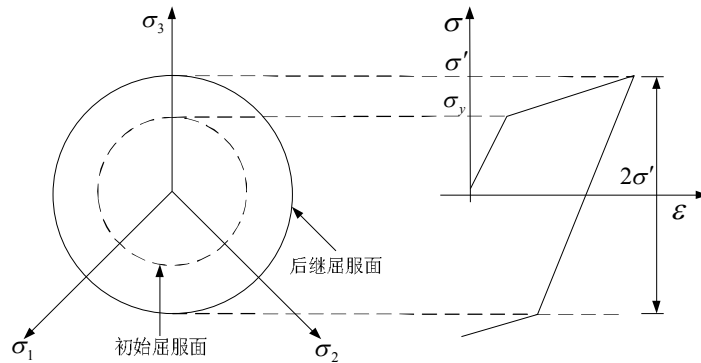


图 4.3 各向同性强化模型示意图

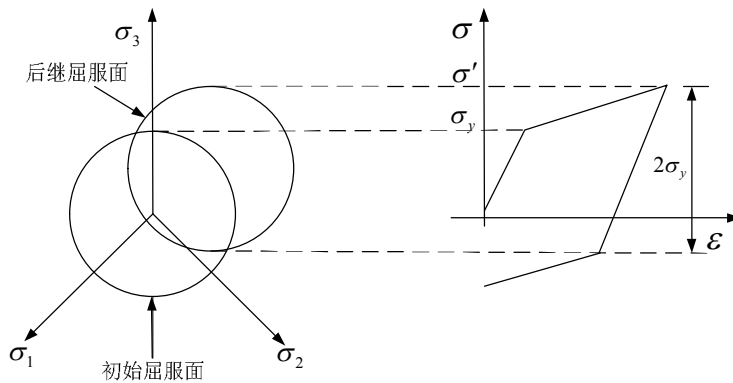


图 4.4 线性随动强化模型示意图

由图 4.3 可知，各向同性强化表征了屈服面 σ_0 大小的扩张，其为等效塑性应

变 ε^{pl} 的函数:

$$\sigma_0 = \sigma|_0 + Q_\infty \left(1 - e^{-b\varepsilon^{pl}}\right) \quad (4.19)$$

其中, σ_0 为屈服面的大小, $\sigma|_0$ 为等效塑性应变为 0 时的应力 (即钢材的屈服应力), Q_∞ 屈服面大小的最大变化值, b 为屈服面大小随塑性应变增加变化的比率。

定义 σ_0^i 为第 i 圈的屈服面大小:

$$\sigma_0^i = \frac{\sigma_t^i - \sigma_c^i}{2} \quad (4.20)$$

其中, σ_t^i 为第 i 圈材料的最大拉应力, σ_c^i 为第 i 圈材料的最大压应力。

定义 ε_i^{pl} 为第 i 圈的等效塑性应变:

$$\varepsilon_i^{pl} = \frac{1}{2}(4i-3)\Delta\varepsilon^{pl} \quad (4.21)$$

其中, i 表示第 i 圈循环, $\Delta\varepsilon^{pl}$ 为塑性应变范围, 可以等效为:

$$\Delta\varepsilon^{pl} = (\varepsilon_t^i - \varepsilon_c^i) - 2\sigma_1^1/E \quad (4.22)$$

其中, ε_t^i 第 i 圈材料的最大拉应变, ε_c^i 第 i 圈材料的最大压应变, σ_1^1 为第 1 圈的最大拉应力, E 为钢材弹性模量。

式 (4.19) 通过每一个数据点 $(\varepsilon_i^{pl}, \sigma_0^i)$, 因此可以通过钢材循环加载试验获得的数据点拟合得到钢材的各向同性强化参数: 屈服面大小的最大变化值 Q_∞ 及屈服面大小随塑性应变增加变化的比率 b 。本文参考严红^[24]关于 LY225 钢材各向同性材料参数的设置, 取 $Q_\infty=35\text{MPa}$, $b=2$ 。

由图 4.4 可以看出, 线性随动强化模型表征了钢材屈服面的流动, 可通过定义了背应力参量 α_k 来预测钢材屈服面的流动:

$$\alpha_k = \frac{C_k}{\gamma_k} \left(1 - e^{-\gamma_k \varepsilon_k^{pl}}\right) + \alpha_1 e^{-\gamma_k \varepsilon_k^{pl}} \quad (4.23)$$

式中, C_k 与 γ_k 为常数, 可通过钢材循环加载试验标定, 背应力参量 α_k 与 γ_k 与塑性应变增加的速率有关。式 (4.23) 实质上是通过定义背应力参量数量来近似拟合钢材拉伸试验数据点, 因此为了更好的拟合试验数据点, 本文取 $k=4$ 。数据点 $(\sigma_i, \varepsilon_i^{pl})$ 可由试验获得, i 表示第 i 个数据点, 数据点定义如下:

$$\varepsilon_i^{pl} = \varepsilon_i - \frac{\sigma_i}{E} \quad (4.24)$$

$$\alpha_i = \sigma_i - \sigma^s \quad (4.25)$$

其中, ε_i 为第 i 个数据点的应变, σ_i 为第 i 个数据点的应力, σ^s 为最后一个数据点应力与第一个数据点应力的平均值。由式 (4.23) ~ 式 (4.25) 可知, 可以利用

$(\sigma_i, \varepsilon_i^{pl})$ 来对参数 C_k 与 γ_k 进行拟合。具体随动强化参数 C_k 、 γ_k 可通过表 2.4 所列数据点确定 ($k=4$)，确定过程可由 ABAQUS 软件完成。

损伤准则参数可通过 2.4.1 节钢材的材性试验获得，本文选择试件 1 的试验结果确定损伤参数。由表 2.3 可知钢材试件断面截面减少率 A_r 为 56.27%，然后再依据式 4.10 可得 $C_2=0.83$ ，再利用式 (4.12) 拟合钢材的真实应力-应变曲线 (图 2.12)，可得钢材的硬化参数 $K=748.7\text{MPa}$ ， $n=0.19$ 。最终钢材的各项模型参数详见表 4.1。

表 4.1 钢材模型参数

E/Mpa	σ_y/MPa	C_2	n	K/MPa	Q_∞/MPa	b
2.05×10^5	263	0.83	0.19	748.7	35	2

4.3.2 软钢阻尼器单调加载试验有限元损伤模拟分析

建立了有限元模型，对单调加载试件 M-1 试验进行了损伤模拟，加载方案与第三章试件 M-1 加载方案完全一致，采用位移加载，模型边界条件与试验边界条件一致。为了提高计算效率，节约计算成本，对阻尼器颈部区域采用细化网格。

试件 M-1 位移-荷载曲线 (图 4.5) 的模拟结果显示，加入了钢材微观机制损伤模型的有荷载位移曲线与试验曲线较为吻合，而未加入损伤模型的模拟荷载位移曲线无法考虑构件在大变形位移作用下承载力退化的现象，表明了钢材微观损伤模型能够模拟单向加载下的软钢阻尼器承载力损伤退化现象。

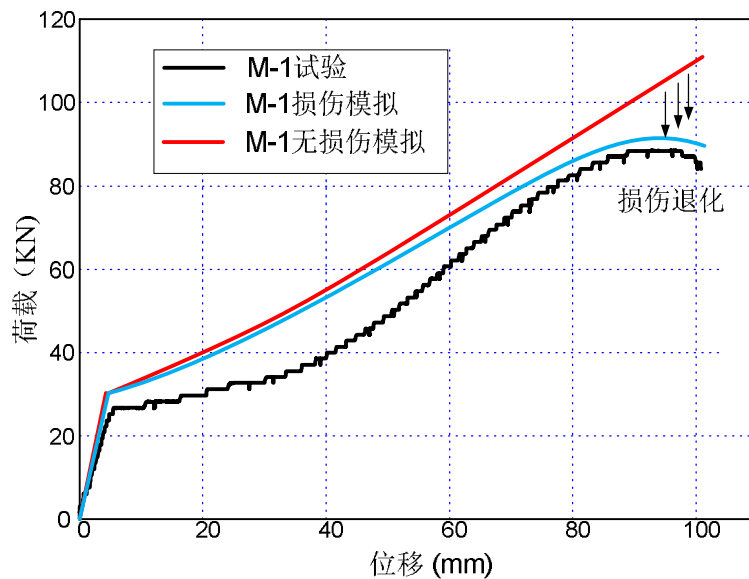


图 4.5 试件 M-1 位移-荷载曲线

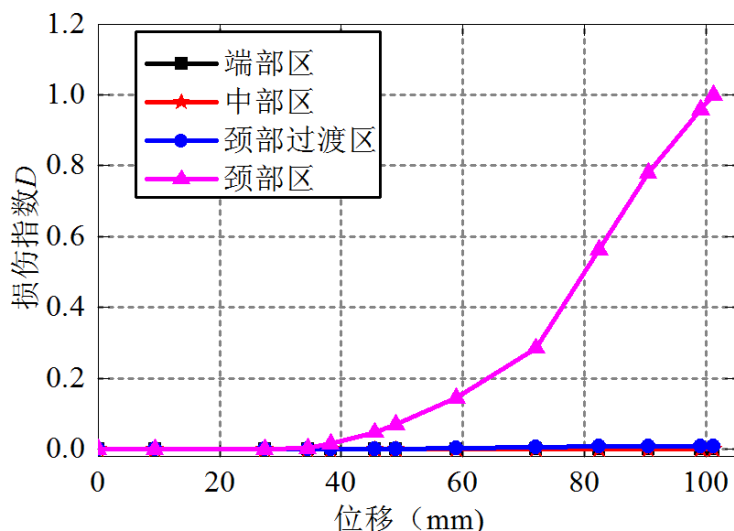


图 4.6 试件 M-1 各区域损伤演化图

图 4.6 给出了试件 M-1 各区域的损伤演化曲线，图中各区域的定义详见图 4.9。图 4.7 给出了试件 M-1 破坏时的各部分的损伤程度及损伤部位，图中参数 SDEG 为 4.2.3 节定义的损伤因子 D ，由图 4.6 以及图 4.7 可以看出：1) 对于单调加载试件，损伤集中在颈部区域，试件其他区域基本无损伤，2) 在加载初期，加载位移较小，阻尼器无损伤，随着加载位移的增加，阻尼器颈部开始发展损伤，随着加载位移进一步的加大，颈部受轴向作用及剪力作用的双重作用损伤迅速增大，当颈部区域出现颈缩变形时，试件承载力出现退化，直至试件在颈部由于过度的塑性变形发展而发生断裂。

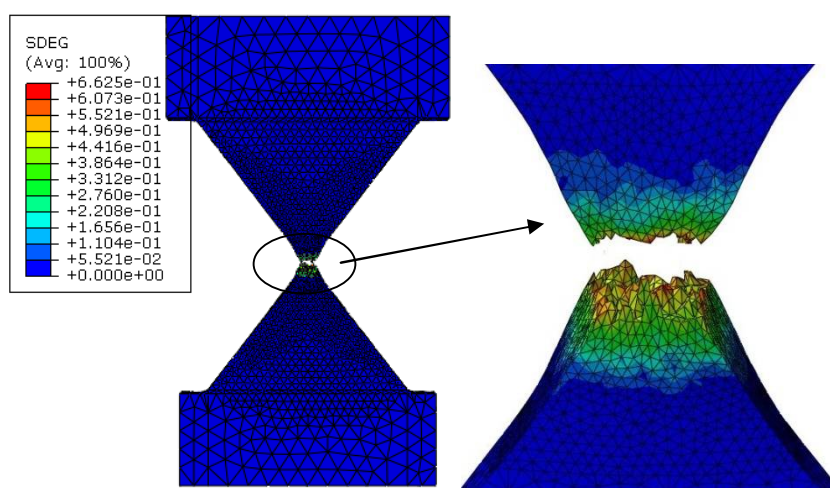
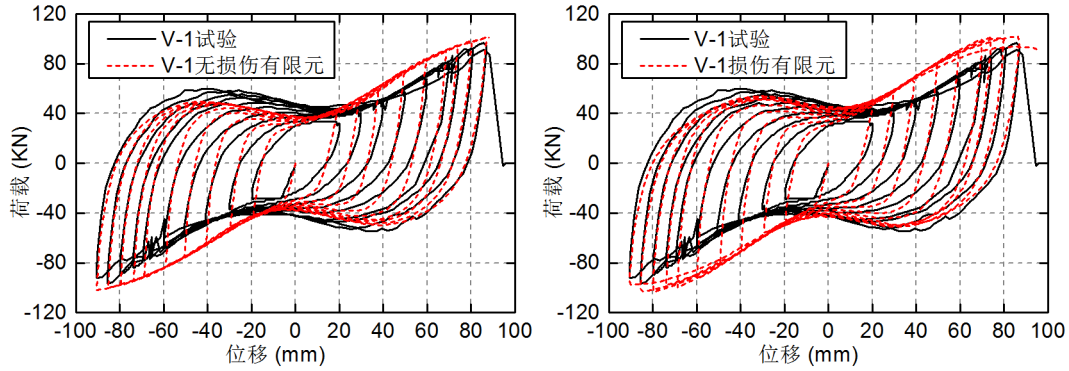


图 4.7 单调加载阻尼器损伤图

4.3.3 软钢阻尼器循环加载试验有限元损伤模拟分析

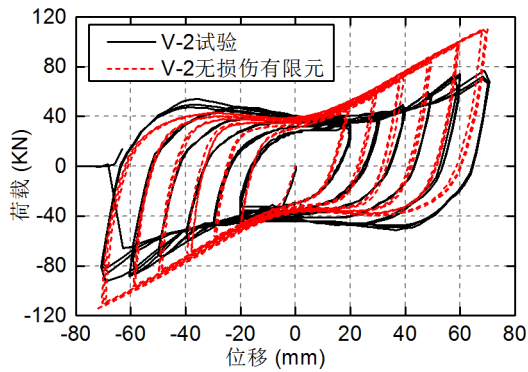
图 4.8 给出了循环加载试验滞回性能损伤模拟结果与非损伤模拟结果，由图可以看出，对于循环加载试件的滞回性能的模拟，加入损伤的模拟较非损伤模拟

效果好, 损伤模拟能够考虑到大位移幅值加载下试件承载力及刚度的退化, 而非损伤模拟则不能考虑承载力及刚度退化, 说明钢材微观损伤模型能够应用于软钢阻尼器的循环加载分析中。



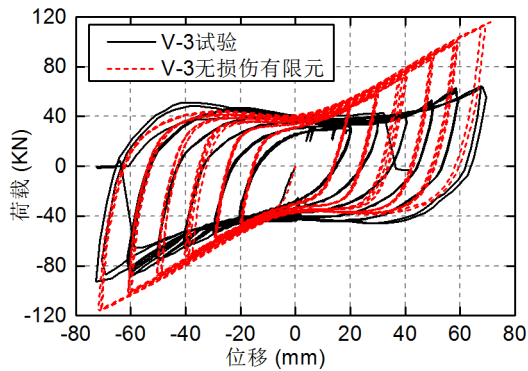
(a) 试件 V-1 无损伤滞回曲线对比

(b) 试件 V-1 损伤滞回曲线对比



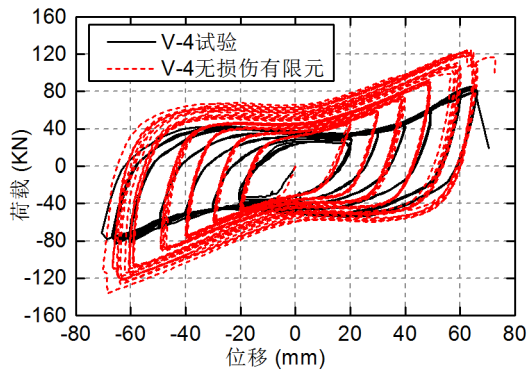
(c) 试件 V-2 无损伤滞回曲线对比

(d) 试件 V-2 损伤滞回曲线对比



(e) 试件 V-3 无损伤滞回曲线对比

(f) 试件 V-3 损伤滞回曲线对比



(g) 试件 V-4 无损伤滞回曲线对比

(h) 试件 V-4 损伤滞回曲线对比

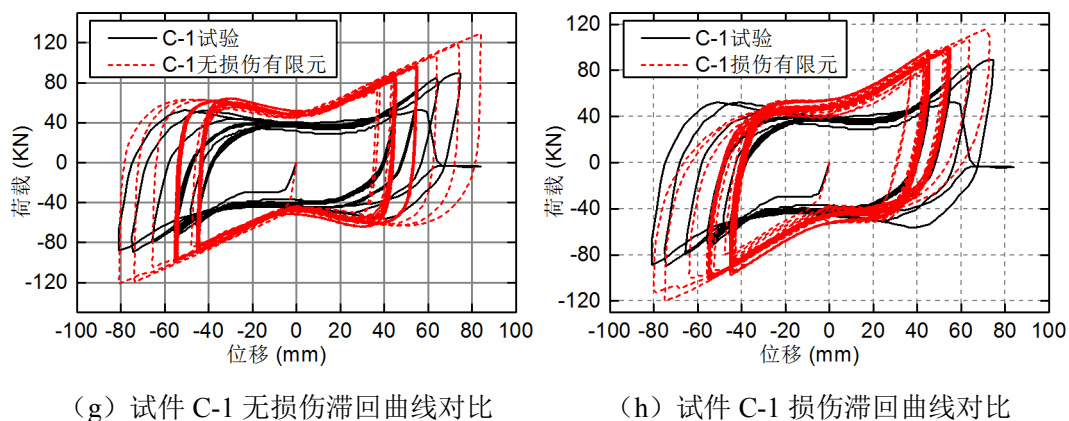


图 4.8 循环加载试件有限元模拟结果与试验结果对比图

图 4.9 给出了循环加载试件破坏时的损伤分布图，图中红色区域为试件发生了起始损伤，对应于 4.2.2 节 $\omega_D=1$ ，蓝色区域表示未开始损伤，另外在图中根据第三章试验应变数据分析结果将阻尼器构件进行了分区，依次分为端部区域、中部区域、颈部过度区域及颈部区域。由图可以看出，除中部区域靠近端部区域一侧为发生损伤外，阻尼器其他部位均发生了损伤。

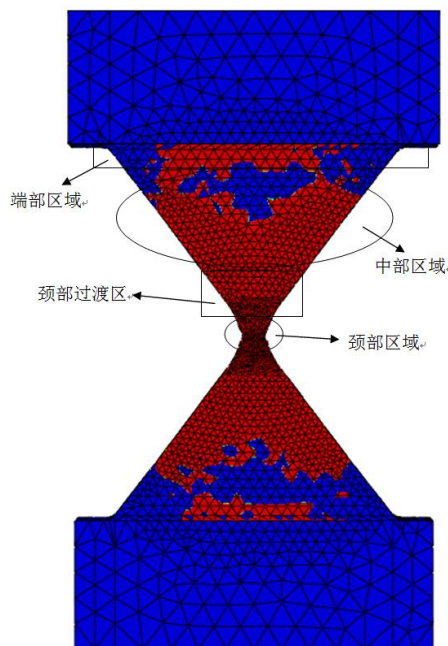


图 4.9 循环加载试件损伤部位分布图

图 4.10 给出了循环加载试件的损伤发展示意图，由图可以看出：1) 损伤最初发生于颈部过渡区，对应图 (b)，这是由于颈部过渡区开始发生局部变形（由 3.3.3 节应变结果可知），有效塑性应变较大；2) 随后轴向变形影响开始显著，颈部区域开始发生损伤，对应图 (c)；3) 随着加载位移幅值的增加，损伤进一步发展，端部及中部开始损伤，对应图 (d)；4) 随后，轴向变形对颈部区域的影响越发显著，颈部区域损伤加速发展，对应图 (e)；5) 最后，颈部发生颈缩，颈部区域发生断裂，对应图 (f)。

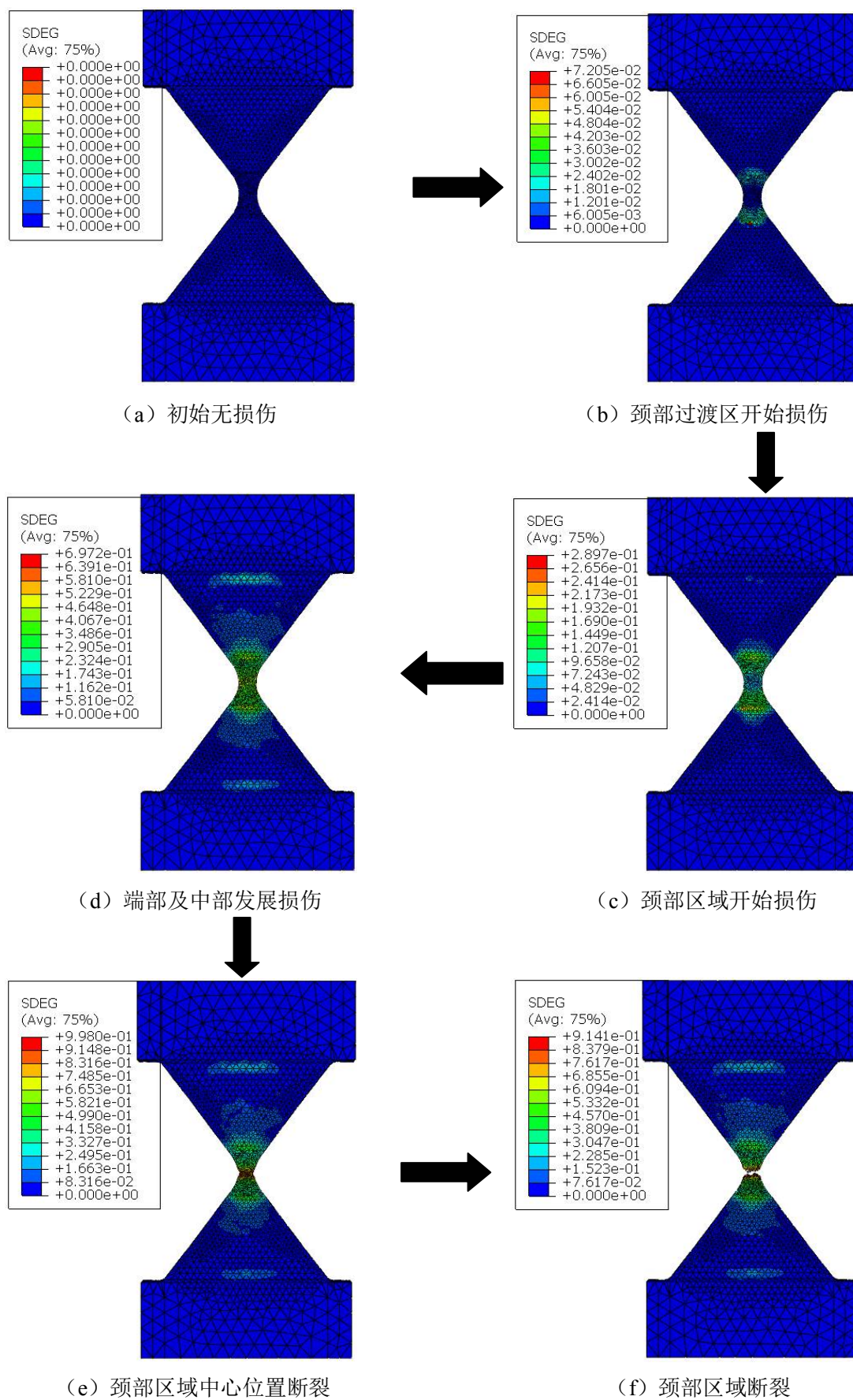
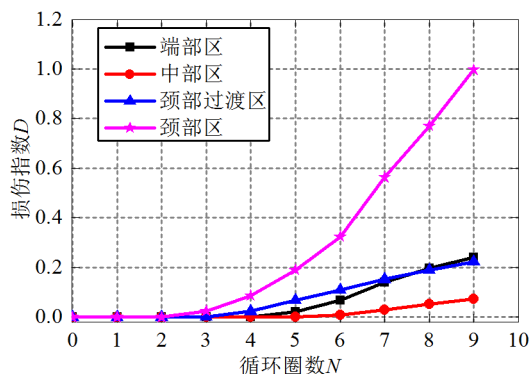
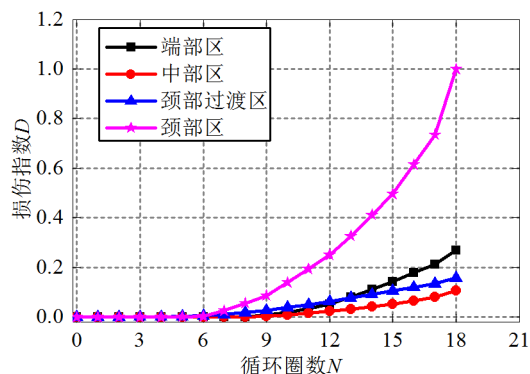


图 4.10 循环加载试件损伤程度发展示意图

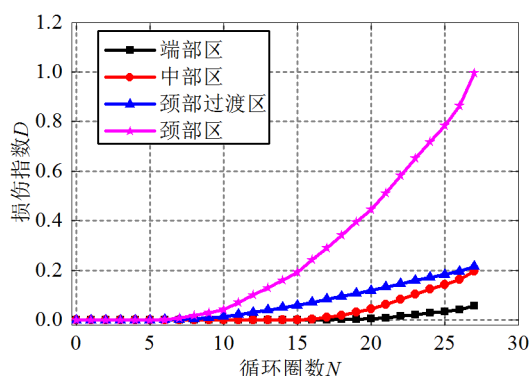
图 4.11 给出了材料层次到构件层次损伤演化关系, 由图可以看出: 1) 小位移幅值 ($\leq 30\text{mm}$) 作用下, 阻尼器各个部位的损伤量均较小, 但随着每级小位移循环圈数的增加, 颈部过渡区及颈部区损伤逐渐增加, 构件的损伤开始也逐渐增加, 表现为试件 V-4 与试件 V-3 在第二级幅值作用下 (30mm), 颈部及颈部过渡区的损伤较试件 V-2 与 V-1 发展快; 2) 随着位移幅值的增加, 损伤加速发展; 3) 构件颈部区域损伤发展最快、端部及颈部过渡区损伤发展次之, 中部区域损伤发展最慢; 4) 最终阻尼器试件由于颈部区域损伤值 D 达到 1 而发生断裂破坏。



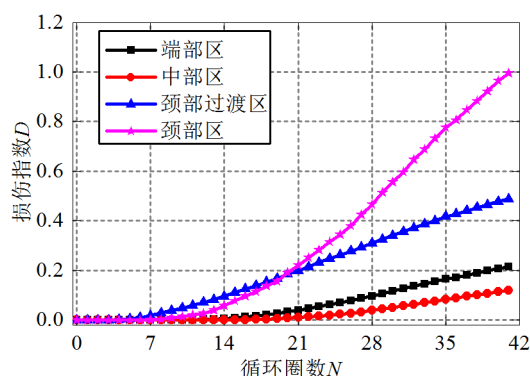
(a) 试件 V-1 各区域损伤演化图



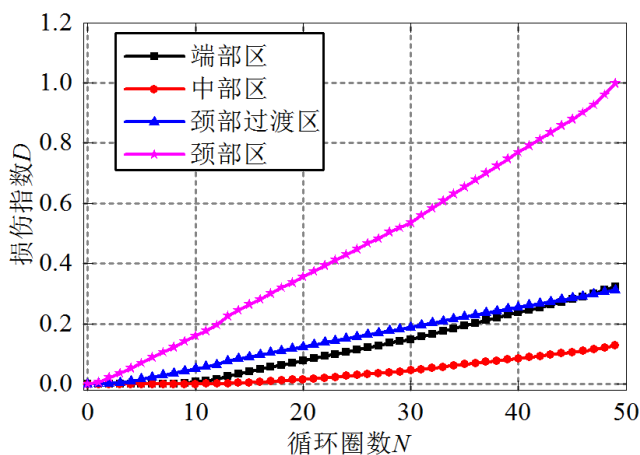
(b) 试件 V-2 各区域损伤演化图



(c) 试件 V-3 各区域损伤演化图



(d) 试件 V-4 各区域损伤演化图



(e) 试件 C-1 各区域损伤演化图

图 4.11 循环加载试件各区域损伤演化图

4.4 本章小结

本章在钢材本构关系中引入了基于空穴增长的微观机制损伤模型,并利用该损伤模型对第三章阻尼器的滞回性能进行了损伤模拟,通过损伤模拟结果与试验结果的对比,验证了基于微观损伤模型在单调加载以及超低周循环加载的应用中的正确性,最后给出了各个试件的损伤发展及演化过程。具体结论如下:

(1) 对于试件试验滞回性能的模拟,损伤模拟结果较非损伤模拟效果好,损伤模拟解决了非损伤模拟没有考虑大位移循环加载作用下构件承载力及刚度退化的问题。

(2) 单调加载试件破坏时,损伤集中在颈部区域,而循环加载试件破坏时,除中部区域靠近端部区域未发生损伤外,其余部位均发生损伤。

(3) 对于循环加载试件,构件颈部区域损伤发展最快、端部及颈部过渡区损伤发展次之,中部区域损伤发展最慢。

(4) 无论是单调加载试件还是循环加载试件,阻尼器试件最终均是在颈部区域发生断裂破坏,表明颈部为 X 形耗能软钢阻尼器的薄弱位置。

第5章 X形耗能软钢阻尼器构件损伤研究

5.1 引言

第四章基于应力三轴度及累积塑性应变的损伤准则能够较为准确地确定阻尼器的损伤部位及损伤程度，能够预测阻尼器构件的薄弱部位，但是在工程实际中更加关注的是阻尼器构件的宏观损伤行为而非微观损伤性能，因此对于阻尼器构件的损伤评估，利用位移、耗能、延性系数等宏观变量比应变与应力三轴度等微观变量更加方便、实用。

软钢阻尼器构件层次的损伤模型不仅可以用于基于性能化的抗震设计中，而且有助于震后阻尼器的损伤评估，为震后加固、阻尼器是否更换提供依据，因此，选用一种合理的适用于描述X形软钢阻尼器损伤的损伤模型将显得十分有意义。

现有的基于构件层次的损伤模型主要有两类。第一类是基于位移与能量的Park-Ang损伤模型与其改进模型，通过位移项与能量项参数的线性组合来评估构件损伤，该类模型考虑了首次超越破坏以及累积损伤破坏，能够很好的体现地震三要素“幅值、频谱、持时”对结构的影响，所以得到了地震工程界的广泛认可，但是该模型最初是基于混凝土构件提出，是否适用于高延性的软钢阻尼器的损伤评估值得探究。第二类是基于低周疲劳性能的损伤模型，通过预测各个常幅工况下的构件疲劳寿命来评估构件的损伤，对于变幅加载则通过Miner准则进行损伤线性组合，但该模型是基于低周疲劳而提出，对于软钢阻尼器，通过第三章的低周反复试验可知，阻尼器常常由于构件深度屈服而发生超低周疲劳破坏，那么基于低周疲劳破坏的损伤模型是否适用于超低周疲劳破坏的软钢阻尼器的损伤评估也非常值得探讨。

另外，现有的损伤模型研究仅仅关注构件最终的破坏时刻，没有建立起软钢阻尼器各个阶段的损伤程度及破坏现象与损伤指数的对应关系。本文拟通过软钢阻尼器试验的破坏现象、滞回曲线及试验过程中的应变分布，建立起完好到破坏的各个损伤程度与对应的损伤指数之间的关系。

5.2 损伤模型的选取

5.2.1 Park-Ang 双参数模型

基于变形与能量的双参数模型由于考虑了首次超越破坏及累积损伤破坏而得到工程界的广泛认可，其中Park和Ang提出的变形与能量线性组合的双参数模型最为典型，Park和Ang所提出的破坏模型的具体表达式为：

$$D = \frac{\Delta_m}{\Delta_u} + \frac{\beta}{F_y \Delta_y} \int dE_h \quad (5.1)$$

式中： D 为损伤指数，表征构件的损伤程度， Δ_m 为构件在实际荷载作用下的最大位移， Δ_u 为构件在单调递增荷载作用下的极限位移， F_y 为构件的屈服荷载， Δ_y 为构件的屈服位移， $\int dE_h$ 为构件在循环荷载作用下的累积滞回耗能， β 为滞回耗能影响系数，为非负系统参量，可通过往复循环加载试验获得。

虽然 Park-Ang 模型没有十分明确的理论基础，但是可以根据能量损伤模型基于一些假定与近似推导得到。能量损伤模型表达式如式 (5.2)。

$$D = \sum_{i=1}^N \beta_i \left(\frac{E_i}{E_{mon}} \right)^c \quad (5.2)$$

其中， β_i 为各级位移幅值能量组合系数， c 为常数。为了考虑到首超破坏对结构的影响，给予最大塑性变形幅值能量组合系数取为 $(1+\beta)$ ，其余位移循环幅值对应的组合系数取为 $\beta_i = \beta$ ，并且取 $c=1$ 即可得到：

$$D = \frac{E_{max}}{E_{mon}} + \frac{\beta}{E_{mon}} \sum_{i=1}^N E_i \quad (5.3)$$

对于理想弹塑性材料而言，上式可简化为

$$D = \frac{\Delta_m - \Delta_y}{\Delta_u - \Delta_y} + \frac{\beta}{F_y (\Delta_u - \Delta_y)} \int dE_h \quad (5.4)$$

虽然 Park-Ang 损伤模型得到了广泛的认可，但也存在一些问题，从以上的推导中可以看出：

(1) 由于 c 取为 1，即位移项与能量项线性组合，不能反映较大的塑性变形比较小的塑性变形对构件损伤影响更大的实验结果。

(2) 式 (5.4) 模型仅适用于理想弹塑性情况。

(3) 对最大位移项的能量权值取为 $(1+\beta)$ 是没有理论依据的。导致式 5.4 的损伤模型在单调荷载作用下损伤指数 D 不为 1。

5.2.2 Usami 模型

为了克服 Park-Ang 模型的上述缺点，Usami^[40]提以下改进的双参数模型：

$$D = (1-\beta) \left(\frac{\Delta_m - \Delta_y}{\Delta_u - \Delta_y} \right)^c + \beta \sum_{i=1}^n \left(\frac{E_i}{E_{mon}} \right)^c \quad (5.5)$$

其中， β 为权值， E_i 为累积滞回耗能， E_{mon} 为单调加载极限滞回能， c 为模型参数，其余参数符号意义同前述。 β 与 c 可通过拟静力加载试验确定。

Usami 模型既考虑了最大位移的影响, 又考虑了累积滞回耗能的影响, 较为综合的考虑了累积损伤的因素。对比 Park-Ang 模型, 由于 Usami 模型位移与能量项采用非线性组合, 能够反应大塑性变形较小塑性变形对结构损伤影响更大的试验结果, 对于描述钢结构损伤具有较强的适应性。

5.2.3 Krawinkler-Zhorei 模型

Krawinkler 与 Zhorei^[42]根据钢构件常幅加载破坏试验, 提出了一种基于低周疲劳失效的损伤破坏模型, 根据 Manson-Coffin 低周疲劳公式, 该模型表达为:

$$N_{fi} = C^{-1} (\Delta_i - \Delta_y)^{-c} \quad (5.6)$$

其中: N_{fi} 为常幅循环加载至破坏的循环数, Δ_i 为常幅加载幅值 ($\Delta_i > \Delta_y$), Δ_y 为构件的屈服位移, C 与 c 为结构参数。

对于非等幅加载的试件, 可以利用 Miner 线性叠加准则^[70]将不同位移幅值所引起的损伤叠加起来, 如式 (5.7) 所示:

$$D = \sum_{i=1}^N \frac{1}{N_{fi}} = C \sum_{i=1}^N (\Delta_i - \Delta_y)^c \quad (5.7)$$

其中, D 为损伤指数, $D \geq 1$ 表示构件破坏, N 为循环数。

结构参数 C 的取值较为离散, 一些专家学者^[71]建议 C 可以通过一次单调加载破坏情形即 $N_{fi}=1$ 来获得, 此时:

$$N_{fi} = 1 = \frac{1}{C} (\Delta_u - \Delta_y)^{-c} \quad (5.8)$$

由此可得: $C = \left(\frac{1}{\Delta_u - \Delta_y} \right)^c$, 从而式 (5.7) 可改写为:

$$D = \sum_{i=1}^N \left(\frac{\Delta_i - \Delta_y}{\Delta_u - \Delta_y} \right)^c \quad (5.9)$$

该模型虽然从形式上仅与加载位移有关, 但是从本质上隐含着以累积滞回耗能作为损伤变量。相较 Park-Ang 模型, 该模型并没有给最大变形特殊的权重, 而且 c 取值大于 1 时, 该模型能够一定程度上考虑加载路径对构件损伤的影响, 也能够反应大塑性变形较小塑性变形对结构损伤影响更大的试验结果。但是与 Park-Ang 模型一样, 该模型更加适用于对理想弹塑性模型的损伤预测, 并且该模型不能考虑非等幅加载。

为了克服式 (5.9) 损伤模型的上述缺点, 对于非理想弹塑性构件, 损伤指数可表达为:

$$D = \sum_{i=1}^N \left(\frac{E_i}{E_{mon}} \right)^c \quad (5.10)$$

式 (5.10) 中参数符号意义同前述。

5.3 软钢阻尼器损坏程度及破坏现象的对比

综合分析第三章阻尼器构件的损伤破坏过程, 各个试件损伤均经历表面氧化皮剥落 (阻尼器表面开始屈服)、残余变形累积、颈部过渡区域局部屈曲、颈部区域屈曲、颈缩、断裂等阶段。通过对试件的应变分析及滞回曲线的分析, 可以找到与试验现象对应的数据变化, 如试件 V-1 初始颈部过渡区初始屈曲, 表现为 V-1 试件③测点拉压应变不对称, 拉应变显著大于压应变; V-4 试件颈部区域屈曲, 表现为 V-4 滞回曲线出现明显的刚度退化及承载力退化 (图 3.14)。

在实际工程中, 变形是十分重要的变量, 不仅可以反映首次超越对构件产生的损伤, 而且在大变形加载下, 可以一定程度上反映构件的变形模式, 对于本文所设计的阻尼器试件, 分界点 (35mm, 对应层间位移角为 1/86) 即是区分弯曲影响区与弯轴变形影响区的位移性能点。以位移划分阻尼器破坏状态 (如图 5.1), 结果如下: *OA* 段: 阻尼器处于弹性阶段, 阻尼器处于弹性阶段, 阻尼器构件无损伤, 对应位移 $0 \sim \Delta_y$; *AB* 段, 阻尼器构件全截面屈服, 塑性发展少, 无局部变形, 阻尼器构件无损伤, 对应位移为 $\Delta_y \sim 7\Delta_y$; *BC* 段, 阻尼器颈部过渡区出现局部变形, 且在循环作用下有轻微的残余变形, 对应位移 $7\Delta_y \sim 12\Delta_y$; *CD* 段, 轴向变形影响开始显著, 颈部过渡区残余变形加大, 颈部区域出现局部屈曲, 对应位移 $12\Delta_y \sim 17\Delta_y$; *DE* 段, 颈部区域及颈部过渡区局部屈曲现象加重, 阻尼器端部区域出现残余变形, 对应位移 $17\Delta_y \sim 20\Delta_y$; *EF* 段, 阻尼器颈部区域出现颈缩, 随着位移幅值加大及循环次数增加, 阻尼器最终颈部出现裂缝并且断裂。

故本文以软钢阻尼器损伤破坏现象作为主要参考项, 其他宏观指标如阻尼器位移、承载力退化作为辅助项, 定义软钢阻尼器的损伤程度, 并同时参考《建筑抗震设计规范》^[72]、《建筑消能减震技术规程》^[73]及《建筑消能阻尼器》^[74]的损伤评估方法, 建立了软钢阻尼器损伤程度与破坏现象的关系, 具体如表 5.1 所示。

表 5.1 软钢阻尼器损伤程度与破坏现象对应关系

损伤程度	阻尼器损伤主要参考项	阻尼器破坏辅助项	
	阻尼器破坏情况	试件承载力	阻尼器变形
基本完好	阻尼器表面全截面屈服	~	$0 \sim 7\Delta_y$
轻度破坏	颈部过渡区存在局部变形, 出现轻微残余变形	承载力缓慢上升	$7\Delta_y \sim 12\Delta_y$

中度破坏	颈部过渡区残余变形加大，颈部区域出现局部屈曲	承载力稳步上升	$12 \Delta_y \sim 17 \Delta_y$
严重破坏	颈部区域局部屈曲现象加重，端部发展残余变形	承载力出现退化	$17 \Delta_y \sim 20 \Delta_y$
失效破坏	颈部区域颈缩，出现裂缝并且最终断裂	承载力退化明显	$>20 \Delta_y$

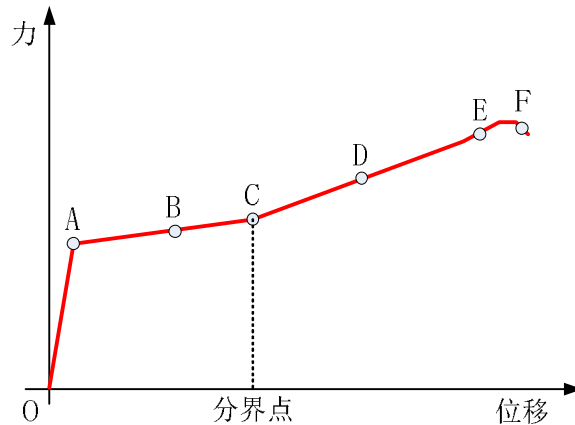


图 5.1 软钢阻尼器力-位移曲线

5.4 损伤模型的损伤退化预测

5.4.1 损伤模型参数的确定

软钢阻尼器断裂及颈部严重颈缩即认为阻尼器失效破坏，通过对第三章六组阻尼器试件的加载试验可以得到各组试件的最大位移及累积耗能，如表 5.2 所示。

表 5.2 各组软钢阻尼器试件最大位移与累积耗能

试件编号	最大位移 Δ_{\max} (mm)	累积滞回耗能 $\int dE_h$ (kN.m)
M-1 (单调加载)	100.84	4984.43
V-1 (n=1 变幅加载)	89.47	92713.48
V-2 (n=3 变幅加载)	70.72	117661.27
V-3 (n=5 变幅加载)	69.64	153896.71
V-4 (n=7 变幅加载)	66.78	252009.33
C-1 (常幅加载)	75.07	342930.27

注：屈服位移 $\Delta_y = 3.15\text{mm}$ ；屈服荷载 $\Delta_y = 29.4\text{kN}$

(1) Park-Ang 双参数模型参数确定

损伤指数 $D=1$ 表示阻尼器试件破坏，在式 5.4 中，令等式左边 $D=1$ ，可以得到滞回耗能影响系数：

$$\beta = \frac{(\Delta_u - \Delta_m) F_y}{\int dE_h} \quad (5.10)$$

考虑到软钢阻尼器构件并非理想弹塑性，表现出较为明显的屈服后刚度，在式 5.4 中，令等式左边 $D=1$ ，可以得到非理想弹塑性构件的滞回耗能影响系数。计算结果见表 5.3。

表 5.3 Park-Ang 模型参数确定

试件编号	β (按式 5.3 计算)	β (按式 5.4 计算)
V-1 ($n=1$ 变幅加载)	0.00626	0.00361
V-2 ($n=3$ 变幅加载)	0.01311	0.00756
V-3 ($n=5$ 变幅加载)	0.01003	0.00598
V-4 ($n=7$ 变幅加载)	0.00657	0.00367
C-1 (常幅加载)	0.00342	0.00196
平均	0.00793	0.00459
变异系数	0.47288	0.48148

注：屈服位移 $\Delta_y=3.15\text{mm}$ ；屈服荷载 $F_y=29.4\text{kN}$

由表 5.3 可知：1) 由式 5.3 计算得到的滞回耗能影响系数较式 5.4 计算得到的滞回耗能影响系数大，这是由于构件的实际滞回性能与理想弹塑性滞回性能存在较大差异。2) 各构件滞回耗能影响系数数据较为离散，这是由于损伤模型中虽然给予了最大幅值特殊的权重，但是如试件 V-2 中最大位移幅值共循环了三次，仅有一次最大幅值循环给予特殊的权重，其余两次最大幅值循环权重系数为 β ，这导致低估了这两次循环的位移损伤。

(2) Usami 模型参数确定

从式 5.5 中可以看出，Usami 模型综合了 Park-Ang 模型及 Krawinkler-Zhorei 模型参数的优点。当 $c>1$ ，采用了位移项以能量项的非线性组合，即能够反应大塑性变形较小塑性变形对结构损伤影响更大的试验结果，同时又考虑到了首超破坏的影响，给予最大变形项特殊的权重 1。

在本文中，取 c 值为 2，反应了大塑性变形较小塑性变形对结构损伤影响更大的试验结果，然后令式 5.5 等式左边 $D=1$ ，即可得到 Usami 模型的另一个模型参数 β 。具体计算结果见表 5.4。

表 5.4 Usami 模型参数确定

试件编号	V-1	V-2	V-3	V-4	C-1	平均	变异系数
组合系数 β	0.18	0.27	0.23	0.14	0.09	0.18	0.35

从表 5.4 可知：1) 同 Park-Ang 模型类似，组合系数较为离散，这仍然是没

有考虑到最大位移幅值可能循环多次而造成的；2) 由于考虑了非线性组合，Usami 模型的组合系数 β 的变异系数较线性组合的 Park-Ang 模型的滞回耗能影响系数 β 的变异系数小，离散程度低。

(3) Krawinkler-Zhorei 模型参数确定

在式 5.9 及式 5.10 中，令等式左边 $D=1$ ，即可得到理想弹塑性构件 Krawinkler-Zhorei 模型参数与非理想弹塑性构件 Krawinkler-Zhorei 模型参数，计算结果表 5.5。

从表 5.5 可以看出：1) Krawinkler-Zhorei 模型中依据各组试件计算的模型参数值离散型较小，表现为变形系数较小，这是由于该模型不仅考虑了大塑性变形较小塑性变形对结构损伤影响更大的试验结果，而且相较于其他两个模型，给予了多次最大位移幅值循环相同的权重系数；2) 按照式 5.10 计算的模型参数较按照式 5.9 计算得到的模型参数小，这是由于构件的实际滞回性能与理想弹塑性滞回性能存在较大差异。

表 5.5 Krawinkler-Zhorei 模型参数确定

试件编号	c (按式 5.9 计算)	c (按式 5.10 计算)
V-1 (n=1 变幅加载)	5.68	4.12
V-2 (n=3 变幅加载)	4.48	3.21
V-3 (n=5 变幅加载)	4.82	3.21
V-4 (n=7 变幅加载)	5.82	4.05
C-1 (常幅加载)	5.82	3.90
平均	5.32	3.70
变异系数	0.12	0.12
注：屈服位移 $\Delta_y=3.15\text{mm}$;		

5.4.2 不同模型的损伤退化预测

从 3.3.2 节各组软钢阻尼器试件可知，本文设计的软钢阻尼器构件恢复力模型并非理想弹塑性，表现出较为明显的屈服后刚度，且加载位移超过分界点 (35mm) 后，滞回曲线有明显的“上扬”现象，因此本文所有模型参数以实际滞回耗能计算的为依据。Park-Ang 模型选用式 (5.3)，滞回耗能影响系数 β 取表 (5.3) 中按照式 (5.4) 计算的数值；Usami 模型选用式 (5.5)，取模型参数 $c=2$ ，组合系数取值见表 (5.4)；Krawinkler-Zhorei 模型选用式 (5.10)，模型参数 c 取值见表 5.5 中按照式 (5.10) 计算的数值。

图 5.2~图 5.6 给出了上述三种损伤模型在试验构件损伤预测的应用情况，描述了 X 形软钢阻尼器的损伤退化行为。由图 5.2~图 5.6 可以看出：

Park-Ang 损伤模型：1) 该模型考虑了最大塑性变形作用与累积滞回耗能的

作用,但相较于 Usami 模型,该模型更加强调最大塑性变形的作用,累积滞回耗能对损伤贡献的比重并不高,表现为在相同位移幅值循环下,退化程度基本相同,曲线呈现出明显的台阶分布;2)在逐步加载情况下(V-1),曲线基本呈直线,曲线相对缓和,不存在阶跃现象;3)在常幅加载情况下(C-1),第一圈位移循环对损伤预测具有很大的影响,其值可达到0.5左右,随着循环圈数的增加,滞回耗能累积项对阻尼器构件损伤的影响也逐渐加大,曲线相对缓和;4)同 Usami 模型相似,在变幅加载条件下,每个变幅的开始,损伤指数曲线发生阶跃,然后保持平缓;5)该模型强调了最大塑性变形的影响,其损伤预测曲线在其他两种模型损伤预测曲线之上。

Usami 损伤模型:1)同 Park-Ang 模型一样,该模型也考虑了最大塑性变形与累积滞回耗能的作用,但与 Park-Ang 模型不同的是该模型的最大塑性塑性变形项与累积滞回耗能项采用非线性组合(指数 c 为2),并非线性组合,考虑了大塑性变形较小塑性变形对结构损伤影响更大的试验结果,减缓了小位移循环的损伤退化速率,加大了大位移循环的损伤退化速率,表现为在小位移循环加载下,损伤指数曲线变化较为平缓,大位移循环加载下,损伤指数曲线变化变化较为陡峭;2)小位移循环加载下,损伤指数曲线呈较明显的台阶分布,在大位移循环加载下,累积滞回耗能项累积效应明显,曲线台阶状现象逐渐消失;3)在变幅加载条件下,每个变幅的开始,损伤指数曲线发生阶跃,但阶跃程度较 Park-Ang 模型减缓;4)该模型同时强调了最大塑性变形及累积滞回耗能对构件损伤的影响,其损伤预测曲线在其他两种模型损伤预测模型中间;5)在小位移幅值作用下,模型损伤预测接近 Krawinkler-Zhorei 模型,在大位移幅值加载作用下,模型损伤预测更加接近 Park-Ang 模型。

Krawinkler-Zhorei 损伤模型:1)该模型没有给任何位移幅值项特殊的权重,但损伤模型采用指数形式,考虑了大塑性变形较小塑性变形对结构损伤影响更大的试验结果,表现为在小位移幅值加载下,损伤指数曲线变化较平缓,大位移幅值加载下,损伤指数曲线迅速变得陡峭;2)该模型采用指数形式,能够一定程度上反应加载路径对损伤的影响;3)其损伤预测曲线在其他两种模型损伤预测模型之下。

总之,不同损伤模型针对同一个构件具有不同的预测曲线,说明各个模型具有自己的适用范围。比如 Park-Ang 模型由于更加强调最大位移的影响,所以更加适合预测逐步破坏,Krawinkler-Zhorei 损伤模型采用单变量形式,而且采用指数形式,所以更加适合预测突然破坏(如逐级加载),表现为加载初期,损伤发展较小,加载后期损伤迅速发展,构件破坏,Usami 损伤模型介于上述两个模型之间,既考虑了最大塑性变形与累积滞回耗能的影响,又对这两个影响因素进行

非线性组合,较为综合的考虑了两个模型的优点,减小了小位移幅值对损伤的贡献,增大了大位移幅值循环对损伤的贡献。

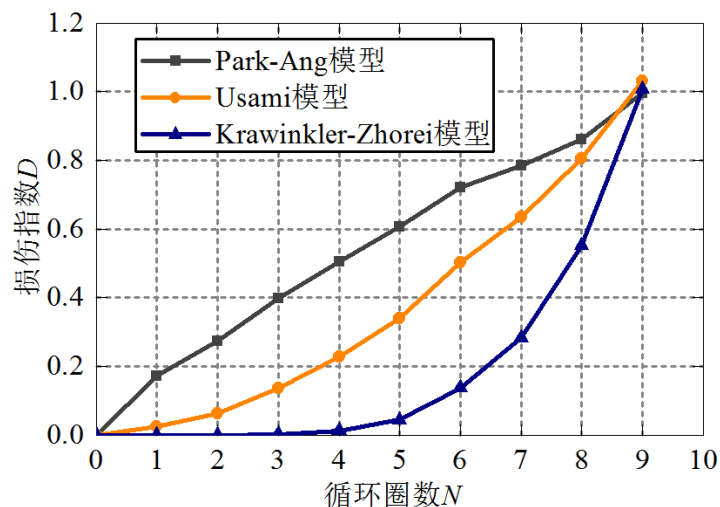


图 5.2 试件 V-1 的损伤预测

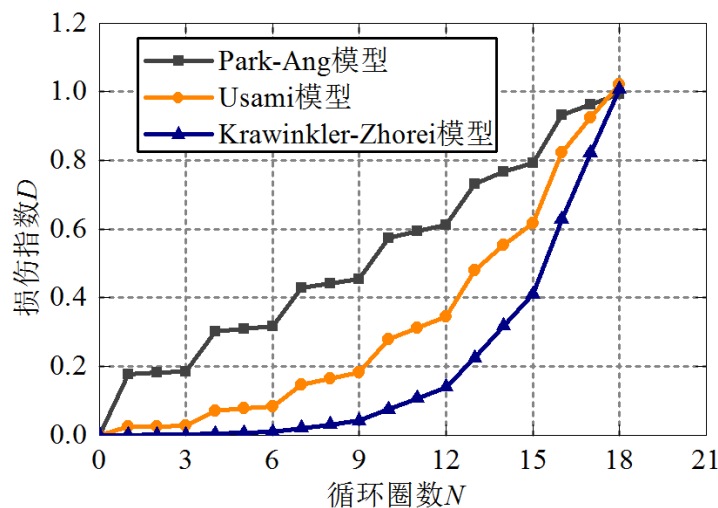


图 5.3 试件 V-2 的损伤预测

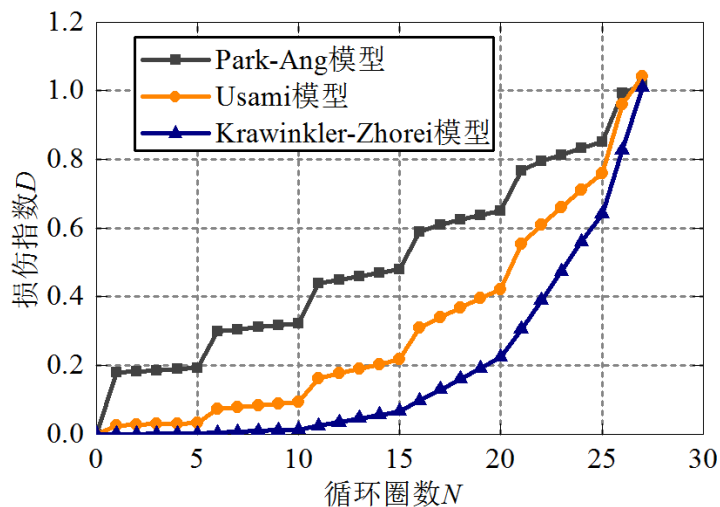


图 5.4 试件 V-3 的损伤预测

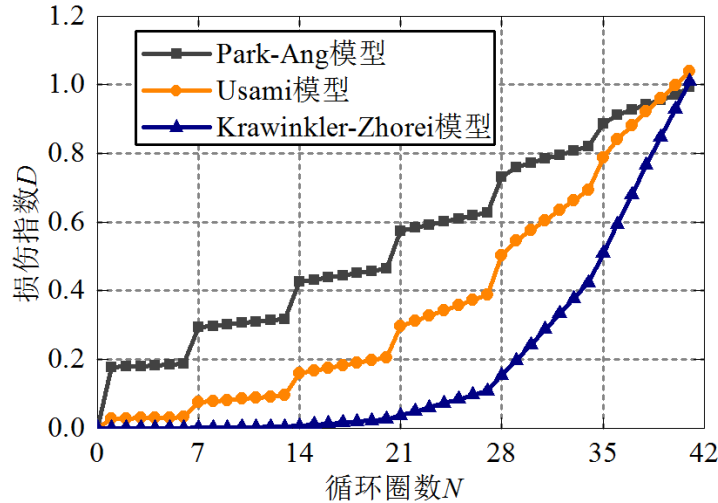


图 5.5 试件 V-4 的损伤预测

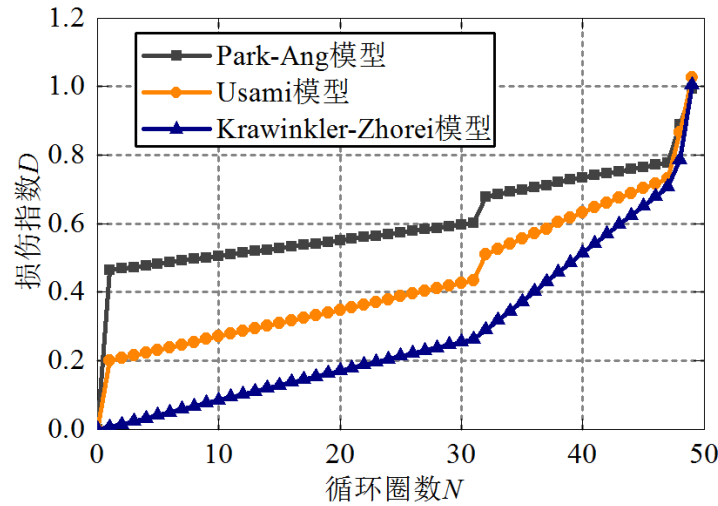


图 5.6 试件 C-1 的损伤预测

5.4.3 同一模型的损伤退化预测

图 5.7~图 5.9 给出了同一种模型针对不同软钢阻尼器试件的损伤预测，通过对三种模型针对同一批试件的损伤预测结果的对比分析，得出以下结论：

(1) Park-Ang 模型虽然考虑了累积滞回耗能的影响，但是累积滞回耗能所占比重较小，表现为试件 V-2、试件 V-3、试件 V-4 在相同位移幅值下，损伤基本相同，随着每级幅值循环次数的增加，损伤略有增加；每级幅值的第一次加载均有阶跃现象，并且对于常幅加载，第一次循环占损伤总量达 50%左右。

(2) Krawinkler-Zhorei 模型由于采用指数形式，强调大塑性变形较小塑性变形对损伤贡献更大，表现为各试件在小位移幅值 ($\leq 40\text{mm}$) 循环加载下损伤预测曲线极其缓慢，损伤指数在 0.1 以下，各试件在大位移幅值循环加载下，损伤预测曲线迅速上升。

(3) Usami 模型对于损伤的预测介于其他两种模型中间，在小位移幅值加

载下，损伤预测曲线存在阶跃现象，但阶跃现象较 Park-Ang 模型低，在大位移幅值循环加载下，阶跃现象逐渐消失，累积滞回耗能的累积效应显著。

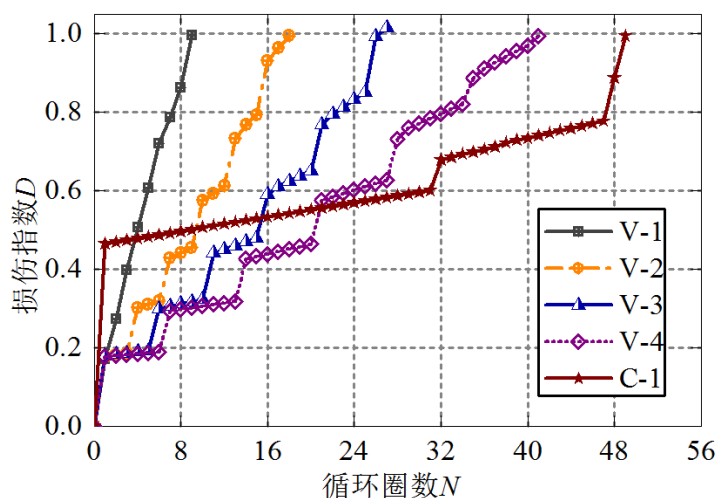


图 5.7 Park-Ang 模型对各组试件的损伤预测

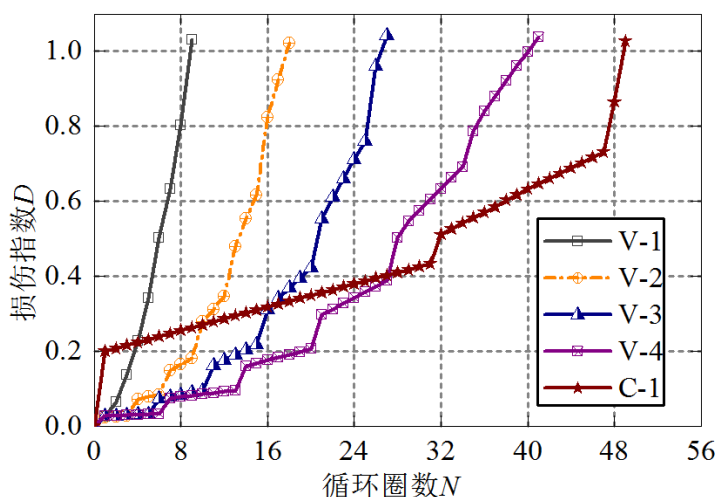


图 5.8 Usami 模型对各组试件的损伤预测

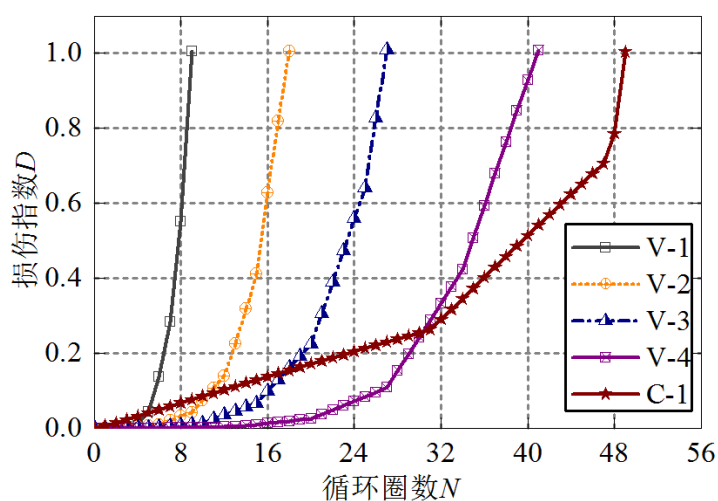


图 5.9 Krawinkler-Zhorei 模型对各组试件的损伤预测

5.5 软钢阻尼器的损伤分析及损伤演化

5.5.1 损伤指数与损伤程度的对应关系

在 5.3 节中，依据软钢阻尼器损伤破坏现象作为主要参考项，其他宏观指标如阻尼器位移、承载力退化作为辅助项，定义软钢阻尼器的损伤程度。由定义的损伤程度及 3.3 节实验结果分析，可以看出：变幅加载阻尼器试件在较小的位移幅值作用下损伤较低，随着位移幅值的增加，损伤逐渐缓慢增加，但在大位移幅值循环（60mm），损伤迅速发展，表现为滞回曲线承载力明显退化（图 3.12、图 3.13），颈部屈曲现象加重，这与 Usami 模型及 Krawinkler-Zhorei 模型预测的损伤较为一致；从常幅加载试件 C-1 的损伤破坏现象来看，Krawinkler-Zhorei 模型由于不考虑最大塑性变形的影响，明显低估了第一次循环的损伤，Park-Ang 则高估了第一次循环的损伤，Usami 模型综合考虑了其他两种模型的优点，在前 30 圈循环下，预测的阻尼器损伤值较小，随着幅值即循环次数的增加，预测的损伤逐渐增大，这与试验现象相吻合。

综上所述，Usami 模型对于逐级加载试件能够进行很好的预测，并且对常幅加载试件的损伤预测也具有较强的适用性。因此本文选用 Usami 模型计算各组软钢阻尼器试件不同损伤程度对应的损伤指数，然后求得各损伤程度对应的损伤指数范围与均值，如表 5.6。再综合表 5.6 的计算结果，并参考国内外学者^[75, 76]针对损伤程度与损伤指数的对应关系的划分，提出了 X 形软钢阻尼器损伤程度与损伤指数的对应关系，具体见表 5.7。

表 5.6 试件不同损伤程度对应的损伤指数

试件编号	基本完好	轻度破坏	中度破坏	严重破坏	失效破坏
V-1	0.137	0.228	0.425	0.803	1.031
V-2	0.148	0.312	0.552	0.823	1.022
V-3	0.095	0.217	0.422	0.759	1.041
V-4	0.091	0.373	0.692	0.880	1.037
C-1	—	0.302	0.584	0.865	1.026
平均值	0.118	0.286	0.535	0.826	1.031
变异系数	0.246	0.225	0.213	0.059	0.007

表 5.7 阻尼器试件不同损伤程度对应的损伤指数

基本完好	轻度破坏	中度破坏	严重破坏	失效破坏
0~0.15	0.15~0.35	0.35~0.70	0.70~0.85	0.85~1.00

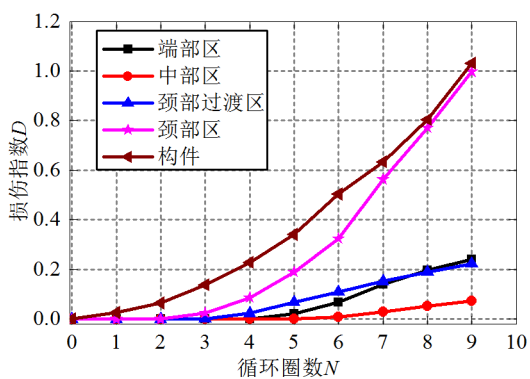
参考《建筑消能减震技术规程》（JGJ297-2013）对金属屈服型阻尼器的性能要求，金属阻尼器震后出现较为明显的累积变形、累积损伤及局部变形时应更换阻尼器，也即对应于表 5.1 与表 5.7 中度及其以上破坏时，应及时更换阻尼器。

5.5.2 材料层次到构件层次的损伤演化

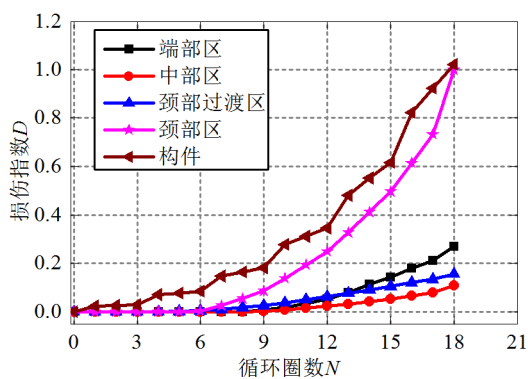
实际震害表明：结构在地震作用下的损伤破坏开始于材料层次的损伤，之后材料损伤不断累积、发展，引起构件层次的损伤破坏；构件损伤不断累积、发展引起楼层损伤破坏，最终导致结构整体破坏失效。也就是说损伤在各个层次之间具有演化的关系。

目前，在钢材损伤研究领域，从孔隙增长角度出发的材料层次损伤研究和从震害评估出发的构件层次损伤研究长久以来一直沿着不同的方向发展。材料层次主要研究材料在外力作用下微观缺陷引起的损伤与材料应力、应变之间的演化关系，其根本目的是建立材料损伤本构关系。而构件损伤研究则是依据循环加载试验及实际震害过程中出现的宏观损伤破坏现象（出现裂缝、残余变形、断裂等）来定义损伤，并选择合适的宏观物理参量（位移、能量等）作为损伤变量从而建立起构件层次的损伤模型。

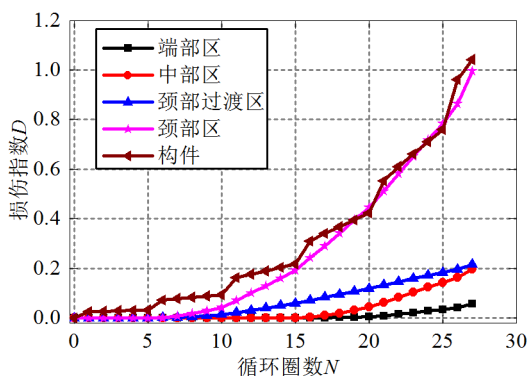
然而在构件层次的损伤评估中，反应量的求取（如位移及能量），仍然采用的是无损材料的力学性能，如杆系结构中广泛采用的双线性模型，这就造成了材料层次的损伤研究与构件层次的损伤研究产生脱节，因此有必要建立材料层次到构件层次的损伤演化关系，并将构件层次的损伤考虑进反应量的求取中，以此协调材料层次与构件层次损伤与性能水准的对应关系。



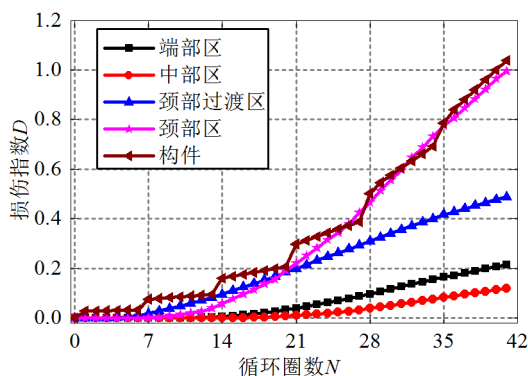
(a) 试件 V-1 损伤演化曲线



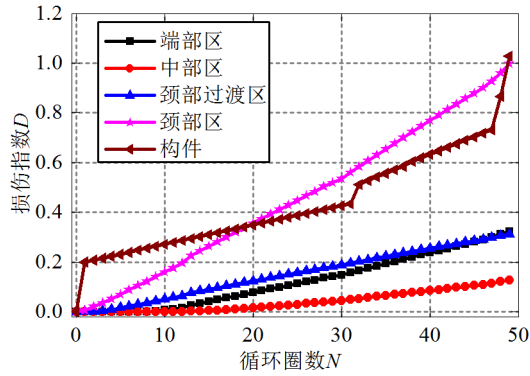
(b) 试件 V-2 损伤演化曲线



(a) 试件 V-3 损伤演化曲线



(b) 试件 V-4 损伤演化曲线

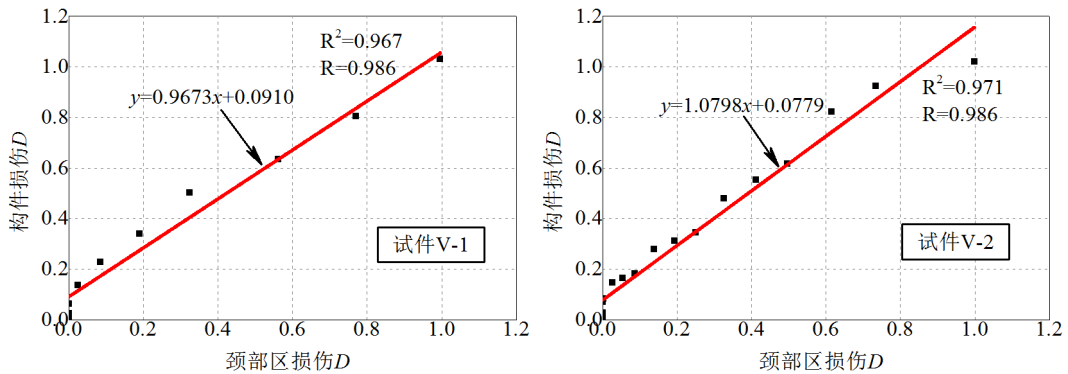


(e) 试件 C-1 损伤演化曲线

图 5.10 材料层次到构件层次演化曲线

图 5.10 给出了材料层次到构件层次损伤演化关系，由图可以看出：1) 小位移幅值 ($\leq 30\text{mm}$) 作用下，无论是整体构件还是各个部位的损伤量均较小，但随着每级小位移循环圈数的增加，颈部过渡区及颈部区损伤逐渐增加，构件的损伤开始也逐渐增加，表现为试件 V-4 与试件 V-3 在第二级幅值下 (30mm)，颈部及颈部过渡区的损伤较试件 V-2 与 V-1 发展快；2) 在小位移幅值作用下，构件及各部分区域损伤发展较为缓慢，随着位移幅值的增加，损伤迅速发展；3) 构件颈部区域损伤发展最快、端部及颈部过渡区损伤发展次之，中部区域损伤发展最慢；4) 整体构件与颈部区域的损伤量及损伤趋势较为一致，表明整体构件损伤的控制区域为颈部区域，颈部区域为构件的薄弱环节。

由以上分析可知，阻尼器构件的损伤与各部分的损伤发展具有较好的一致性，特别是阻尼器构件与颈部区域的损伤发展一致性较为良好，为明确颈部区域损伤及阻尼器构件损伤的一致性程度，对各试件颈部区域损伤及阻尼器构件损伤进行了相关性分析，并进行线性回归，具体如图 5.11。图中 R 为相关性系数，表征两组变量的相关性程度，其取值范围为 $[-1,1]$ ，R 为负值时，表示两组变量负相关，R 为正值时，表示两组变量正相关，相关性 $|R|$ 越大，两组变量的相关程度越密切， $|R|=1$ 为完全相关， $|R|=0$ 为完全无关。图中 R^2 为决定系数，表征一组变量的方差能够被另一个方差解释的百分比。相关系数大小与其解释见表 5.8。



(a) 试件 V-1

(b) 试件 V-2

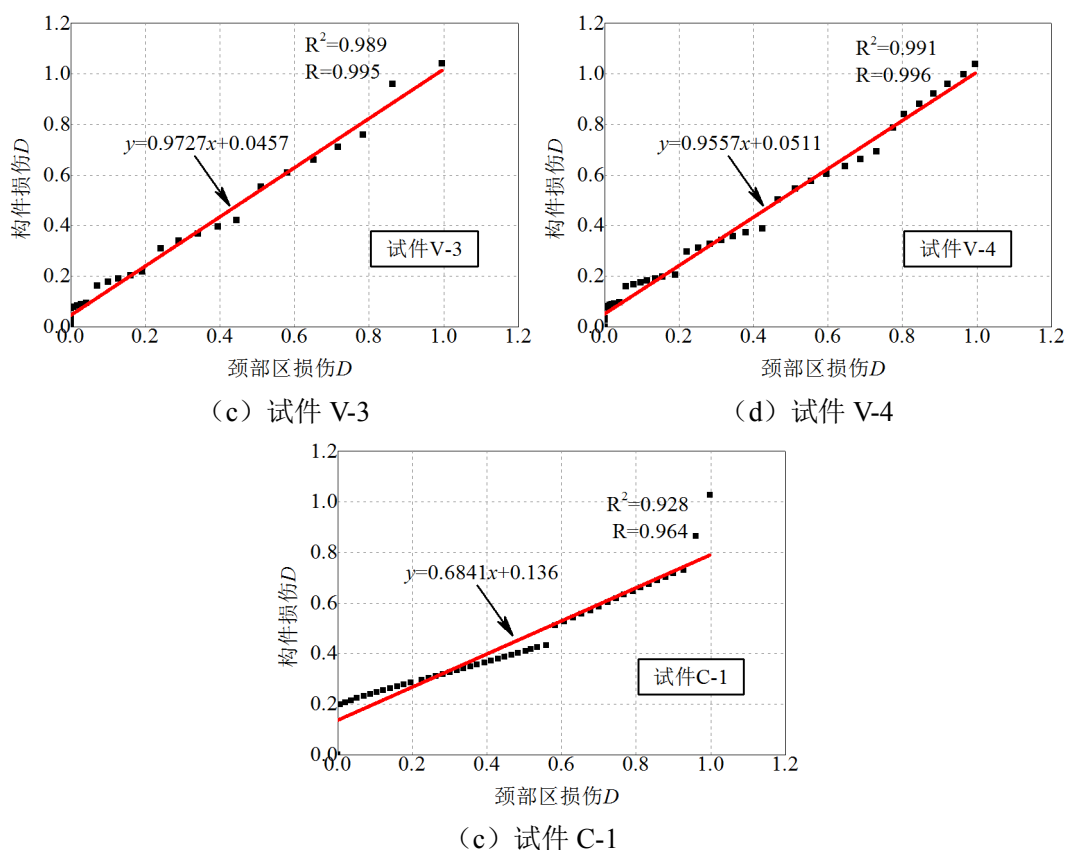


图 5.11 颈部区域损伤与阻尼器构件损伤相关性分析图

表 5.8 相关性系数解释

相关系数大小	一般解释
0.8~1.0	非常强的相关性
0.6~0.8	强相关
0.4~0.6	中度相关
0.2~0.4	弱相关
0~0.2	非常弱的相关或无关

由图 5.11 可知：1) 各试件颈部区域损伤与构件损伤相关系数较大，均大于 0.964，为非常强的正相关，其中试件 V-1~V-4 颈部区域损伤与构件损伤相关系数接近于 1，可认为其为完全正相关；2) 对 5 组试件颈部区域损伤程度与构件损伤程度进行了线性回归，决定系数 R^2 均大于 0.928，其中试件 V-1~V-4 颈部区域损伤与构件损伤线性回归决定系数达 0.95 以上，因此可认为，试件颈部区域损伤程度与构件损伤程度线性相关；3) 试件 V-1~V-4 线性回归方程斜率接近 1，且截距较小，因此，可认为变幅加载试件颈部区域损伤程度与构件损伤程度存在一一对应的关系；4) 常幅加载试件线性回归方程斜率为 0.6841，仍可近似认为其颈部区域损伤程度与构件损伤程度具有一定的线性对应关系。

通过以上分析可知，阻尼器试件损伤与其颈部区域损伤存在近似完全相关性，

因此可以近似通过颈部区域的损伤发展来预测整个阻尼器构件的损伤发展,从而简化了材料层次到构件层次的演化关系。即在实际工程中,可通过软钢阻尼器颈部区域的损伤信息来近似判断整个阻尼器构件的损伤程度。但需要指出的是该结论仅适用于 X 形耗能软钢阻尼器以及具有类似明显薄弱部位的软钢阻尼器(如中空菱形加劲阻尼器)的损伤预测,对于其他形状的阻尼器的适用性则需要进一步探究。

5.6 软钢阻尼器损伤层次的关系及震后损伤评估方法

5.6.1 材料层次与构件层次损伤层次关系

5.5.2 节简化了阻尼器各部分材料损伤与构件的损伤演化关系。指出了材料层次阻尼器颈部区域损伤与构件层次损伤具有近似完全相关性。材料层次损伤用损伤因子 D 表征,其取值区间为 $[0,1]$,构件层次损伤用损伤指数 D 表征,归一化后其取值区间为 $[0,1]$,由图 5.11 可知,两个层次之间表征损伤程度的参量具有近似的完全相关性,因此可以使用同一个表征损伤的损伤参量 \bar{D} 来建立两个层次的损伤关系:

$$\text{刚度退化: } \begin{cases} \bar{E} = (1 - \bar{D})E_0 & \text{材料层次} \\ \bar{K} = (1 - \bar{D})K_0 & \text{构件层次} \end{cases} \quad (5.11)$$

$$\text{承载力退化: } \begin{cases} \bar{\sigma} = (1 - \bar{D})\sigma & \text{材料层次} \\ \bar{F} = (1 - \bar{D})F & \text{构件层次} \end{cases} \quad (5.12)$$

式中 E_0 为钢材的弹性模量, \bar{E} 为钢材剩余损伤模量, K_0 为软钢阻尼器构件的弹性刚度, \bar{K} 为构件的剩余刚度, σ 为钢材无损应力, $\bar{\sigma}$ 为钢材损伤剩余应力, F 为阻尼器构件无损承载力, \bar{F} 为阻尼器构件的剩余承载力, \bar{D} 为表征材料层次及阻尼器构件层次损伤的损伤参量,其为单增函数,取值区间为 0~1,当 \bar{D} 为 0 时,表示无损伤,当 $\bar{D}=1$ 时,表示完全破坏。需要指出的是式 (5.11) 及式 (5.12) 适用于 X 形耗能软钢阻尼器的损伤预测,对于其他形状的阻尼器的适用性则需要进一步探究。

5.6.2 软钢阻尼器震后损伤评估方法

根据式 (5.11) 及式 (5.12) 可以建立起阻尼器一维损伤本构方程:

$$\begin{cases} k_{1d} = k_1(1 - \bar{D}) \\ F_{yd} = k_{1d}\Delta_y = k_1(1 - \bar{D})\Delta_y \\ F_{ud} = F_{yd} + k_2(1 - \bar{D})(\Delta_u - \Delta_y) \end{cases} \quad (5.13)$$

式中, k_1 、 k_2 、 Δ_y 及 Δ_u 含义同3.4.3节, \bar{D} 为表征材料层次及阻尼器构件层次损伤的损伤参量, k_{1d} 为软钢阻尼器的损伤后的弹性刚度, F_{yd} 为阻尼器损伤后的屈服荷载, F_{ud} 为阻尼器损伤后的极限荷载。阻尼器构件损伤前后恢复力模型详见图5.12。

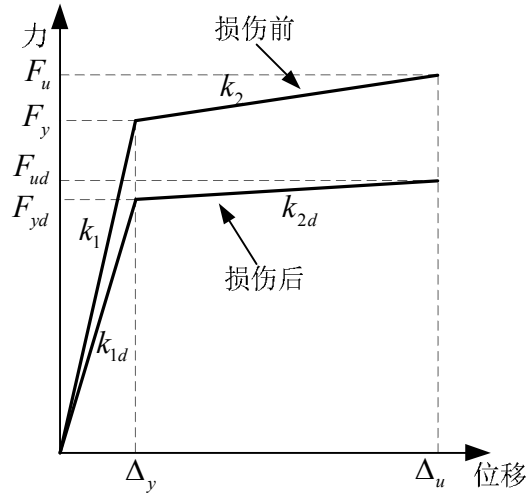


图 5.12 损伤前后阻尼器构件恢复力模型

该损伤恢复力模型可用于震后装有 X 形软钢阻尼器的消能减震结构剩余性能分析中去, 即获得损伤参量 \bar{D} 后, 依据式 (5.13) 可获得阻尼器的剩余承载力 k_{1d} 、 F_{ud} 及剩余刚度 k_{1d} 、 k_{2d} 。

综合 5.3 节损坏程度与破坏现象的对比研究、5.5.1 节表 5.7 阻尼器试件不同损伤程度与损伤指数对应关系研究以及本节阻尼器损伤剩余性能的研究, 本文初步提出了 X 形耗能软钢阻尼器的损伤评估方法, 具体如下:

(1) 震后对软钢阻尼器进行调查, 获得软钢阻尼器的相关损伤信息 (如局部屈曲、颈缩, 局部变形等), 通过与表 5.1 损伤信息与损伤程度的对应关系, 确定阻尼器损伤程度, 如发现阻尼器颈部过渡区出现局部变形, 出现轻微的残余变形, 评判阻尼器损伤程度为轻度破坏。

(2) 评判阻尼器损伤程度后, 利用表 5.7 损伤程度与损伤指数的对应关系, 可获得阻尼器的损伤指数 \bar{D} (即损伤参量) 范围, 如轻度破坏损伤指数对应范围为 0.15~0.35, 实际建议可取表 5.6 计算的平均值, 即 0.286, 此时轻度破坏对应的损伤指数为 0.286。

(3) 获得损伤指数后, 将其值代入式 (5.13) 即可获得 X 形阻尼器的剩余力学性能, 对于轻度破坏, 阻尼器承载力大约下降 28.6%, 与损伤指数相对应。

根据上述评估方法, 震后评估分析流程: 1) 震后对软钢阻尼器进行调查, 获得软钢阻尼器的相关损伤信息 (如局部屈曲、颈缩, 局部变形等); 2) 评判阻尼器的损伤程度, 损伤程度达到中度及其以上破坏时, 应及时更换阻尼器, 损伤

程度为轻度及无损坏的阻尼器则建议保留；3）对于保留的阻尼器，获得其损伤指数 D （也即 \bar{D} ）后，带入到式（5.13）的本构方程中，以此评价结构剩余的减震性能。需要指出的是该震后评估分析流程较为初步，应用于精细的损伤分析中尚显不足，但作为震后快速评估是可行的，可为消能减震结构是否能够抵抗余震提供一定依据。

5.7 本章小结

本章在第三章试验及第四章材料层次损伤预测的基础上：

（1）通过试验损坏现象、阻尼器应变测量结果及滞回曲线建立了 X 形耗能软钢阻尼器损坏程度与破坏现象对应关系。

（2）对比研究了三种构件损伤模型（适用于钢结构），选择了损伤预测结果最好的 Usami 模型作为本文的损伤预测模型，并通过 Usami 模型的预测结果提出了 X 形软钢阻尼器损伤程度与损伤指数的对应关系，为震后阻尼器损伤评估及阻尼器更换提供依据。

（3）通过材料层次与构件层次的损伤演化曲线，建立了材料层次损伤到构件层次损伤的演化关系，该关系对 X 形软钢阻尼器及类似具有明显薄弱部位的软钢阻尼器适用性较好，对于其他类型的软钢阻尼器的适用性有待进一步研究。

（4）根据材料层次与构件层次的演化曲线及材料颈部区损伤程度与构件损伤程度的相关性分析，建立了 X 形软钢阻尼器构件层次损伤本构模型，该模型可用于分析阻尼器的剩余性能。

（5）初步提出了震后评估分析流程：1）震后对软钢阻尼器进行调查，获得软钢阻尼器的相关损伤信息（如局部屈曲、颈缩，局部变形等）；2）利用 5.3 节及 5.5.1 节表 5.6、5.7 判断阻尼器的损伤程度，损伤程度达到中度及其以上破坏时，应及时更换阻尼器，损伤程度为轻度及无损坏的阻尼器则建议保留；3）对于保留的阻尼器，获得其损伤指数 D （也即 \bar{D} ）后，带入到式（5.13）的本构方程中，以此评价结构剩余的减震性能。需要指出的是该震后评估分析流程较为初步，应用于精细的损伤分析中尚显不足，但作为震后快速评估是可行的，可为消能减震结构是否能够抵抗余震提供一定依据。

第6章 结论与展望

6.1 结论

软钢阻尼器的损伤研究成果既可以用于震后损伤评估,又可以为震后阻尼器是否更换提供依据,具有十分重要的工程意义。基于此,本文依据阻尼器拟静力试验研究、钢材材料层次的损伤研究及阻尼器构件层次的损伤研究,探究了阻尼器的损伤机理,明确了阻尼器损伤演化规律,初步提出了震后阻尼器评估指标。主要的工作及研究结论如下:

(1) 利用钢材真实应力应变数据,对所设计的 X 形软钢阻尼器进行了数值模拟,模拟结果显示,所设计的软钢阻尼器滞回性能良好,能够实现等厚度处阻尼器全截面屈服,表明本文所采用的阻尼器设计方法,适用于 X 形耗能软钢阻尼器。

(2) 依据所设计的软钢阻尼器尺寸,完成了 6 组拟静力加载试验,试验结果表明: 1) 阻尼器均经历表面氧化皮剥落、残余变形累积、颈部过渡区域局部屈曲、颈缩、断裂等五个阶段; 2) 阻尼器实际耗能能力良好,在规范要求的疲劳加载条件下,没有出现低周疲劳现象,是一种性能较为稳定的耗能阻尼器; 3) 软钢阻尼器位移加载超过交界点(35mm)时,轴向变形的影响开始显著,试件滞回曲线上扬,颈部区域应变显著上升,阻尼器颈部区域为阻尼器的薄弱部位。

(3) 在试验的基础上,引入基于空穴增长且适用于钢材延性损伤的微观机制损伤模型,对拟静力试验进行了损伤模拟,模拟结果表明: 1) 引入损伤后的损伤模拟能够较好的模拟试件的滞回性能,能够考虑阻尼器在大变形循环后期,阻尼器试件承载力及刚度的退化; 2) 单调加载试件,损伤集中在颈部区域,循环加载试件,损伤分布则较为广泛,除中部区域靠近端部区域外,其余部位均发生损伤; 3) 循环加载试件的损伤首先起始于颈部过渡区,其次是颈部区,然后是端部区,最后是中部区; 4) 试件破坏时,损伤最严重区域为颈部区(发生断裂),其次是颈部过渡区与端部区,损伤最轻的是中部区。

(4) 通过试验现象、试验滞回曲线及试件应变的分析,建立了软钢阻尼器损伤程度与破坏现象对应关系。进行了三种适用于钢构件的构件层次损伤模型的对比研究,结果表明 Usami 模型对软钢阻尼器的损伤预测结果最好。依据 Usami 模型对试验试件损伤预测结果,建立了损伤指数与损伤程度的对应关系,该对应关系可以为震后阻尼器损伤评估及阻尼器是否更换提供依据。

(5) 结合材料层次及构件层次的研究,初步探究了两个层次损伤的演化规律,演化规律显示,材料的损伤与构件的损伤具有一致性,特别是颈部区域损伤

与构件损伤一致性较为良好,因此可以近似通过颈部区域的损伤发展来预测整个阻尼器构件的损伤发展,从而简化了阻尼器各部分材料损伤与构件的损伤演化关系,可以使用同一个表征损伤的损伤因子 D 来建立两个层次的损伤关系。

(6) 初步提出了震后评估分析流程: 1) 震后对软钢阻尼器进行调查,获得软钢阻尼器的相关损伤信息(如局部屈曲、颈缩,局部变形等); 2) 利用 5.3 节及 5.5.1 节表 5.6、5.7 判断阻尼器的损伤程度,损伤程度达到中度及其以上破坏时,应及时更换阻尼器,损伤程度为轻度及无损坏的阻尼器则建议保留; 3) 对于保留的阻尼器,获得其损伤指数 D (也即 \bar{D}) 后,带入到式 (5.13) 的本构方程中,以此评价结构剩余的减震性能。

6.2 展望

软钢阻尼器的损伤研究所涉及的损伤机理较为复杂,对阻尼器损伤的本质研究较为困难。本文的研究成果对建立完善的震后损伤评估体系具有一定的借鉴意义,但是本文对软钢阻尼器的损伤研究仍不全面,仍有许多问题需要进一步的研究分析:

(1) 其他形式的软钢阻尼器的损伤研究

本文研究的是平面外弯曲耗能的软钢阻尼器,该型阻尼器具有明显的薄弱部位,但工程实际中应用较多的是轴向拉压屈服软钢阻尼器 (BRB),该阻尼器没有明显的薄弱环节,因此需要进行针对该型阻尼器的损伤研究,提出类似本文的研究成果,同样用于震后 BRB 的损伤评估中去。

(2) 考虑端部焊接连接的阻尼器损伤研究

本文研究的阻尼器端部采用螺栓连接,研究的侧重点在于累积塑性变形及局部屈曲引起的阻尼器损伤,此种破坏模式为超低周疲劳破坏,即延性破坏,循环加载后期会发生明显的承载力及刚度退化。但工程实际中端部也常采用焊接连接,此种连接方式的阻尼器可能发生端部连接破坏,造成阻尼器突然破坏,针对此种破坏模式,则需要模拟焊接受力特征,引入能够反映此种破坏模式的损伤模型。

(3) 考虑多种失效模式的混合损伤评估指标

本文研究侧重点在于大震作用后的损伤评估研究,失效模式为单一的延性破坏,实际上,阻尼器在服役阶段,可能在风荷载、小震、设防地震作用下,发生其他组合的破坏模式,如逐步破坏、脆性断裂及延性转脆性破坏。基于此,考虑多种失效模式的混合损伤评估将显得十分必要。

致谢

提笔忘言,手持这份我倾注心血,曾为之心情起伏波动的论文,想感谢的人、感谢的事太多,竟不知从何说起。

感谢彰武路宁静的夜与优雅的晨,它抚平了那么多我为论文焦躁不安的情绪,而那二十三分的路程则一遍遍的印着我成长的足迹。

本文能得以完成,首先感谢我的导师薛松涛老师与副导师谢丽宇老师,论文的选题、撰写到定稿,都渗透着两位导师的心血。薛老师性格洒脱、学识渊博,广阔的国际视野给我留下了非常深刻的印象。谢老师为人随和,年轻有为,思维活跃,治学严谨,时刻关注着最新的研究进展,对于本人论文的指导更是毫无保留。谢老师既是良师,也是益友,论文从选题、方向的把握、试验方案的选择直到论文的修改、资料的收集、成稿,谢老师始终给予了认真的监督检查与具体指导,与谢老师关于课题的交流中,我获得很多有益的启发,正是这些启发与对疑问的破解提高了我分析问题与解决问题的能力,谢老师还十分关注学生的职业发展,根据学生的职业兴趣,给予了相应的锻炼与培养,两年多来,本人解决实际工程的能力得到了显著的提高,而这些能力我将受益终生。

感谢振动与控制研究室的唐和生老师,唐老师在我的研究生学习阶段亦给予了不少的帮助与指导。

感谢李林师弟在有限元数值模拟上给予的帮助,感谢李大伟博士生师兄在MATLAB程序中给予的帮助,与两位的讨论中我加深了的对本课题的理解。

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

感谢我的父母及家人,亲情永远是我精神的支柱,是我心灵的港湾,希望你们身体健康、开心幸福。在此向你们表达最深的谢意!

感谢所有曾经帮助、关心和支持我的人,愿你们有一个幸福的人生。

最后,我要感谢的是我自己:一个忧郁而乐观的小王子,一颗坚强的梧桐树。在20多年的求学生涯里,终于逐渐成长为一个善良、正直、向上的人。海阔凭鱼跃,天高任鸟飞,希望在以后的人生道路中能够成为更好的自己。

参考文献

- [1] Yao P J T. Concept of Structure Control[J]. Journal of the Structure Division. 1972, 98(7): 1567-1574.
- [2] JSSI. Summary of Response-Controlled Buildings in Japan[J]. Japan Society of Seismic Isolation. 2012(11).
- [3] Kasai K, Mita A, Kitamura H, et al. Performance of Seismic Protection Technologies during the 2011 Tohoku-Oki Earthquake[J]. Earthquake Spectra. 2013, 29(s1): S265-S293.
- [4] Cao, M., Tang, H., Funaki, N. and Xue, S., Study on A Real 8F Steel Building with Oil Damper Damaged During the 2011 Great East Japan Earthquake, in 15th World Conference on Earthquake Engineering. 2012: Lisbon, Portugal.
- [5] Skinner R I, Kelly J M, Heine A J. Hysteretic Dampers for Earthquake-resistant Structures[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics. 1974, 3(3): 287-296.
- [6] Tyler R G. Tapered Steel Energy Dissipators for Earthquake Resistant Structures[J]. Bulletin of New Zealand National Society for Earthquake Engineering. 1978, 11(4): 282-294.
- [7] Tyler R G. Further Notes on a Steel Energy-absorbing Element for Braced Frameworks[J]. Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering. 1985, 18(3): 270-279.
- [8] Stiemer S F, Godden W G, Kelly J M. Experimental Behavior of a Spatial Piping System with Steel Energy Absorbers Subjected to a Simulated Differential Seismic Input[M]. University of California, Earthquake Engineering Research Center, 1981.
- [9] 高健章, 叶瑞孝. 含金属消能片斜撑之研究[J]. 中国土木水利学报. 1995, 7(1).
- [10] 周云, 刘季. 圆环耗能器的试验研究[J]. 世界地震工程. 1996(4): 1-7.
- [11] 周云, 刘季. 双环软钢耗能器的试验研究[J]. 地震工程与工程振动. 1998, 18(2): 117-123.
- [12] 欧进萍, 吴斌. 组合钢板耗能器——一种新型耗能减震装置[J]. 地震工程与工程振动. 1997, 17(1): 32-39.
- [13] 邢书涛, 郭迅. 一种新型软钢阻尼器力学性能和减震效果的研究[J]. 地震工程与工程振动. 2004, 23(6): 179-186.
- [14] 李玉顺, 沈世钊. 钢框架结构软钢阻尼器振动控制的试验及理论研究[J]. 建筑结构学报. 2004, 25(2): 1-7.
- [15] 李钢, 李宏男. 新型软钢阻尼器的减震性能研究[J]. 振动与冲击. 2006, 25(03): 66-72.
- [16] 张文元, 张敏政, 李东伟. 新型加劲软钢阻尼器性能与试验[J]. 哈尔滨工业大学学报. 2008(12): 1888-1894.
- [17] 徐艳红, 李爱群, 黄镇. 抛物线外形软钢阻尼器试验研究[J]. 建筑结构学报. 2011(12): 202-209.
- [18] Whittaker A S, Bertero V V, José L A G., et al. Earthquake Simulator Testing of Steel Plate added Damping and Stiffness Elements[M]. Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, 1989.
- [19] Dargush G F, Soong T T. Behavior of Metallic Plate Dampers in Seismic Passive Energy Dissipation Systems[J]. Earthquake Spectra. 1995, 11(4): 545-568.
- [20] Tsai C S, Tsai K C. TPEA Device as Seismic Damper for High-rise Buildings[J]. Journal of engineering mechanics. 1995, 121(10): 1075-1081.

- [21] 高梨晃一, 大井谦一. 铁骨造建物地震应答观测 (第 1 部分)[J]. 生产研究. 1996, 135(9): 31.
- [22] 李冀龙, 欧进萍. X 形和三角形 SMA 板式阻尼器的阻尼力模型[J]. 地震工程与工程振动. 2002, 22(6): 109-114.
- [23] 李玉顺, 大井谦一, 沈世钊. 极低屈服点软钢阻尼器恢复力模型的研究[J]. 地震工程与工程振动. 2004(06): 142-145.
- [24] 严红. 一字形全钢防屈曲耗能支撑试验及抗震性能研究[D]. 清华大学, 2013.
- [25] 李钢. 新型金属阻尼器减震结构的试验及理论研究[D]. 大连理工大学, 2007.
- [26] 吴斌, 欧进萍. 软钢屈服耗能器的疲劳性能和设计准则[J]. 世界地震工程. 1996(4): 8-13.
- [27] 孙志雄. 焊接断裂力学[M]. 西北工业大学出版社, 1990.
- [28] 霍立兴. 焊接结构工程强度[M]. 机械工业出版社, 1995.
- [29] 郑长卿, 雷登, 周利等. 韧性断裂细观力学的初步研究及其应用[M]. 西北工业大学出版社, 1988.
- [30] Kanvinde A M. Micromechanical Simulation of Earthquake-induced Fracture in Steel structures[D]. Stanford University, 2004.
- [31] 格尔内. 焊接结构的疲劳 (周殿群, 译者) [M]. 机械工业出版社, 1988.
- [32] 庄茁, 蒋持平. 工程断裂与损伤[M]. 机械工业出版社, 2004.
- [33] Kachanov L M. Time of the Rupture Process under Creep Conditions[J]. Isv Akad Nauk SSR Otd Tekh Nauk, 1958, 8: 26-31.
- [34] Lemaitre J. A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1985, 107(1): 83-89.
- [35] Rice J R, Tracey D M. On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids. 1969, 17(3): 201-217.
- [36] Kanvinde A M. Micromechanical Simulation of Earthquake-induced Fracture in Steel structures[M]. Stanford University, 2004.
- [37] Castiglioni C A, Pucinotti R. Failure Criteria and Cumulative Damage Models for Steel Components under Cyclic Loading[J]. Journal of Constructional Steel Research. 2009, 65(4): 751-765.
- [38] 沈祖炎, 董宝, 曹文衍. 结构损伤累积分析的研究现状和存在的问题[J]. 同济大学学报(自然科学版). 1997(02): 135-140.
- [39] Park Y, Ang A H. Mechanistic Seismic Damage Model for Reinforced Concrete[J]. Journal of Structural Engineering. 1985, 111(4): 722-739.
- [40] Kumar S, Usami T. A Note on the Evaluation of Damage in Steel Structures under Cyclic Loading[J]. J. Struct. Engng, JSCE. 1994, 40: 177-188.
- [41] 欧进萍, 牛荻涛, 王光远. 多层非线性抗震钢结构的模糊动力可靠性分析与设计[J]. 地震工程与工程振动. 1990(04): 27-37.
- [42] Krawinkler H, Zohrei M. Cumulative Damage in Steel Structures Subjected to Earthquake Ground Motions[J]. Computers & Structures. 1983, 16(1): 531-541.
- [43] Whittaker A S B V V T. Seismic Testing of Steel Plate Energy Dissipation Devices[J]. Earthquake Spectra. 1991, 7(4): 563-604.
- [44] 刘超. 软钢阻尼器的滞回性能研究[D]. 北京交通大学, 2013.
- [45] Kelly J M, Skinner R I, Heine A J. Mechanisms of Energy Absorption in Special Devices for Use in Earthquake Resistant Structures[J]. Bulletin of NZ Society for Earthquake Engineering. 1972, 5(3): 63-88.

- [46] Housner G W, Bergman L A, Caughey T K, et al. Structural Control: Past, Present, and Future[J]. *Journal of Engineering Mechanics*. 1997, 123(9): 897-971.
- [47] 周云, 邓雪松, 汤统壁, 等. 中国(大陆)耗能减震技术理论研究、应用的回顾与前瞻[J]. *工程抗震与加固改造*. 2006(06): 1-15.
- [48] 乌兰, 李爱群, 沈顺高. 软钢阻尼器在中国妇女活动中心酒店结构中优化研究[J]. *工业建筑*. 2013(S1): 255-260.
- [49] 孙训芳, 方孝淑, 关来泰. 材料力学 (II)[M]. 北京: 高等教育出版社, 2002.
- [50] 吕烈武. 钢结构构件稳定理论[M]. 中国建筑工业出版社, 1983.
- [51] 郑飞, 何玉怀, 苏彬. 低周疲劳寿命预测模型分析[J]. *实验室研究与探索*. 2007(10): 189-196.
- [52] 涂灏. 疲劳强度[M]. 高等教育出版社, 1988.
- [53] 吴斌, 欧进萍. 软钢屈服耗能器的疲劳性能和设计准则[J]. *世界地震工程*. 1996(4): 8-13.
- [54] GB 50011-2010. 建筑抗震设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010.
- [55] JGJ/T 101-2015. 建筑抗震试验方法规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.
- [56] 廖芳芳. 钢材微观断裂判据研究及在节点延性断裂预测中的应用[D]. 上海: 同济大学, 2012.
- [57] 余寿文, 冯西桥. 损伤力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 1997.
- [58] McClintock F A. A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes[J]. *Journal of Applied Mechanics*. 1968, 35(2): 363-371.
- [59] Mirza M S, Barton D C, Church P. The Effect of Stress Triaxiality and Strain-rate on the Fracture Characteristics of Ductile Metals[J]. *Journal of Materials Science*. 1996, 31(2): 453-461.
- [60] Le Roy G, Embury J D, Edwards G, et al. A Model of Ductile Fracture Based on the Nucleation and Growth of Voids[J]. *Acta Metallurgica*. 1981, 29(8): 1509-1522.
- [61] La Rosa G, Mirone G, Risitano A. Effect of Stress Triaxiality Corrected Plastic Flow on Ductile Damage Evolution in the Framework of Continuum Damage Mechanics[J]. *Engineering Fracture Mechanics*. 2001, 68(4): 417-434.
- [62] Wierzbicki T, Xue L. On the Effect of the Third Invariant of the Stress Deviator on Ductile Fracture[J]. *Impact and Crashworthiness Laboratory, Technical Report*. 2005(136).
- [63] Yu H L, Jeong D Y. Application of a Stress Triaxiality dependent Fracture Criterion in the Finite Element Analysis of Unnotched Charpy Specimens[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. 2010, 54(1): 54-62.
- [64] 李文超. 钢材微观损伤准则在钢框架极端荷载条件下损伤分析中的应用[D]. 长安大学, 2014.
- [65] Lee Y, Wierzbicki T. Quick fracture Calibration for Industrial Use[J]. *Massachusetts Institute of Technology, Impact & Crashworthiness Laboratory Report*. 2004(115).
- [66] Bao Y, Wierzbicki T. On Fracture Locus in the Equivalent Strain and Stress Triaxiality Space[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2004, 46(1): 81-98.
- [67] Hibbitt H, Karlsson B, Sorensen P. Abaqus Analysis User's Manual Version 6.10[J]. Dassault Systèmes Simulia Corp.: Providence, RI, USA. 2011.
- [68] 周天华, 李文超, 管宇, 等. 基于应力三轴度的钢框架循环加载损伤分析[J]. *工程力学*. 2014(07): 146-155.
- [69] Lemaitre J, Chaboche J. *Mechanics of Solid Materials*[M]. Cambridge university press, 1994.
- [70] Miner M A. Cumulative Damage in Fatigue[J]. *Journal of Applied Mechanics*. 1945, 12(3):

159-164.

- [71] Cosenza E, Manfredi G. Seismic Analysis of Degrading Models by Means of Damage Functions Concept[M]. Elsevier Applied Science, London and New York, 1992.
- [72] GB 50011-2010.建筑抗震设计规范[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2010.
- [73] JGJ 297-2013. 建筑消能减震技术规程[S]. 广州, 中国建筑工业出版社,2013.
- [74] JG/T 209-2012. 建筑消能阻尼器[S]. 南京, 中国建筑工业出版社, 2012.
- [75] 徐强, 郑山锁, 程洋, 等. 基于结构损伤的在役钢框架地震易损性研究[J]. 振动与冲击. 2015(06): 162-167.
- [76] 吴轶, 黄照棉, Vincent W. Lee, 等. 基于刚度退化和滞回耗能的圆钢管混凝土柱损伤模型 [J]. 地震工程与工程振动. 2014(05): 172-179.

个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果

个人简历:

王兵, 男, 1989年6月生。

2013年6月毕业于重庆大学土木工程专业(建筑工程方向), 获学士学位。

2013年9月入同济大学土木学院攻读硕士学位。

已发表论文:

[1]王兵,谢丽宇,李安勇,范存新,宋琛琛. 华润万家购物中心钢结构临时支撑卸载模拟与监测[J]. 施工技术,2015,v.44S2:530-534.

[2]谢伟俊,王兵,梅加河. 底部剪力墙框架结构抗震鉴定探析[J]. 莆田学院报,2015,v.22;No.9702:65-70.

