****

**硕士学位论文**

**（专业学位）**

**新型摩擦型转动阻尼器的开发与研究**

姓 名：侯玉芳

学 号：1432054

所在院系：土木工程学院建筑工程系

学科门类：工 程

学科专业：建筑与土木工程

指导教师：孙飞飞 教授

副指导教师：李承铭 教授级高工

二〇一七年六月

****

A dissertation submitted to

Tongji University in conformity with the requirements for

the degree of Master of Engineering

**The development and research of novel friction-type rotational damper**

Candidate: Hou Yufang

Student Number: 1432054

School/Department: School of Civil Engineering

Discipline: Engineering

Major: Architecture & Civil Engineering

Supervisor: Prof. Sun Feifei

Vice Supervisor: Prof. Senior Engineer Li Chengming

June, 2017

|  |
| --- |
| **新型摩擦型转动阻尼器的开发与研究**  **侯玉芳**  **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；学校有权保存学位论文的印刷本和电子版，并采用影印、缩印、扫描、数字化或其它手段保存论文；学校有权提供目录检索以及提供本学位论文全文或者部分的阅览服务；学校有权按有关规定向国家有关部门或者机构送交论文的复印件和电子版；在不以赢利为目的的前提下，学校可以适当复制论文的部分或全部内容用于学术活动。

学位论文作者签名：

年 月 日

**同济大学学位论文原创性声明**

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

学位论文作者签名：

年 月 日

**摘要**

梁柱节点的设计和施工复杂，是抗震设计中的薄弱环节。可以通过安装转动型阻尼器或其他类型阻尼器形成转动型耗能节点，通过其转动变形达到耗散地震能量、保护结构主体的目的。常见的转动型阻尼器及转动型耗能节点主要有摩擦型、金属型和复合型。其中摩擦型阻尼器或摩擦型耗能节点因其耗能能力强，性能受荷载幅值和加载频率的影响较小，且构造简单，造价低廉，易于更换，因而具有较好的应用前景。针对现有的摩擦型耗能阻尼器及摩擦型耗能节点存在的占用使用空间、影响结构美观、工作过程中转动中心不明确、工作过程不易预测、破坏结构整体性、引起结构本身塑性损伤等问题，本文提出了一种新型摩擦型转动阻尼器，并进行了以下工作。

1. 设计了六个不同的高强螺栓连接试件，对其进行了往复加载试验。试验结果表明：铝合金摩擦片性能优于黄铜摩擦片；螺栓个数、螺栓预紧力大小、中间板开孔形式对试件的摩擦系数无明显影响；增加高强螺栓连接个数和提高高强螺栓预紧力，可以提高试件的滑移荷载；中间板两侧均开长圆螺栓孔的试件对试件的滑移荷载无明显影响，但可以获得更大的滑移空间。
2. 设计了四个不同的新型摩擦型转动阻尼器，对其进行了往复加载试验。试验结果表明：各新型摩擦型转动阻尼器试件在循环加载下表现出良好的滞回性能；阻尼器采用高强螺栓连接盖板、角焊缝焊接盖板、角焊塞焊混合焊接盖板三种上翼缘加强形式，阻尼器的滑移荷载、初始刚度依次提高；在腹板断开处通过盖板连接，可提高梁柱节点的屈服荷载、耗能能力和初始刚度，同时有利于保护阻尼器上翼缘及上翼缘加强构件；对比现有摩擦型转动耗能节点和摩擦型转动阻尼器，本文提出的新型摩擦型转动阻尼器用于梁柱节点能获得更好的初始刚度、耗能能力、转动能力和延性。
3. 利用ABAQUS有限元软件对4个试验节点进行了有限元模拟验证，并将数值模拟结果与试验结果进行了对比，结果表明ABAQUS有限元软件可以有效地模拟新型摩擦型转动阻尼器在往复荷载作用下的性能。
4. 设计了5个系列35个安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点的ABAQUS有限元模型，对其进行往复加载有限元研究。结果表明：采用盖板加强、角钢加强阻尼器上翼缘，能明显提高梁柱节点的屈服荷载、初始刚度和耗能能力；加强板件越厚，梁柱节点的承载能力、初始刚度越高，但加强板厚度过厚，耗能能力会有所降低。加强角钢厚度不变时，随角钢高度的增加，承载力递增、刚度和耗能系数递减；角钢高度不变时，随角钢厚度增加，承载力递增、刚度递增、耗能系数均是递增的趋势；角钢高度、厚度越小时，角钢进入屈服越早。
5. 参考已有的梁柱高强螺栓拼接节点的设计方法，结合本文的试验及有限元分析结果，提出了安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点设计建议。

**关键词**：梁柱节点，抗震设计，耗能减震，摩擦型转动阻尼器，滞回性能，试验研究，有限元研究，设计建议

**Abstract**

The design and construction of beam-column joints which is very complex is the weak section in the seismic design. By installing a rotational dampers or other types of dampers to form a rotational energy-dispating joint, the seismic energy could be dispated and the main body would be protected. There are three common types of rotational dampers and rotational energy-dispating joints: frictional type, metal type, composite type. As the frictional dampers or frictional energy-dispating joints have a simple structure,low cost,easily replaced, perfect energy dissipation capacity, not affect by the frequency of the load, they have good application prospects in construction.Considering existing friction-type rotational dampers and frictional energy-dispating joints have the disadvantages of occupying space, affecting beauty of building, unpredictive of working process, ect, this paper presents a novel friction-type rotational damper and carrys out the following work:

1. Six high-strength bolted connections are designed and tested by cyclic loading. The test results show that: The performance of aluminum alloy friction plate is better than brass friction plate. The number of high-strengh bolts, bolt preload, the form of middle plate hole, have no significant effect on friction coefficient of testpieces. By improving the preload of the high-strengh bolts and the number of the high-strengh bolts, the slip load of the testpieces can be increased. The testpiece with slotted holes on both sides of middle plate, has more slip space but no lower slip load.
2. Four friction-type rotational dampers are designed and tested by cyclic loading. The test results show that: The novel friction-type rotational damper testpieces show good hysteretic performance under cyclic load. The dampers’ upper flanges are strengthened by cover plate bolted to the flange, cover plate welded to the flange by fillet welding, cover plate welded to the flange by fillet welding and plug welding. The yield load and initial stiffness of the three testpieces are increasing in turn. By connecting cover plates at the opening on the web plate, the yield load, energy-dissipating capacity and initial stiffness of the beam-column joints can be inproved, the upper flange and the reinforcement member on the upper flange can be protected as well. Camparing with existing frictional dampers and frictional energy-dispating joints, it is possible to obtain higher initial stiffness, energy-dissipating capacity, rotational capacity and ductility capacity.
3. The finite element simulation of 4 tested pieces are carried out by ABAQUS finite element software. And finite results are compared to test results. The results show that the ABAQUS finite element software can simulate the performance of the novel friction-type rotational dampers under cyclic loading.
4. Five series beam-column joints ABAQUS models with novel friction-type rotational damper are designed and the finite element analysis is carried out. The results show that: Inforcing damper upper flange by cover plate and angle steel, the yield load, initial stiffness and energy-dissipating capacity of the beam-column joint can be inproved significantly. Increasing the thickNess of the reinforcing plate, the bearing capacity and the initial stiffness can be inproved, but the energy-dissipating capacity will decline. With the thickNess of steel angel fixed and the height of steel angel increased, the yield load of the beam-column joint can be inproved and the initial stiffness and energy-dissipating capacity of the beam-column joint would be decreased. With the height of steel angel fixed and the thickNess of steel angel increased, the yield load, initial stiffness and energy-dissipating capacity of the beam-column joint can be inproved.
5. Referring to the existing design methods of beam-column with high-strength bolts connection and combing with the experimental and finite element analysis results obtained in the paper, the design suggestion of the beam-column joint with the novel friction-type rotational damper is proposed.

**Key words**: beam-column joints, seismic design, energy-dissipating, friction-type rotational damper, hysteretic behavior, experimental study, finite element study, design suggestion

**目录**

[第1章 绪论 5](#_Toc485211953)

[1.1 研究背景 5](#_Toc485211954)

[1.2 转动型阻尼器的研究现状 5](#_Toc485211955)

[1.2.1 摩擦型转动阻尼器 5](#_Toc485211956)

[1.2.2 金属型转动阻尼器 7](#_Toc485211957)

[1.2.3 复合型转动阻尼器 7](#_Toc485211958)

[1.3 转动型耗能节点的研究现状 8](#_Toc485211959)

[1.3.1 摩擦耗能转动型节点 8](#_Toc485211960)

[1.3.2 金属耗能转动型节点 10](#_Toc485211961)

[1.4 摩擦耗能器的研究现状 11](#_Toc485211962)

[1.4.1 常见的摩擦耗能器类型 11](#_Toc485211963)

[1.4.2 摩擦耗能器的性能影响因素 12](#_Toc485211964)

[1.5 存在的问题与本文研究工作 14](#_Toc485211965)

[1.5.1 存在的问题 14](#_Toc485211966)

[1.5.2 新型摩擦型转动阻尼器的提出 14](#_Toc485211967)

[1.5.3 本文研究工作 16](#_Toc485211968)

[第2章 高强螺栓连接的循环加载试验研究 19](#_Toc485211969)

[2.1 试件设计 19](#_Toc485211970)

[2.2 试验方案 21](#_Toc485211971)

[2.2.1 试验装置 21](#_Toc485211972)

[2.2.2 测点布置 22](#_Toc485211973)

[2.2.3 加载制度 22](#_Toc485211974)

[2.3 试验过程及试验现象描述 23](#_Toc485211975)

[2.3.1 DPS-1试件 23](#_Toc485211976)

[2.3.2 DPS-2试件 25](#_Toc485211977)

[2.3.3 DPS-3试件 26](#_Toc485211978)

[2.3.4 DPS-4试件 28](#_Toc485211979)

[2.3.5 DPS-5试件 29](#_Toc485211980)

[2.3.6 DPS-6试件 30](#_Toc485211981)

[2.4 各试件主要试验结果及对比分析 31](#_Toc485211982)

[2.5 本章小结 33](#_Toc485211983)

[第3章 新型摩擦型转动阻尼器的循环加载试验研究 35](#_Toc485211984)

[3.1 试件设计 35](#_Toc485211985)

[3.2 试验方案 36](#_Toc485211986)

[3.2.1 试验装置 36](#_Toc485211987)

[3.2.2 测点布置 37](#_Toc485211988)

[3.2.3 加载制度 39](#_Toc485211989)

[3.3 试验现象及结果 40](#_Toc485211990)

[3.3.1 试验现象 40](#_Toc485211991)

[3.3.2 试验结果 45](#_Toc485211992)

[3.4 试验结果分析 47](#_Toc485211993)

[3.4.1 受力性能 48](#_Toc485211994)

[3.4.2 刚度及刚度退化 50](#_Toc485211995)

[3.4.3 转动能力 52](#_Toc485211996)

[3.4.4 延性 53](#_Toc485211997)

[3.4.5 耗能能力 53](#_Toc485211998)

[3.4.6 试验结果小结 55](#_Toc485211999)

[3.5 本章小结 55](#_Toc485212000)

[第4章 新型摩擦型转动阻尼器的有限元模拟验证 57](#_Toc485212001)

[4.1 引言 57](#_Toc485212002)

[4.2 新型摩擦型转动阻尼器的有限元模型 57](#_Toc485212003)

[4.2.1 材料模型 58](#_Toc485212004)

[4.2.2 边界条件、单元类型、网格划分 58](#_Toc485212005)

[4.2.3 模型接触设置 58](#_Toc485212006)

[4.2.4 螺栓预紧力的设置 59](#_Toc485212007)

[4.3 计算结果及对比 59](#_Toc485212008)

[4.4 本章小结 62](#_Toc485212009)

[第5章 安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点有限元研究 63](#_Toc485212010)

[5.1 试件设计 63](#_Toc485212011)

[5.1.1 PB系列试件 63](#_Toc485212012)

[5.1.2 PFW系列试件 63](#_Toc485212013)

[5.1.3 PSW系列试件 64](#_Toc485212014)

[5.1.4 AW系列试件 64](#_Toc485212015)

[5.1.5 WEB系列试件 64](#_Toc485212016)

[5.2 计算结果及分析 65](#_Toc485212017)

[5.2.1 盖板加强系列试件滞回曲线 65](#_Toc485212018)

[5.2.2 盖板加强系列试件屈服承载力 68](#_Toc485212019)

[5.2.3 盖板加强系列试件初始刚度 70](#_Toc485212020)

[5.2.4 盖板加强系列试件耗能能力 71](#_Toc485212021)

[5.2.5 AW系列试件结果及分析 73](#_Toc485212022)

[5.2.6 WEB系列试件结果及分析 79](#_Toc485212023)

[5.3 本章小结 81](#_Toc485212024)

[第6章 安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点设计方法 83](#_Toc485212025)

[6.1 建议采用的连接形式 83](#_Toc485212026)

[6.1.1 阻尼器与柱的连接 83](#_Toc485212027)

[6.1.2 阻尼器与梁的连接 84](#_Toc485212028)

[6.2 阻尼器的连接承载力验算 85](#_Toc485212029)

[6.3 外伸端板连接的刚度计算 89](#_Toc485212030)

[6.4 罕遇地震作用下阻尼器下翼缘高强螺栓滑移验算 90](#_Toc485212031)

[6.5 试件PB-BASE滑移承载力验算 91](#_Toc485212032)

[6.6 本章小节 92](#_Toc485212033)

[第7章 结论与展望 93](#_Toc485212034)

[7.1 结论 93](#_Toc485212035)

[7.2 展望 95](#_Toc485212036)

[参考文献 97](#_Toc485212037)

[致谢 101](#_Toc485212038)

[个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果 103](#_Toc485212039)

# 绪论

## 研究背景

结构控制理论按是否有能量输入来分类分为：主动控制，被动控制，半主动控制。被动控制理论的途径之一是通过附加在结构上的一些耗能装置来耗散地震能量达到减震的目的，通常称之为耗能减震。此时，建筑结构在进入塑性变形前阻尼器材料先发生屈服,以耗散大部分地面运动传递给结构的能量[1]。耗能减震结构体系的减震效果关键在于阻尼器的类型、构造形式、受力形式、耗能性能、构件设计参数及分析与设计方法等。按受力形式分类，常见耗能装置有扭转型、拉压型、剪切型、弯曲型以及转动型。

梁柱节点设计和施工复杂，抗震设计中应使框架在水平地震作用下进入弹塑性阶段时，避免节点发生脆性破坏并保证结构的整体性，通过塑性区的形成和转动耗散能量。

针对上述问题，可以通过安装转动型阻尼器或其他类型阻尼器形成转动型耗能节点，通过转动变形达到耗散地震能量、保护结构主体的目的。常见的转动型阻尼器及转动型耗能节点主要有摩擦型、金属型、复合型。其中摩擦型阻尼器或摩擦型耗能节点因其耗能能力强，性能受荷载幅值、加载频率的影响较小，且构造简单，造价低廉，易于更换，因而具有较好的应用前景。

## 转动型阻尼器的研究现状

* + 1. 摩擦型转动阻尼器

丹麦Mualla[2-4]博士研发了一种基于转动概念的摩擦阻尼器（Rotational friction damper），该阻尼器构造如图1.1，主体部分由一块竖向的中间钢板、两块横向的外钢板和两块夹在钢板之间的圆形摩擦垫片组成。

Morgen[5-8]等学者为无粘结后拉预应力钢筋混凝土结构中梁柱节点的连接而专门设计了一种摩擦转动阻尼器（Friction rotational damper）。该阻尼器构造如图1.2，主要由五块钢板（板件有摩擦片）按“三明治”形式叠置，通过螺栓和蝶形弹性垫圈连接组成。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
| 图1.1 转动摩擦阻尼器（RFD） | 图1.2 摩擦转动阻尼器 |

李忠学等提出了如图1.3所示的摩擦转动铰阻尼器（Rotating hinge friction damper），最左侧为工字型截面钢梁，最右侧为箱型截面柱，中间为新型转动摩擦耗能梁柱节点。李忠学等对采用新型阻尼器的框架进行了pushover分析以及基于SAP2000的时程分析，验证了釆用新型梁柱节点的良好抗震性能[9, 10]。

|  |  |
| --- | --- |
| 微信截图_20160222162700 | 2-20 |
| 图1.3 摩擦转动铰阻尼器 | 图1.4 剪力墙连梁摩擦阻尼器 |

高层建筑中的剪力墙系统主要受构件的柔性行为控制。由于剪力墙的侧向刚度相对较大，安装在剪力墙系统中的支撑不能受力起到耗能作用。CHUNG[11]等学者提出了应用到剪力墙连梁中的摩擦阻尼器来减小结构变形，如图1.4所示；师骁[12]等设计并用试验验证了一种用于高层建筑钢连梁的摩擦转动阻尼器，如图1.5所示。奥克兰大学的Hoi Kit Leung[12]等提出了一种混凝土剪力墙连梁中的RBAL（Rotational Bolted Active Links）摩擦转动耗能阻尼器，如图1.6所示，该阻尼器同样可以应用于偏心支撑框架。分析结果表明带阻尼器连梁其抗震性能优于带刚性连梁的连肢墙。

|  |  |
| --- | --- |
| 微信截图_20160222162501 | 3-2 |
| 图1.5 钢连梁摩擦转动阻尼器 | 图1.6 RBAL摩擦转动阻尼器 |

* + 1. 金属型转动阻尼器

周云[14-16]等提出了一种图1.7所示的弧形钢棒阻尼器，是由耗能元件和连接板组成，弧形钢棒阻尼器主要通过弯曲和剪切滞回性变形实现耗能。设计了12组不同构造参数的弧形钢棒阻尼器，采用 ABAQUS 软件对其进行有限元分析，研究截面形状、钢棒数量、截面尺寸、跨度、曲率半径对其滞回耗能能力、承载力的影响。

闫维明[17]提出了一种图1.8所示的放大结构位移或转角的新型 RLSD（Rotating Lead Shear Damper），即新型转动式铅剪切阻尼器，该阻尼器将结构节点部位较小的相对位移或转角根据耗能需要放大，使得阻尼器的耗能能力得到最充分的发挥。转动式铅剪切阻尼器由钢杆、转动板、固定板、盖板、铅、连轴和铰支座等组成。

|  |  |
| --- | --- |
|  | F:\侯玉芳\玉芳\aaa课题\截图\QQ截图20151026155720.png |
| 图1.7 弧形钢棒阻尼器 | 图1.8 转动式铅剪切阻尼器 |

* + 1. 复合型转动阻尼器

周云[18-23]等提出了一种用于梁柱节点的扇形粘弹性阻尼器。该梁柱节点加固型阻尼器是由复合弹性体和分别设在复合弹性体两头的柱连接板及梁连接板组

成，如图1.9所示。同时利用两种耗能元件（铅和粘弹性材料）和两种耗能机制耗能（剪切滞回和挤压滞回）。对该阻尼器的试验、分析结果表明： 扇形铅粘弹性阻尼器的力学性能主要取决于橡胶和铅芯两种材料，可用双线性恢复力学模型对其进行描述； 该阻尼器滞回曲线及设计值与试验值吻合度较好，推导的恢复力模型公式合理可行。

2014年M. Sanati 和 S.E. Khadem 在转动摩擦阻尼器（RFD）的基础上提出了一种新型的图1.10所示的转动式摩擦粘弹性阻尼器（RFVD）[24]，是一种复合阻尼器。克服了转动摩擦阻尼器在低频作用下钢板之间没有相对滑动，不能消耗输入结构的地震能量的缺点[6]。

|  |  |
| --- | --- |
|  | 4-2 |
| 图1.9 扇形粘弹性阻尼器 | 图1.10 转动式摩擦粘弹性阻尼器（RFVD） |

## 转动型耗能节点的研究现状

梁柱节点处内力复杂，应力集中，其设计和施工复杂，过去国内外的钢结构建筑都是按照“强节点弱杆件”这一原则设计，因此人们一般将梁柱节点做成刚性节点。美国北岭和日本阪神地震中出现了大量的钢结抅梁柱刚性连接脆性断裂的现象，造成了巨大的经济损失。此后国际上进行了大量的研究，提出了许多卓有成效的改进措施，转动型耗能节点可以有效地提高构件延性，避免节点连接发生脆性破坏。

* + 1. 摩擦耗能转动型节点

[Clifton](http://xueshu.baidu.com/s?wd=author:(George%20Charles%20Clifton)%20&tn=SE_baiduxueshu_c1gjeupa&ie=utf-8&sc_f_para=sc_hilight=person)等[25]学者提出的滑动铰接节点（SHJ）是一种低损伤连接方式，可以以较小破坏来承受较大的非弹性转动。该节点构造如图1.11所示。Khoo，Clifton等学者对采用不同硬度钢垫片的试件进行了动态加载试验[26]。Khoo，Clifton等学者提出了两种设计方法来评估弯矩剪力轴力的相互作用以量化滑动摩擦力并试验验证了这两种方法的正确性，两种方法结果相近，都可以用于设计[27]。Khoo，Clifton等学者又对该节点进行了改进，在下翼缘底部安装环形弹簧以提高节点的自复位能力、减少节点强度退化[28]。

|  |  |
| --- | --- |
| 5-2 |  |
| (a) 不安装环形弹簧 | (b)安装环形弹簧 |
| 图1.11 滑动铰接节点（SHJ） | |

马人乐[29]提出一种钢结构长圆孔转动型高强螺栓连接延性节点（如图1.12-图1.13），包括柱、梁上下翼缘板、梁腹板、梁上下翼缘拼接板、腹板拼接板和若干摩擦型高强螺栓。通过3个长圆孔变型性高强螺栓节点及1个对比节点试件的低周反复加载试验。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
| 图1.12 长圆孔转动型高强螺栓连接 | 图1.13 翼缘连接示意图 |

Tomokazu Yoshioka学者和Masamichi Ohkubo学者[30]巧妙地将梁截面削弱和摩擦阻尼器相结合，提出了安装阻尼器的弱梁刚性连接节点。安装阻尼器的弱梁刚性连接节点在梁腹板和下翼缘处开了一长孔以削弱截面，并在下翼缘削弱处安装一个摩擦阻尼器。该摩擦阻尼器由高强螺栓、垫圈板、拼接板、钢填料、铝合金滑动板等组成，如图1.14所示。Tomokazu Yoshioka学者和Masamichi Ohkubo学者对安装阻尼器的弱梁刚性连接节点进行了试验研究，试验研究表明该安装阻尼器的弱梁刚性连接节点可以提高节点的承载力，也能够迫使塑性铰出现在梁开孔处。

郑宏学者和毛剑学者[31]通过ANSYS对新型节点试验进行模拟；然后对新型节点进行变参数拓展分析；最后将新型节点运用于一两层单跨钢框架中，研究其在钢框架中的抗震性能。结果表明，新型节点的延性系数及耗能系数要远远大于传统节点试件，新型框架的延性系数及耗能系数要远远大于传统钢框架。

|  |
| --- |
|  |
| 图1.14 安装阻尼器的弱梁刚性连接节点 |

* + 1. 金属耗能转动型节点

Yuji Koetaka[32]提出了一种用于梁柱弱轴方向的连接的π形金属阻尼器，该节点构造如图1.15所示，宽缘梁和宽缘柱通过连续板连接，梁上翼缘通过拼接板连接，梁下翼缘通过π形阻尼器连接。设计时应当考虑π形阻尼器器的撬力问题，防止摩擦型连接处的滑移，提高耗能效率。在下翼缘上下均安装阻尼器可以提高耗能能力并且可以自平衡掉阻尼器的撬力，防止连续板和梁翼缘的面外变形。

|  |  |
| --- | --- |
| 6-2-2  柱腹板  柱翼缘 |  |
| 图1.15 π形金属阻尼器耗能节点 | 图1.16 开缝金属阻尼器耗能节点 |

Sang-Hoon Oh[33-35]等人提出了带开缝金属阻尼器的梁柱节点，如图1.16所示。该开缝阻尼器的塑性变形能力有限，同时梁下翼缘和柱子之间仅靠开缝金属阻尼器的平面外刚度保证梁的整体稳定性，这对于梁的整体稳定很不利。

## 摩擦耗能器的研究现状

* + 1. 常见的摩擦耗能器类型

摩擦阻尼器的研究始于20世纪70年代末，之后为适应各种不同类型的建筑结构，国内外学者陆续研究开发了多种不同摩擦阻尼器，其摩擦力幅值容易控制，便于通过调节螺栓预紧力大小来确定。目前，研发的摩擦阻尼器主要有：普通摩擦阻尼器、Pall摩擦阻尼器、摩擦剪切铰阻尼器、T形芯板摩擦阻尼器、钢管摩擦阻尼器、压电-T型变摩擦阻尼器、滑移型长孔螺栓节点阻尼器、拟粘滞摩擦阻尼器、多级摩擦阻尼器以及一些摩擦复合耗能器等[36]。

1. 普通摩擦阻尼器[37]。普通摩擦阻尼器由中间钢板、上下钢板、黄铜垫板及高强螺栓组成，开有狭长槽孔，通过中间钢板与上下两块铜垫片相对滑动摩擦耗能。摩擦力大小可通过改变高强螺栓的预拉力来改变。
2. PALL 型摩擦阻尼器[38, 39]。该阻尼器由摩擦滑动节点和4根链杆组成。钢板通过高强螺栓连接组成摩擦滑动节点，四周链杆起到变形协调及连接的作用。当外力可以克服最大静摩擦力时，耗能器可产生滑动并通过摩擦耗能；当支撑外力无法克服最大静摩擦力时，则耗能器不能产生滑动。试验结果表明：Pall摩擦耗能器工作性能稳定，耗能能力较强。与普通摩擦耗能器相比，Pall摩擦耗能器有以下优点：（1）螺栓松动小、摩擦力衰弱小，衰减不大于10%。（2）斜支撑的设计不受临界力的限制。
3. T型芯板摩擦阻尼器[38]。T型芯板摩擦阻尼器1997年由欧进萍、吴斌等改进Pall型摩擦阻尼器研制而来，该阻尼器由T形芯板和四周连板通过螺栓连接而成。当阻尼器发生变形时，T形芯板与横连扳发生相对运动，从而产生摩擦力耗能。与Pall摩擦阻尼器相比，T形芯板摩擦阻尼器有以下优点：（1）只有一侧摩擦，摩擦片数少，故工艺简单；（2）用于安装的螺栓个数减少，更便于安装；（3）节约钢材摩擦和垫片，减少造价。
4. 压电-T型变摩擦阻尼器[39]。欧进萍和关新春等人在T型摩擦阻尼器的基础上参考压电驱动器的特点提出了压电-T型变摩擦阻尼器。将多片叠层压电瓷垫圈式驱动器与T型变摩擦阻尼器复合形成压电-T型变摩擦阻尼器，压电陶瓷垫圈可调节T型摩擦阻尼器紧固螺栓的紧固力，从而实现控制摩擦阻尼器的目的。试验结果表明：在不同电压条件下，该阻尼器具有良好的滞回特性。压电-T型变摩擦阻尼器有以下优点：（1）具有半主动控制的效果；（2）在不同地震波作用下，对结构的位移反应保持良好的控制作用。
5. 钢管摩擦阻尼器[40]。钢管摩擦阻尼器由模管、钢棒、内圆管和外圆筒组成，其构造如图所示。钢棒与模管紧密套合，其中钢棒的直径比模管的内径稍微大一点，以保证当钢棒滑移时在模管紧固力作用下产生恒定的摩擦力。钢管耗能器将地震能量转化为摩擦放热，随着耗能器往复运动，摩擦力几乎没有变化，受速度、振幅或温度等因素的影响很小，耗能器的耗能性能稳定，但制作安装较复杂。
6. 摩擦耗能节点。很早以前人们便认识到利用固体之间的相对滑动摩擦能产生制动的效果，如汽车中采用的刹车片。基于以上这种思想，1980年，Pall等首先设计出专门用于装配式大型板式结构水平与竖缝中的限位滑移螺栓节点（Limited Slip Bolted Joint简称LSB节点）[41]。1989年，Gerald等设计研制了用于单斜拉压支撑上的长孔螺栓节点（slotted bolted connections，简称SBC节点），后来Douglas和John等人又开发了用于替代钢结构梁柱节点焊接而提高节点延性的SBC节点和用于倒“V”形支撑能产生转动滑动的SBC节点[42, 43]。2000年，Enrique针对一般交叉支撑或倒“V”形耗能支撑占据使用空间的不足，设计出一种专门安装与折形支撑的转动摩擦耗能节点[44]。2004年，Morgen等为无粘结后拉预应力钢筋混凝土结构中梁柱节点的连接而专门设计了一种摩擦转动耗能节点[7]。2004年，Nielsen等又设计了用于结构基础隔震的摩擦铰耗能节点[45]。2004年，徐幼麟等为解决裙楼和塔楼之间由于抗侧刚度相差过大，研制了一种用于楼板连接的摩擦耗能节点[46]。
   * 1. 摩擦耗能器的性能影响因素

摩擦耗能器虽构造简单、耗能原理清晰，但其性能受多种因素影响。周云学者[47]概括了影响摩擦耗能器性能的主要因素，包括：摩擦耗能元件的类型；摩擦片和接触面的处理情况；高强螺栓的影响；摩擦元件和孔槽的几何尺寸；使用时间；滑移速度与表面温度；外荷载类型；加工精度。

1. 摩擦元件的类型对摩擦耗能器的影响

摩擦耗能器由摩擦元件及连接件组成，根据其不同的组合方式，将其分为单剪型和双剪型。相同的高强螺栓预紧力及摩擦材料，单剪型摩擦元件的摩擦力是双剪的1/2。在往复荷载作用下，摩擦元件将承受拉力和压力。受压时，不在同一直线的压力作用于单剪型摩擦元件，会形成力偶，顾易引起侧向失稳或翘曲，而造成摩擦元件性能不稳定。而双剪型摩擦元件则没有该问题。因此在设计中，宜将摩擦元件设计为双剪型。

1. 摩擦片和接触面的处理方式对摩擦耗能器性能的影响

摩擦力的大小和摩擦的稳定性决定了摩擦耗能器的性能，而摩擦力的大小取决于接触面间的总压力以及接触面的摩擦系数。摩擦片的类型和接触面的处理方式，不仅决定了摩擦系数的大小，摩擦面的耐磨性能等对摩擦的稳定性也至关重要。采用机械加工（如喷砂、抛丸、碾磨等）、化学处理方式，或在摩擦面间增加性能良好的摩擦片，可以增大摩擦系数，改善摩擦面的性能，提高摩擦的稳定性及耗能能力。此外，摩擦片的变形也可耗散地震能量。在设计中，采用摩擦片对摩擦性能的提高效果优于对摩擦板的摩擦面进行处理。

1. 高强螺栓对摩擦耗能器性能的影响

高强螺栓是组成摩擦耗能器的重要部分，对摩擦元件中摩擦力的建立至关重要。此外，螺栓直径、螺栓个数及螺栓的排列方式会影响摩擦耗能器的性能。螺栓直径越大、螺栓个数越多，摩擦面间的正压力就越大，但在工作工程中磨损也更快，摩擦耗能器的稳定性就会差一些。螺栓在排列时宜采用双列排列，尽量排列紧凑，减少摩擦区面积。为防止摩擦元件面内转动，高强螺栓个数不宜少于两个。

1. 摩擦元件和孔槽的几何尺寸对摩擦耗能器性能的影响

应保证摩擦元件足够的刚度，使其有足够的厚度且长度不宜过长，避免摩擦元件中间板及盖板的翘曲、变形、失稳而引起摩擦元件的不稳定甚至失效。

为了通过摩擦元件的有效滑移达到耗能能力及转动能力，应在中间板开长孔，且孔的长度应达到盖板与中间板的滑移要求。

1. 使用时间对摩擦耗能器性能的影响

研究表明，两种材料在恒定正压力下，静止接触时间的增加会使其正摩擦系数增加。造成这种现象的原因是由于长期的静接触使摩擦面的粗糙峰相互嵌入产生很高的接触应力及塑性变形，接触面产生冷粘结或冷凝固，随时间延长，静摩擦系数随之增加。对塑性材料的影响尤为严重。此外由此产生的塑性变形会使预应力发生损失。可通过在高强螺栓中使用弹簧垫圈及平垫圈，保证预紧力的恒定，提高摩擦的稳定性。

1. 滑移速度与表面温度对摩擦耗能器性能的影响

滑移速度对摩擦器耗能性能的影响，是由于滑移速度造成的接触面表面变形、磨损、发热和化学变化等，从而引起摩擦系数的变化。温度的变化引起摩擦表面的相互作用及破坏条件的变化，故摩擦系数也随之变化。试验表明：摩擦系数随着温度的升高而升高；但当温度的变化引起材料的软化时，摩擦系数将降低。实际工作中，由于工作时间不长，滑移速度及温度的变化对摩擦耗能器的性能影响不大。但在进行设计时，应选择在很宽的温度范围内机械性质保持不变的材料。

1. 循环次数对摩擦耗能器性能的影响

循环次数对摩擦耗能器性能的影响，是由于随着循环次数的增加，摩擦面的摩擦增大，摩擦力呈下降趋势。可通过在摩擦面间加铜板摩擦片、粉末冶金摩擦片的方式来降低循环次数对摩擦性能的影响。

1. 外荷载类型对摩擦耗能器的影响

荷载对摩擦力的影响，是通过接触面积的大小和变形状态造成的。随荷载的增大，摩擦面上接触点数目增加，摩擦系数随之增加。由于摩擦表面处于弹塑性接触状态，因而加载速度的改变会引起摩擦系数的变化。而当摩擦耗能器受到偏心荷载，或弯矩和剪力同时存在时，摩擦耗能器的中间板和盖板会发生相对转动影响摩擦耗能器正常工作。因此荷载大小、加载速度、耗能器的受力类型均对摩擦耗能器的性能有所影响。

1. 加工精度对摩擦耗能器性能的影响

螺栓孔和长槽的加工精度会对高强螺栓的协调工作造成影响。螺栓孔和高强螺栓之间的间隙会引起相对滑移，影响滞回曲线的库伦特性。长孔槽边的不光滑会卡住螺栓，引起摩擦力的跳跃。因此对螺栓孔和长槽应尽量采用精加工。

## 存在的问题与本文研究工作

* + 1. 存在的问题

当前，为避免梁柱节点发生脆性破坏，国内外学者已对摩擦型转动阻尼器及耗能节点进行了诸多探究。这些阻尼器及耗能节点显著地提高了梁柱节点的塑性转动能力、耗能能力，避免了梁柱节点进入脆性破坏，保护了结构整体。但这些耗能阻尼器及耗能节点存在占用使用空间，影响结构美观、工作过程中转动中心不明确，工作过程不宜预测、破坏结构整体性、引起结构本身塑性损伤等问题。

* + 1. 新型摩擦型转动阻尼器的提出

针对上问题，本文提出了一种新型摩擦型转动阻尼器。这种新型摩擦型转动阻尼器，结合了马人乐等学者[29]和日本的Tomokazu Yoshioka等学者[30]提出的摩擦型转动耗能器的优点，并针对这两种耗能器存在的问题进行了改进。

|  |
| --- |
|  |
| 图1.17 安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点 |

阻尼器的构造如图1.18（a）所示。该阻尼器在腹板和下翼缘处断开，腹板通过两块盖板及高强螺栓进行连接，并在一侧的腹板上开长圆螺栓孔，提供相对转动空间；下翼缘通过下翼缘上下的盖板及高强螺栓进行连接，并在一侧的翼缘上开长圆螺栓孔，提供相对滑动空间。上翼缘虽不断开，但仍在上翼缘上下通过高强螺栓连接盖板，形成“板弹簧”为阻尼器提供刚度。对比现有的摩擦型转动阻尼器，该阻尼器具备以下优点：（1）阻尼器安装在梁段中，不会占用使用空间、影响建筑美观；（2）上翼缘不断开，保证阻尼器在工作过程中，转动中心位置不变；（3）上翼缘的构造提高了阻尼器刚度，避免结构本身进入塑性。

|  |
| --- |
|  |
| 图1.18 (a) 新型摩擦型转动阻尼器 (b) 下翼缘板示意图 |

在上述阻尼器的基础上进行改进，又提出了如图1.19所示的两种阻尼器。图1.19（a）所示的阻尼器，在上翼缘的下侧、腹板的两侧对称位置焊接两块矩形盖板，可采用普通角焊缝连接和角焊缝加塞焊连接两种形式；图1.19（b）所示的阻尼器，在上翼缘的下侧、腹板的两侧对称位置焊接两块角钢。

|  |
| --- |
|  |
| (a) 焊接盖板加强形式 (b) 焊接角钢加强形式  图1.19 改进的新型摩擦型转动阻尼器 |

* + 1. 本文研究工作

（1）第一章，绪论。阐述本文的研究背景，综述转动型阻尼器、转动型耗能节点和摩擦型阻尼器的国内外研究现状，并针对当前研究存在的问题提出本文所研究的新型摩擦型转动阻尼器。

（2）第二章，高强螺栓连接的循环加载试验研究。通过改变拼接板的螺栓等级、螺栓直径、螺栓个数、开孔形式和摩擦片类型，设计不同的高强螺栓连接试件，并对其进行往复加载试验，研究其滞回性能。

（3）第三章，新型摩擦型转动阻尼器的循环加载试验研究。设计不同的新型摩擦型转动阻尼器，对其进行往复加载试验，对其受力性能、刚度、转动能力、延性和耗能能力等性能进行研究。

（4）第四章，新型摩擦型转动阻尼器的有限元模拟验证。利用ABAQUS有限元软件对4个节点建立有限元模型，并将数值模拟结果与试验结果进行对比。

（5）第五章，安装新型摩擦型转动阻尼器梁柱节点的有限元研究。利用ABAQUS有限元软件对安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点进行有限元研究。通过改变阻尼器参数，考察这些参数对节点性能的影响。

（6）第六章，安装新型摩擦型转动阻尼器梁柱节点设计方法。参考已有的梁柱高强螺栓拼接节点的设计方法，结合本文的试验及有限元分析结果，提出安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点的设计建议。

（7）第七章，结论与展望。对本文的研究内容与结果进行总结，针对本文研究的不足，对未来进一步的研究方向提出展望。

# 高强螺栓连接的循环加载试验研究

本文研究的研究对象为阻尼器的下翼缘拼接部分，如图2.1所示，本次试验的高强螺栓连接试件即取自阻尼器的下翼缘拼接部分。本次试验共有6个试件，通过对高强螺栓连接的螺栓等级、螺栓直径、螺栓个数、开孔形式、摩擦片类型的改变，考察高强螺栓连接的在往复加载试验下的耗能性能。

|  |
| --- |
|  |
| 图2.1 (a) 高强螺栓连接在阻尼器中的位置示意图 (b) 高强螺栓连接构造图 |

## 试件设计

试验共有6个试件，各拼接板的主板（即阻尼器下翼缘板）厚度均取12mm，拼接盖板厚度均取10mm。与阻尼器下翼缘板不同的是，本试件只取翼缘板的一半，即单排螺栓拼接。图2.2为试件的照片。

（1）试件DPS-1，该试件为各参数与阻尼器试件中的下翼缘板拼接部分各参数相同，作为基本试件。该拼接板试件的主板一侧开普通螺栓孔，另一侧开长圆螺栓孔；每侧分别三个高强螺栓连接；拼接螺栓采用8.8级M22高强螺栓；摩擦片采用H68黄铜摩擦片，摩擦片厚度为1.2mm。该拼接板试件各板件尺寸如图2.2所示。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
| (a) 拼接盖板F-1(厚度t=10mm) | (b) 拼接盖板F-2(厚度t=10mm) |
|  |  |
| (c) 拼接主板F-3(厚度t=12mm) | (d) 拼接主板F-4(厚度t=12mm) |
| 图2.2 试件DPS-1各板件尺寸图 | |

（2）试件DPS-2，该试件各板两侧螺栓个数分别为2个，其他各参数与试件DPS-1相同，如图2.3所示。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
| (a) 拼接盖板F-1(厚度t=10mm) | (b) 拼接盖板F-2(厚度t=10mm) |
|  |  |
| (c) 拼接主板F-3(厚度t=12mm) | (d) 拼接主板F-4(厚度t=12mm) |
| 图2.3 试件DPS-2各板件尺寸图 | |

（3）试件DPS-3，该试件拼接螺栓采用8.8级M24高强螺栓，板件上各螺栓孔尺寸为φ26（R13），其余各参数与试件DPS-1相同。

（4）试件DPS-4，该试件拼接螺栓采用10.9级M24高强螺栓，板件上各螺栓孔尺寸为φ26（R13），其余各参数与试件DPS-1相同。

（5）试件DPS-5，该试件拼接主板两侧均开长圆螺栓孔，其他各参数与试件DPS-1相同，如图2.4所示。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
| (a) 拼接盖板F-1(厚度t=10mm) | (b) 拼接盖板F-2(厚度t=10mm) |

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
| (c) 拼接主板F-3(厚度t=12mm) | (d) 拼接主板F-4(厚度t=12mm) |
| 图2.4 试件DPS-5各板件尺寸图 | |

（6）试件DPS-6，该试件摩擦片采用6061-T651铝合金，摩擦片厚度为2mm，其他各参数与试件DPS-1相同。

各试件参数详见表2.1。

表2.1 高强螺栓连接滞回试验试件参数汇总

|  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 开孔类型 | 单侧螺栓个数 | 螺栓等级 | 螺栓直径 | 摩擦片类型 |
| DPS-1 | 单侧长圆孔 | 3 | 8.8 | 22 | 黄铜摩擦片 |
| DPS-2 | 单侧长圆孔 | 2 | 8.8 | 22 | 黄铜摩擦片 |
| DPS-3 | 单侧长圆孔 | 3 | 8.8 | 24 | 黄铜摩擦片 |
| DPS-4 | 单侧长圆孔 | 3 | 10.9 | 24 | 黄铜摩擦片 |
| DPS-5 | 双侧长圆孔 | 3 | 8.8 | 22 | 黄铜摩擦片 |
| DPS-6 | 单侧长圆孔 | 3 | 8.8 | 22 | 铝合金摩擦片 |

## 试验方案

* + 1. 试验装置

该试验在同济大学土木工程防灾国家重点实验室的MTS美斯特万能试验机上进行，试验装置示意图见图2.5，试件的两端固定在试验机的夹具上。通过万能试验机的往复拉压，对试件进行循环加载。

|  |
| --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\侯玉芳\侯玉芳\IMG_20170412_085415.jpg |
| 图2.5 试验装置示意图 |

* + 1. 测点布置

图2.6为试件的应变测点布置，测点布置在试件的拼接板上，两侧拼接板皆有布置，布置试件长度方向的单向应变片。目的是为了测量拼接板及加强构件上的应力过渡情况。

|  |
| --- |
|  |
| 图2.6 应变片布置 |

* + 1. 加载制度

（1）预加载

首先，观察所有测量仪器，将初始读数置为零。在梁端先施加30%滑移荷载的水平力，然后卸载到零，再反向施加同样大小的荷载，同样卸载到零。这样重复两次，在预加载的过程中，观察每级荷载下的测点通道，以保证：

1. 应变读数随着荷载的增加而呈线性变化；
2. 当卸载为零时，所有读数为初始读数。

（2）正式加载

在试件滑移之前，采用力控制加载，分三级加载，每级循环1次，力增量为，为计算所得的试件的滑移荷载。加载和卸载速率控制为500N/s。为避免试件发生过大的位移，第三级力控制加载采用初始为力控制，终止为位移控制。

试件滑移之后，采用位移控制加载，加载和卸载速率控制为3mm/min。加载制度如图2.7所示。

|  |
| --- |
|  |
| 图2.7 试验加载制度 |

## 试验过程及试验现象描述

* + 1. DPS-1试件

对于试件DPS-1，计算滑移摩擦力为F=146×0.3×2×3=262.8kN，取Fy=270kN，即前三圈加载以力控制幅值分别为90kN、180kN、270kN，从第四圈开始采用以位移控制加载。加载初期，没有发出声音，力-位移曲线也比较光滑。加载至3mm时出现了较大的“锤击声”，说明螺栓出现了首次滑移，其后在加载过程中持续发出较密集的“锤击声”，但在每圈的卸载初期没有声音，表明在这个时期螺栓没有滑移。±6mm加载的第一圈，从+6mm卸载至2mm，加载曲线出现毛刺。在加载至-15mm时，试件出现了首次屈曲，至加载结束，试件已发生反复的屈曲，且螺栓滑移发出的响声一直延续到试验结束。

此外，在加载过程中单侧铜板摩擦片出现了屈曲和断裂，首次加载至-6mm时，铜片发生了首次屈曲；首次加载至+9mm时，铜片发生了断裂。而另一侧铜板摩擦片未出现屈曲和断裂。在加载滑移初期，断裂的一侧铜板摩擦片随中间钢板一起，即与接触的外侧盖板相对滑移、与中间钢板相对静止，发生往复拉伸与压缩；而未断裂的一侧没有随中间钢板一同滑移，即与中间钢板相对滑移、与接触的外侧盖板相对静止，没发生屈曲与断裂。在做阻尼器的滞回试验时可将铜片从中间断开，可避免这样的状况出现。而在该组试验中，由于各试件已经拼接完成，没有空间将摩擦片进行切割，而铜板摩擦片的屈曲、断裂对试验的性能并没有太大影响，故没有重新加工试件。

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\c-1\IMG_20170412_160215.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\c-1\IMG_20170413_140923.jpg |
| 1. 试件变形图 | 1. 盖板内侧表面 |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\c-1\IMG_20170413_140630.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\c-1\IMG_20170413_140645.jpg |
| 1. 中间钢板与断裂摩擦片接触表面 | 1. 中间钢板与未断裂摩擦片接触表面 |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\c-1\IMG_20170413_140745.jpg | C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1492426812(1).png |
| 1. 铜板摩擦片磨损侧 | 1. 铜板摩擦片未磨损侧 |
| 图2.8 试件DPS-1各组件加载后图像 | |

图2.8(a)为试件加载后变形图，可见试验后试件出现了明显的屈曲。图2.8(b)为两盖板内侧表面图，图中上方盖板是与断裂摩擦片接触的盖板，可明显看出表面的磨损，这是由于摩擦片与外盖板见的相互滑移造成的。图2.8(c)是两块中间板与断裂摩擦片接触的一侧表面图，由于摩擦片随长圆孔侧中间板滑动，摩擦片上的圆孔由螺栓的挤压变成长圆孔。摩擦片被挤压、“粘结”在螺栓孔壁内（见图2.9），摩擦片无法与中间钢板分开。下方中间板螺栓孔附近有轻微的磨损。图2.8(d)中间钢板与未断裂摩擦片接触表面图，由于摩擦片与中间钢板相对滑动，长圆孔侧可见明显的磨损，圆孔一侧只有轻微的磨损。图2.8(e)为铜板摩擦片磨损严重侧，可见明显的磨损。图2.8(f)为铜板摩擦片未磨损侧，表面光滑与试验前未见明显区别。此外，试件拆卸螺栓时，可见到一些由于表面磨损而产生的铜屑。

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\8.8M24\IMG_20170414_091759.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\8.8M24\IMG_20170414_091821.jpg |
| 图2.9 铜板摩擦片在螺栓孔内的“粘结” | |

* + 1. DPS-2试件

对于试件DPS-2，计算滑移摩擦力为F=146×0.3×2×2=175.2kN，取Fy=180kN，即前三圈加载以力控制幅值分别为60kN、90kN、180kN，从第四圈开始采用以位移控制加载。加载初期，没有发出声音，力-位移曲线也比较光滑。加载至3mm时出现了较大的“锤击声”，说明螺栓出现了首次滑移，其后在加载过程中持续发出较密集的“锤击声”，但在每圈的卸载初期没有声音，表明在这个时期螺栓没有滑移。±6mm加载的第一圈，从+6mm卸载至3.5mm，加载曲线出现毛刺。在加载至-15mm时，试件出现了首次屈曲，但屈曲不明显。这是由于该试件单侧只有两个螺栓，滑移力较低，受力较小没有发生明显的屈曲。至加载结束，试件已发生反复的屈曲，且螺栓滑移发出的响声一直延续到试验结束。

此外，在加载过程中单侧铜板摩擦片出现了屈曲和断裂，首次加载至-6mm时，铜片发生了首次屈曲；首次加载至+9mm时，铜片发生了断裂。而另一侧铜板摩擦片未出现屈曲和断裂。在加载滑移初期，断裂的一侧铜板摩擦片随中间钢板一起，即与接触的外侧盖板相对滑移、与中间钢板相对静止，发生往复拉伸与压缩；而未断裂的一侧没有随中间钢板一同滑移，即与中间钢板相对滑移、与接触的外侧盖板相对静止，没发生屈曲与断裂。

|  |  |
| --- | --- |
| C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1492434877(1).png | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\两个螺栓\IMG_20170413_135454.jpg |
| 1. 试件变形图 | 1. 盖板内侧表面 |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\两个螺栓\IMG_20170413_135919.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\两个螺栓\IMG_20170413_135902.jpg |
| 1. 中间钢板与断裂摩擦片接触表面 | 1. 中间钢板与未断裂摩擦片接触表面 |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\两个螺栓\IMG_20170413_140026.jpg | C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1492435785(1).png |
| 1. 铜板摩擦片磨损侧 | 1. 铜板摩擦片未磨损侧 |
| 图2.10 试件DPS-2各组件加载后图像 | |

图2.10(a)为试件加载后变形图，可见试验后试件出现了屈曲但不明显。图2.10(b)为两盖板内侧表面图，图中上方盖板是与断裂摩擦片接触的盖板，可明显看出表面的磨损，这是由于摩擦片与外盖板见的相互滑移造成的。图2.10(c)是两块中间板与断裂摩擦片接触的一侧表面图，由于摩擦片随长圆孔侧中间板滑动，摩擦片上的圆孔由螺栓的挤压变成长圆孔。摩擦片被挤压、“粘结”在螺栓孔内， 摩擦片无法与中间钢板分开。下方中间板螺栓孔附近有轻微的磨损。图图2.10(d)中间钢板与未断裂摩擦片接触表面图，由于摩擦片与中间钢板相对滑动，长圆孔侧可见明显的磨损，圆孔一侧只有轻微的磨损。图2.10(e)为铜板摩擦片磨损严重侧，可见明显的磨损。图2.10(f)为铜板摩擦片未磨损侧，表面光滑与试验前未见明显区别。此外，试件拆卸螺栓时，可见到一些由于表面磨损而产生的铜屑。

* + 1. DPS-3试件

对于试件DPS-3，计算滑移摩擦力为F=168×0.3×3×2=302.4kN，取Fy=300kN，即前两圈加载以力控制幅值分别为100kN、200kN，第三圈采用初始以力控制加载、终止以位移控制，即位移达到2.5mm时本周加载结束。第四圈以后采用位移控制加载。加载初期，没有发出声音，力-位移曲线也比较光滑。加载至3mm时出现了较大的“锤击声”，说明螺栓出现了首次滑移，其后在加载过程中持续发出较密集的“锤击声”，但在每圈的卸载初期和后期没有声音，表明在这个时期螺栓没有滑移。±6mm加载的第一圈，从+6mm卸载至3mm，加载曲线出现毛刺。在加载至-15mm时，试件出现了首次屈曲，但屈曲不明显。至加载结束，试件已发生反复的屈曲，且螺栓滑移发出的响声一直延续到试验结束。

此外，在加载过程中单侧铜板摩擦片出现了屈曲和断裂，首次加载至-6mm时，铜片发生了首次屈曲；首次加载至+9mm时，铜片发生了断裂。而另一侧铜板摩擦片未出现屈曲和断裂。在加载滑移初期，断裂的一侧铜板摩擦片随中间钢板一起，即与接触的外侧盖板相对滑移、与中间钢板相对静止，发生往复拉伸与压缩；而未断裂的一侧没有随中间钢板一同滑移，即与中间钢板相对滑移、与接触的外侧盖板相对静止，没发生屈曲与断裂。

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\8.8M24\IMG_20170414_090855 - 副本.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\8.8M24\IMG_20170414_091434 - 副本.jpg |
| 1. 试件变形图 | 1. 盖板内侧表面 |
| C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1492436953(1).png | C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1492437078(1).png |
| 1. 中间钢板与断裂摩擦片接触表面 | 1. 中间钢板与未断裂摩擦片接触表面 |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\8.8M24\IMG_20170414_091624.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\8.8M24\IMG_20170414_091701_1.jpg |
| 1. 铜板摩擦片磨损侧 | 1. 铜板摩擦片未磨损侧 |
| 图2.11 试件DPS-3各组件加载后图像 | |

图2.11(a)为试件加载后变形图，可见试验后试件出现了屈曲但不明显。图2.11(b)为两盖板内侧表面图，图中上方盖板是与断裂摩擦片接触的盖板，可明显看出表面的磨损，这是由于摩擦片与外盖板见的相互滑移造成的。图2.11(c)是两块中间板与断裂摩擦片接触的一侧表面图，由于摩擦片随长圆孔侧中间板滑动，摩擦片上的圆孔由螺栓的挤压变成长圆孔。摩擦片被挤压、“粘结”在螺栓孔内， 摩擦片无法与中间钢板分开。下方中间板螺栓孔附近有轻微的磨损。图2.11(d)中间钢板与未断裂摩擦片接触表面图，由于摩擦片与中间钢板相对滑动，长圆孔侧可见明显的磨损，圆孔一侧只有轻微的磨损。图2.11(e)为铜板摩擦片磨损侧，可见明显的磨损。图2.11(f)为铜板摩擦片未磨损侧，表面光滑与试验前未见明显区别。此外，试件拆卸螺栓时，可见到一些由于表面磨损而产生的铜屑。

* + 1. DPS-4试件

对于试件DPS-4，计算滑移摩擦力为F=200×0.3×3×2=360kN，取Fy=360kN，即前两圈加载以力控制幅值分别为120kN、240kN，第三圈采用初始以力控制加载、终止以位移控制，即位移达到2.5mm时本周加载结束。第四圈以后采用位移控制加载。加载初期，没有发出声音，力-位移曲线也比较光滑。加载至3.5mm时出现了较大的“锤击声”，说明螺栓出现了首次滑移，其后在加载过程中持续发出较密集的“锤击声”，但在每圈的卸载初期和后期没有声音，表明在这个时期螺栓没有滑移。±6mm加载的第一圈，从+6mm卸载至1mm，加载曲线出现毛刺。在加载至-12mm时，试件出现了首次屈曲，但屈曲不明显。在加载至-15mm时，试件出现明显的屈曲。至加载结束，试件已发生反复的屈曲，且螺栓滑移发出的响声一直延续到试验结束。

此外，在加载过程中两侧铜板摩擦片均出现了屈曲和断裂，首次加载至-6mm时，铜片发生了首次屈曲；首次加载至+9mm时，铜片发生了断裂。在加载滑移初期，两片铜板摩擦片随中间钢板一起，即与接触的外侧盖板相对滑移、与中间钢板相对静止，发生往复拉伸与压缩。

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\10.9M24\IMG_20170413_171806 - 副本.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\8.8M24\IMG_20170414_091435.jpg |
| 1. 试件变形图 | 1. 盖板内侧表面 |
| C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1494677079(1).png | C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1494677201(1).png |
| 1. 中间钢板与断裂摩擦片接触表面 | 1. 中间钢板与未断裂摩擦片接触表面 |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\c-1\IMG_20170413_140752.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\c-1\IMG_20170413_140830.jpg |
| 1. 铜板摩擦片磨损侧 | 1. 铜板摩擦片未磨损侧 |
| 图2.12 试件DPS-4各组件加载后图像 | |

图2.12(a)为试件加载后变形图，可见试验后试件出现了的屈曲不明显。图2.12(b)为两盖板内侧表面图，均可明显看出表面的磨损，这是由于摩擦片与外盖板见的相互滑移造成的。图2.12(c)是两块中间板与断裂摩擦片接触的一侧表面图，由于摩擦片随长圆孔侧中间板滑动，摩擦片上的圆孔由螺栓的挤压变成长圆孔。摩擦片被挤压、“粘结”在螺栓孔内，摩擦片无法与中间钢板分开。下方中间板螺栓孔附近有轻微的磨损。图2.12(d)中间钢板与未断裂摩擦片接触表面图，由于摩擦片与中间钢板相对滑动，长圆孔侧可见明显的磨损，圆孔一侧只有轻微的磨损。图2.12(e)为铜板摩擦片磨损侧，可见明显的磨损。图2.12(f)为铜板摩擦片未磨损侧，表面光滑与试验前未见明显区别。此外，试件拆卸螺栓时，可见到一些由于表面磨损而产生的铜屑。

* + 1. DPS-5试件

对于试件DPS-5，计算滑移摩擦力为F=146×0.3×2×3=262.8kN，取Fy=270kN，即前两圈加载以力控制幅值分别为100kN、200kN，第三圈采用初始以力控制加载、终止以位移控制，即位移达到2.5mm时本周加载结束。从第四圈开始采用以位移控制加载。由于该试件两侧螺栓孔均开长圆孔，滑移空间较大，采用不同的加载制度，加载目标为27mm。加载初期，没有发出声音，力-位移曲线也比较光滑。±6mm加载的第一圈，加载至4.3mm时出现了较大的“锤击声”，说明螺栓出现了首次滑移，其后在加载过程中持续发出较密集的“锤击声”，但在每圈的卸载初期没有声音，表明在这个时期螺栓没有滑移。±6mm加载的第一圈，从+6mm卸载至0.7mm，加载曲线出现毛刺。加载位移在18mm以内时，只有上部分连接发生滑移；加载至18mm时，试件的下部分连接开始滑移。负向加载至-23.5mm时，继续负向加载不再发出声音，是由于两块中间板接触无法继续滑移。继续加载试件发生了屈曲，但屈曲并不明显。

图2.13(a)为试件加载后变形图，可见试验后试件出现了的屈曲不明显。该试件的摩擦片是从中间断开的。从图2.13(b)-(f)可看出，上侧摩擦片与中间板、盖板均有相对滑移，摩擦片两侧磨损均比较严重；下侧摩擦片与中间钢板摩擦较严重，与外侧钢板摩擦较轻，摩擦片一侧磨损较严重、另一侧较轻；中间钢板上下侧均发生明显磨损。

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06两侧长圆孔\IMG_20170506_190611.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06两侧长圆孔\IMG_20170508_101227.jpg |
| 1. 试件变形图 | 1. 盖板内侧表面 |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06两侧长圆孔\IMG_20170508_101333.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06两侧长圆孔\IMG_20170508_101353.jpg |
| 1. 中间钢板接触表面1 | 1. 中间钢板接触表面2 |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06两侧长圆孔\IMG_20170508_101515.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06两侧长圆孔\IMG_20170508_101602.jpg |
| 1. 铜板摩擦片与中间钢板接触侧 | 1. 铜板摩擦片与盖板接触侧 |
| 图2.13 试件DPS-5各组件加载后图像 | |

* + 1. DPS-6试件

用黄铜作为摩擦片，在试件滑动过程中会发出较大的锤击声，在实际应用中阻尼器工作过程会造成使用者的恐慌。为了探究性能更优良的摩擦片，补充设计了采用铝合金作为摩擦片的试件。

对于试件DPS-6，计算滑移摩擦力为F=146×0.3×2×3=262.8kN，取Fy=270kN，即前两圈加载以力控制幅值分别为100kN、200kN，第三圈采用初始以力控制加载、终止以位移控制，即位移达到2.5mm时本周加载结束。从第四圈开始采用以位移控制加载。加载初期，没有发出声音，力-位移曲线也比较光滑。±6mm加载的第一圈，加载至4.5mm时出现了一声闷响，说明螺栓出现了首次滑移。其后在加载过程中不再发生任何声音，力-位移曲线也一直比较光滑。加载至-15mm试件发生了屈曲，但屈曲并不明显。

图2.14(a)为试件加载后变形图，可见试验后试件出现了的屈曲不明显。该试件的摩擦片是从中间断开的。从图2.14(b)-(f)可看出，外侧盖板与摩擦片均没有较明显的相对滑移，故盖板内侧表面未见明显磨损；中间钢板圆孔侧与摩擦片相对滑移不明显，故未见明显磨损；中间钢板长圆孔侧发生相对滑移，磨损也较明显。圆孔侧铝合金摩擦片两侧磨损均不明显。长圆孔侧与内钢板接触侧可见明显磨损，与盖板接触侧未见明显磨损。

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.05铝合金\IMG_20170505_142404.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.05铝合金\IMG_20170508_100143.jpg |
| 1. 试件变形图 | 1. 盖板内侧表面 |
|  | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.05铝合金\IMG_20170508_100344.jpg |
| 1. 中间钢板接触表面1 | 1. 中间钢板接触表面2 |
|  | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.05铝合金\IMG_20170508_100557.jpg |
| 1. 铝板摩擦片与中间钢板接触侧 | 1. 铝板摩擦片与盖板接触侧 |
| 图2.14 试件DPS-6各组件加载后图像 | |

## 各试件主要试验结果及对比分析

表2.2汇总了高强螺栓连接板滞回试验试件DPS-1~ DPS-6试验结果。表中“最大荷载”是指试件板件滑移前的最大荷载，“首次滑移荷载”是指试件板件第一次滑移时的荷载。从表中可以看出，各试件“最大荷载”均大于“首次滑移荷载”，这是由于接触面间的静摩擦力大于滑动摩擦力。以试件DPS-1作为基本试件，从表中可以看出，试件DPS-2滑移荷载明显低于试件DPS-1，说明螺栓个数越少，试件的滑移荷载越低；试件DPS-1、DPS-3、DPS-4的滑移荷载依次增大，说明螺栓的预紧力越大，试件的滑移荷载越高；试件DPS-5的滑移荷载与试件DPS-1相差不大，但滑移位移接近试件DPS-1的2倍，说明中间板两侧均开长圆螺栓孔的试件，相对于一侧长圆螺栓孔、一侧圆螺栓孔的试件，滑移荷载没有明显区别，但可以获得更大的滑移空间；试件DPS-6的滑移荷载略高于试件DPS-1，但铝合金作为摩擦片滑移稳定，且在滑移过程中不会发出巨响。试件DPS-1~ DPS-6的摩擦系数差别不大，为0.24~0.26。

表2.2 高强螺栓连接滞回试验试件结果汇总

|  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 最大荷载/kN | | 首次滑移荷载/kN | | 加载位移mm | 摩擦系数μ |
| 正向 | 反向 | 正向 | 反向 |
| DPS-1 | 273 | -202 | 218.0 | -141.7 | 15 | 0.249 |
| DPS-2 | 189 | -179 | 145.2 | -130.8 | 15 | 0.248 |
| DPS-3 | 327 | -301 | 260.6 | -223.0 | 15 | 0.258 |
| DPS-4 | 370 | -349 | 302.3 | -258.7 | 15 | 0.252 |
| DPS-5 | 229 | -226 | 210.2 | -188.7 | 27 | 0.240 |
| DPS-6 | 262 | -333 | 228.0 | -238.0 | 18 | 0.260 |
| 注：正向表示受拉，负向表示受压。 | | | | | | |

图2.15给出了各试件受拉和受压下的滑移荷载基本走势图，可以看出各试件的滑移荷载均有不同程度的退化。在加载初期1~2圈内退化较大，之后滑移荷载趋于稳定。各试件最终退化达到了27%~40%。

|  |
| --- |
|  |
| 图2.15 各试件滑移荷载随循环圈数变化图 |

高强螺栓连接各试件滞回试验的滞回曲线如图2.16所示。从滞回曲线也可以看出滑移荷载随循环次数的退化，并可以反映出试件在加载后期螺栓与螺栓孔接触后的承载力强化。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
|  |  |
|  |  |
| 图2.16 各试件滞回曲线图  注：试件DPS-1~DPS-5的滞回曲线经过MATLAB处理去除“毛刺” | |

## 本章小结

1. 总的来看，高强螺栓连接试件的滞回曲线均较为饱满，表现出了良好的滞回性能。
2. 采用铝合金摩擦片的性能优于黄铜摩擦片：铝合金摩擦片滑移过程中滑移荷载稳定、力-位移曲线光滑，不发出巨响，在应用中不会引起使用者的恐慌；而黄铜摩擦片滑移过程中滑移荷载不稳定、力-位移曲线表现出“毛刺”，且滑移过程会发出巨大的“锤击声”。
3. 螺栓个数、螺栓预紧力大小和中间板开孔形式，对试件的计算摩擦系数无明显影响；铝合金摩擦片摩擦系数略高于黄铜摩擦片。
4. 试件高强螺栓连接个数越少，试件的滑移荷载越低。试件高强螺栓连接预紧力越大，试件的滑移荷载越高。中间板两侧均开长圆螺栓孔的试件，相对于一侧开长圆螺栓孔、一侧开圆螺栓孔的试件，滑移荷载无明显区别，但可以获得更大的滑移空间。
5. 各试件承载力出现了不同程度的退化，最终滑移荷载比最大滑移荷载的降低达到了27%~40%。
6. 得到使用黄铜摩擦片的各试件的平均摩擦系数为0.25。

# 新型摩擦型转动阻尼器的循环加载试验研究

本章设计了四个新型摩擦型转动阻尼器试件，将其通过高强螺栓连接到加载梁和固定支座进行循环加载试验，以研究阻尼器的滞回性能。本试验在同济大学土木工程防灾国家重点实验室进行。

## 试件设计

|  |
| --- |
|  |

(a) 试件PB-BASE (b) PFW-BASE (c) PSW-BASE (d) AW-BASE

图3.1 新型摩擦型转动阻尼器

该阻尼器的耗能部位为下翼缘高强螺栓拼接处。断开的下翼缘上，一侧开普通螺栓孔，另一侧开长圆螺栓孔通过高强螺栓连接盖板，并在盖板和翼缘之间增加摩擦片，提高阻尼器的耗能性能；腹板处断开，通过高强螺栓连接腹板盖板；上翼缘不断开，并通过高强螺栓连接盖板，或焊接盖板，或焊接角钢，提高阻尼器的刚度。梁段两侧焊接端板，端板上开螺栓孔，以与梁柱进行连接。试件的钢材采用Q235普通钢，梁截面尺寸为H350×200×8×12。下翼缘盖板厚度为10mm。

1. 试件PB-BASE。该试件的上翼缘上下侧，通过高强螺栓连接盖板，上盖板厚度为10mm，下盖板厚度20mm。如图3.1(a)。
2. 试件PFW-BASE。该试件的上翼缘下侧，焊接盖板，盖板厚度为20mm。焊缝采用角焊缝。如图3.1(b)。
3. 试件PSW-BASE。该试件的上翼缘下侧，焊接盖板，盖板厚度为20mm。焊缝采用角焊缝，并加塞焊。如图3.1(c)。
4. 试件AW-BASE。该试件的上翼缘下侧，焊接角钢，角钢尺寸L40×40x5。焊缝采用单侧坡口焊。此试件腹板不通过盖板连接。如图3.1(d)。

各试件参数详见表3.1。

表3.1 新型摩擦型转动阻尼器滞回试验试件参数汇总

|  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 上翼缘加强形式 | 单侧螺栓个数 | 螺栓等级 | 螺栓直径 |
| PB-BASE | 上下侧盖板，螺栓连接 | 6 | 8.8 | 22 |
| PFW-BASE | 下侧盖板，角焊缝连接 | 6 | 8.8 | 22 |
| PSW-BASE | 下侧盖板，角焊缝加塞焊 | 6 | 8.8 | 22 |
| AW-BASE | 下侧角钢，角焊缝连接 | 6 | 8.8 | 22 |

## 试验方案

* + 1. 试验装置

整个试验装置包括5个主要部分：阻尼器试件、固定支座、加载梁、作动器、反力架。阻尼器用高强螺栓固定于固定支座、加载梁上，形成梁柱节点。固定支座作为节点的柱，通过地锚锚固于地面；加载梁于阻尼器构成节点的梁，同时作动器加载端，通过连接头与加载梁翼缘预留的螺栓孔连接，作动器另一端通过连接头连接在反力架上。试验装置示意图如图3.2所示。试验装置的照片如图3.3所示。

|  |
| --- |
|  |

图3.2 试验装置示意图

|  |
| --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.23-坏掉的那个\IMG_20170420_140620.jpg  加载梁  试件  作动器  固定支座 |

图3.3 试验装置

* + 1. 测点布置
       1. 位移计布置

位移计的布置如图3.4所示。

若要测得阻尼器的转角，需测量阻尼器下翼缘开口处的相对位移。

阻尼器的转角计算公式应为：

（3.1）

式中，为阻尼器开口处的相对位移，为竖向位移计3、位移计4的测得的相对位移的平均值；H为阻尼器上翼缘中线处到下翼缘中线处的高度。

若要测得梁柱节点的转角，需了解梁柱连接节点的意义。钢结构梁柱连接节点，其中连接是指梁柱之间结合的方式、方法，例如螺栓连接、焊接和插销连接等；而节点是指，结构中的某一部分，既包括了连接部位，也包括一部分的梁柱构件。所以节点的转角不能简单地理解为连接部位的相对转动，不仅要包括连接部位的变形，还应包括梁柱响应区域的变形，及节点域的变形。节点转角的测量方法有很多种，包括：挠度法、梁柱相对变形法、倾角差值法、经验公式法测量（节点域变形）、利用核心区侧面和顶面的位移差（节点域变形）[48]。本文采用挠度法测量梁柱节点转角。梁柱连接发生向东转动，直接回导致梁上各点位移的变化。但梁位移的产生并不全是梁相对转角产生的。梁上各点位移的组成包括四部分：（1）梁的弹性变形，可由材料力学公示求得；（2）柱的整体变形；（3）节点域的剪切变形；（4）梁柱的连接变形，本文的试验中指阻尼器的变形。根据节点的转角定义，节点转角只包括上述第三项和第四项。

梁柱节点相对转角的计算公式应为：

（3.2）

式中，为梁上某一点产生的挠度，为梁上某一点的理想弹性挠度值，L为梁上测点距离柱轴线的距离。本试验中，试件底部被完全固定，忽略柱的整体变形。

测量值为图中位移计5、位移计7测得位移的差值。

|  |
| --- |
|  |

图3.4 位移计布置

对于悬臂梁，忽略梁剪切变形引起的位移，只计算弯曲变形引起的弹性挠度，公式如下：

（3.3）

* + - 1. 应变片布置

图3.5~图3.6为试件的应变测点布置，测点布置在下翼缘、腹板的拼接板和上翼缘的加强构件上，目的是为了测量拼接板及加强构件上的应力过渡情况。

|  |
| --- |
|  |

(a) 下翼缘盖板 (b) 腹板盖板 (c) 试件AW-BASE腹板

图3.5 应变片布置

下翼缘拼接板上的应变片为沿梁的长度方向的单向应变片，上下拼接板均贴应变片；试件PB-BASE、PFW-BASE、PSW-BASE腹板拼接板贴三向应变花，仅在一侧的拼接板上贴；试件AW-BASE腹板一侧贴三向应变花。如图3.5。

试件PB-BASE、PFW-BASE、PSW-BASE、AW-BASE的上翼缘加强构件的应变片布置见图3.6。

|  |
| --- |
|  |

(a) PB-BASE (b) PFW-BASE (c) PSW-BASE (d) AW-BASE

图3.6 上翼缘加强构件应变片布置

* + 1. 加载制度

（1）预加载

首先，观察所有测量仪器，将初始读数置为零。在梁端先施加20%滑移荷载的水平力，然后卸载到零，再反向施加同样大小的荷载，同样卸载到零。这样重复两次，在预加载的过程中，观察每级荷载下的测点通道，以保证：

1. 所有位移、应变随着荷载的增加而呈线性变化；
2. 当卸载为零时，所有读数为初始读数。

（2）正式加载

在阻尼器滑移之前，采用位移控制加载，采用位移控制加载。试件PFW-BASE、PSW-BASE、AW-BASE加载制度如图3.7(a)所示；试件PB-BASE采用加载制度不同于其他三个试件如图3.7(b)所示。

|  |  |
| --- | --- |
| (a) | (b) |

图3.7 试验加载制度

## 试验现象及结果

* + 1. 试验现象

1. 试件PB-BASE

试件PB-BASE采用了不同其他三个试件的加载制度：分四级加载，第一级采用力加载，加载幅值为±75kN。第二级直接加载至±50mm，循环两圈；第三级加载至±65mm，循环两圈；第四级加载至±75mm，循环5圈。第二级加载过程中，在加载至14mm，发生滑移，此时没有发出声音；位移卸载过程中再次滑移时，同时发出巨大的“锤击声”；在此后的试验过程中，除卸载的初期没有滑移、没有巨响，“锤击声”一直伴随滑移出现。随着循环次数的增加，“锤击声”逐渐变小，能够反映接触面表面出现了磨损，此时的滑移荷载降低。

|  |  |
| --- | --- |
| C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1494916234(1).png | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\过程\IMG_20170428_154310.jpg |
| 1. 阻尼器PB-BASE | 1. 下翼缘与盖板相对滑移 |
| C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1494916652(1).png F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170429_100547.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170429_100645.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170430_150616.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170430_150616.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170429_142014.jpg | |
| 1. 下翼缘、下翼缘盖板、黄铜摩擦片试验后表面状况 | |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170429_100707.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170429_100806.jpg | C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1494935829(1).png C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1494935829(1).png |
| 1. 腹板连接处试验后表面状况 | 1. 腹板盖板试验后表面状况 |
| 图3.8 试件PB-BASE整体图及各组件图 | |

图3.8是试件PB-BASE整体图及各组件图，(a)是阻尼器整体图，(b)图体现了试验过程中的相对滑移，(c)图从左到右分别是下翼缘外侧、下翼缘内侧、外侧盖板、内侧盖板、黄铜摩擦片试验后表面，(d)是腹板连接处试验后表面，(e)是腹板盖板试验后表面。图中可以看出试件表面及摩擦片表面均出现了磨损，但腹板连接处处磨损不明显。其中长圆孔侧外的黄铜摩擦片被挤压、与下翼缘螺栓孔壁“粘结”在一起。

1. 试件PFW-BASE

试件PFW-BASE采用的加载制度为：采用位移记载，分九级加载，加载位移分别为5mm、10mm、20mm、30mm、40mm、50mm、60mm、70mm、80mm，1~4级循环一圈，5~9级循环两圈。第三级加载过程中，在加载至15.8mm时，发生滑移，同时发出巨大的“锤击声”；位移卸载过程中再次滑移时，伴随巨大的“锤击声”；在此后的试验过程中，除卸载的初期没有滑移、没有巨响，“锤击声”一直伴随滑移出现。随着循环次数的增加，“锤击声”逐渐变小，能够反映接触面表面出现了磨损，此时的滑移荷载降低。加载最后一级，正向加载位移超过75mm、负向加载位移超过-72mm时，“锤击声”不再出现，说明此时试件不再滑移；螺杆与试件孔壁接触，滞回曲线表现出强化段。

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06-PFW-20\过程\IMG_20170506_134518.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06-PFW-20\过程\IMG_20170506_154714.jpg |
| 1. 阻尼器PFW-BASE | 1. 下翼缘与盖板相对滑移 |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06-PFW-20\试验后\IMG_20170511_100839.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\试验后\IMG_20170523_201540 - 副本.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\试验后\IMG_20170506_155121 - 副本.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06-PFW-20\试验后\IMG_20170511_101235.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06-PFW-20\试验后\IMG_20170511_101235.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06-PFW-20\试验后\IMG_20170511_101651.jpg | |
| 1. 下翼缘、下翼缘盖板、黄铜摩擦片试验后表面状况 | |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06-PFW-20\试验后\IMG_20170511_101028.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06-PFW-20\试验后\IMG_20170511_101015.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06-PFW-20\试验后\IMG_20170511_101503.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\05.06-PFW-20\试验后\IMG_20170511_101503.jpg |
| 1. 腹板连接处试验后表面状况 | 1. 腹板盖板试验后表面状况 |
| 图3.9 试件PFW-BASE整体图及各组件图 | |

图3.9是试件PFW-BASE整体图及各组件图，(a)是阻尼器整体图，(b)图体现了试验过程中的相对滑移，(c)图从左到右分别是下翼缘外侧、下翼缘内侧、外侧盖板、内侧盖板、黄铜摩擦片试验后表面，(d)是腹板连接处试验后表面，(e)是腹板盖板试验后表面。图中可以看出试件表面及摩擦片表面均出现了磨损，但腹板连接处处磨损不明显。其中长圆孔侧外侧的黄铜摩擦片被挤压、与下翼缘螺栓孔壁“粘结”在一起。

1. 试件PSW-BASE

试件PSW-BASE采用与试件PB-BASE试件相同的加载制度。第三级加载过程中，在加载至13mm时，发生滑移，位移卸载过程中再次滑移，此时没有发出声音；第四级加载再次滑移时，伴随巨大的“锤击声”； 在此后的试验过程中，除卸载的初期没有滑移、没有巨响，“锤击声”一直伴随滑移出现。随着循环次数的增加，“锤击声”逐渐变小。加载最后一级，正向、负向加载位移分别超过70mm、-70mm时，“锤击声”不再出现，说明此时试件不再滑移；螺杆与试件孔壁接触，滞回曲线表现出强化段。

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\过程\IMG_20170430_112921.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\过程\IMG_20170430_154351.jpg |
| 1. 阻尼器PSW-BASE | 1. 下翼缘与盖板相对滑移 |
| C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\WeChat Files\514338849821549468.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\试验后\IMG_20170506_155121.jpg C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\WeChat Files\762678682211327878.jpg  C:\Users\HYF\AppData\Local\Temp\1494923955(1).png F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\试验后\IMG_20170506_160608.jpg | |
| 1. 下翼缘、下翼缘盖板、黄铜摩擦片试验后表面状况 | |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\试验后\IMG_20170506_155205.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\试验后\IMG_20170506_155205-2.png | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\试验后\IMG_20170506_155758.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\试验后\IMG_20170506_155758.jpg |
| 1. 腹板连接处试验后表面状况 | 1. 腹板盖板试验后表面状况 |
| 图3.10 试件PSW-BASE整体图及各组件图 | |

图3.10是试件PSW-BASE整体图及各组件图，(a)是阻尼器整体图，(b)图体现了试验过程中的相对滑移，(c)图从左到右分别是下翼缘外侧、下翼缘内侧、外侧盖板、内侧盖板、黄铜摩擦片试验后表面，(d)是腹板连接处试验后表面，(e)是腹板盖板试验后表面。图中可以看出试件表面及摩擦片表面均出现了磨损，但腹板连接处处磨损不明显。其中长圆孔侧前后侧的黄铜摩擦片被挤压、与下翼缘螺栓孔壁“粘结”在一起。

1. 试件AW-BASE

试件AW-BASE采用与试件PB-BASE试件相同的加载制度。第三级加载过程中，在加载至13mm时，发生滑移，位移卸载过程中再次滑移，此时没有发出声音；第四级加载再次滑移时，才伴随巨大的“锤击声”；在此后的试验过程中，除卸载的初期没有滑移、没有巨响，“锤击声”一直伴随滑移出现。随着循环次数的增加，“锤击声”逐渐变小。加载至第八级、第九级，正向、负向加载位移分别超过66mm、-63mm时，“锤击声”不再出现，说明此时试件不再滑移；螺杆与试件孔壁接触，滞回曲线表现出强化段。

|  |  |  |
| --- | --- | --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.29-AW-20\过程\IMG_20170429_140817.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.29-AW-20\过程\IMG_20170429_135729.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.29-AW-20\过程\IMG_20170429_140644.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.29-AW-20\过程\IMG_20170429_140654.jpg |
| 1. 阻尼器AW-BASE | 1. 下翼缘与盖板相对滑移 | 1. 上下翼缘变形 |

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.29-AW-20\试验后\IMG_20170523_201411 - 副本.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.29-AW-20\试验后\IMG_20170523_201650 - 副本.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.29-AW-20\试验后\IMG_20170523_201625 - 副本.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170430_150616 - 副本.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170430_150601 - 副本.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.29-AW-20\试验后\IMG_20170430_153142.jpg | |
| 1. 翼缘、下翼缘盖板、黄铜摩擦片试验后表面状况 | |
| F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170429_100707 - 副本.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.28-PB-20\试验后\IMG_20170429_100806 - 副本.jpg | F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\试验后\IMG_20170506_155756 - 副本 - 副本.jpg F:\课题 2016-11\f---试验\试验图\04.30-PSW-20\试验后\IMG_20170506_155756 - 副本.jpg |
| 1. 腹板连接处试验后表面状况 | 1. 腹板盖板试验后表面状况 |
| 图3.11 试件AW-BASE整体图及各组件图 | |

图3.11是试件AW-BASE整体图及各组件图，(a)是阻尼器整体图；(b)图体现了试验过程中的相对滑移；(c)图是位移较大时上翼缘和下翼缘变形图，图中可以看出上下翼缘发生了屈曲；(d)图从左到右分别是下翼缘外侧、下翼缘内侧、外侧盖板、内侧盖板、黄铜摩擦片试验后表面；(e)是腹板连接处试验后表面，(f)是腹板盖板试验后表面。图中可以看出试件表面及摩擦片表面均出现了磨损，但腹板连接处处磨损不明显。可以看出，试件AW-BASE的刚度、承载力低于其他试件，是由于腹板处没有通过盖板连接。

* + 1. 试验结果

图3.12是各试件滞回曲线。以阻尼器下翼缘开口处的相对位移作为横坐标、阻尼器开口处的弯矩值作为纵坐标。滞回曲线表现出了比较饱满，接近矩形。在加载后期滞回曲线表现出了强化段。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
|  |  |
| 图3.12 各试件滞回曲线图  注：横坐标是阻尼器开口处相对位移，纵坐标是阻尼器开口处的截面弯矩。 | |

将各试件首次加载曲线和滞回曲线上每次循环的峰值点（各峰值点荷载、位移取对应循环正、负方向荷载-位移曲线上最大值绝对值的平局值）连接起来，可得到其骨架曲线。图3.13给出了各试件骨架曲线，可以看出试件在滑移完成后，会有一段上升段，试件的承载力还有一定的提高空间。

|  |
| --- |
|  |
| 图3.13 各试件骨架曲线图 |

表3.2为阻尼器滞回试验各试件结果汇总。

表3.2 阻尼器滞回试验各试件结果汇总

|  |  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 首次滑移荷载/kN·m | | 初始刚度  /*K*i/×104 kN·m·rad-1 | | 转角/rad | | 耗能系数 |
| 正向 | 反向 | 正向 | 反向 | 正向 | 反向 | 最大 |
| PB-BASE | 127.6 | 142.6 | 9.88 | 9.96 | 0.046 | 0.063 | 3.49 |
| PFW-BASE | 129.9 | 143.2 | 10.05 | 10.25 | 0.052 | 0.055 | 3.34 |
| PSW-BASE | 132.4 | 148.6 | 10.78 | 11.27 | 0.054 | 0.051 | 3.37 |
| AW-BASE | 111.3 | 115.3 | 8.68 | 9.20 | 0.055 | 0.052 | 3.32 |
| 注：正向表示阻尼器推力，开口增大；负向表示阻尼器拉力，开口减小。 | | | | | | | |

试件的“首次滑移荷载”表示试件首次发生滑移时的荷载。

试件的“转角”是指试验中施加的最大位移下阻尼器处的最大转角。

试件的“初始转动刚度”可利用下式计算得到。

（3.4）

*M、*是在弹性状态下（0.6）的阻尼器处的弯矩、转角，利用第3.2.2节中计算阻尼器相对转角的方式得到各阻尼器的相对转角记做。

耗能能力是评价阻尼器抗震性能的一个重要指标，用能量耗散系数来衡量试件的耗能能力。根据《抗震试验方法规程》（JGJ 101-96）要求，能量耗散系数（“耗能系数”）的计算公式为：，各字母如图3.14中所表示。

|  |
| --- |
|  |
| 图3.14 滞回曲线 |

## 试验结果分析

本章第2节给出了本文所研究的新型摩擦型转动阻尼器的滞回曲线及各项性能参数，本节对本章第1,2节的试验现象、试验结果进行分析。为与文献《长圆孔变型性高强螺栓节点抗震性能试验研究》[29]（以下称作研究1）以及日本学者所提出的安装摩擦阻尼器的削弱型耗能梁柱节点[30, 31]（以下称作研究2）的性能进行对比，进而得出本文所研究的阻尼器优劣势，本节也需要对安装本文所研究阻尼器的梁柱节点的性能进行分析。

* + 1. 受力性能

观察各试件在循环加载下的滞回曲线、骨架曲线，可以看出阻尼器的受力分为三个阶段：弹性阶段、滑移阶段、孔壁挤压阶段。阻尼器下翼缘拼接区相对滑移阶段体现在滞回曲线的水平段；螺栓和孔壁相互接触体现在滞回曲线的强化段。各试件分别加载至14mm、15.8mm、13mm、13mm时，阻尼器下翼缘拼接区出现相对滑移，即阻尼器从弹性阶段进入滑移阶段。

1. 试件PB-BASE在±65mm这一加载级的第一圈，加载50mm、-50mm时，滞回曲线表现出强化段，但根据试验表现此时拼接区相对滑移并没有停止，同时本级加载的第二圈没有表现出强化段，出现这种现象的原因是该级加载的第一圈，螺栓和铜板摩擦片的相互挤压以及未出现磨损段的摩擦力此时较大。加载至75mm、-75mm试件才表现出明显的强化，结合试验现象，此时阻尼器从滑移阶段进入孔壁挤压阶段。
2. 试件PFW-BASE在±40mm这一加载级的第一圈，加载至30mm、-30mm时，滞回曲线表现出强化段，但根据试验表现此时拼接区相对滑移并没有停止，同时本级加载的第二圈没有表现出强化段，此后每一加载级的第一圈都表现出强化、第二圈没有表现出强化，出现这种现象的原因和PB-BASE试件相同。加载至75mm、-72mm试件才表现出明显的强化，结合试验现象，此时阻尼器从滑移阶段进入孔壁挤压阶段。
3. 试件PSW-BASE在±30mm这一加载级，加载至18mm、-20mm时，滞回曲线表现出强化段，但根据试验表现此时拼接区相对滑移并没有停止，此后每一加载级的第一圈都表现出强化、第二圈没有表现出强化，出现这种现象的原因和PB-BASE试件相同。加载至70mm、-70mm试件才表现出明显的强化，结合试验现象，此时阻尼器从滑移阶段进入孔壁挤压阶段。
4. 试件AW-BASE在±60mm这一加载级，加载至50mm、-50mm时，滞回曲线表现出强化段，但根据试验表现此时拼接区相对滑移并没有停止，此后每一加载级的第一圈都表现出强化、第二圈没有表现出强化，出现这种现象的原因和PB-BASE试件相同。但该试件强化段出现比其他试件较晚，是因为铜板摩擦片的圆孔没有发生挤压变形，通过试验后摩擦片图像可以验证。加载至66mm、-63mm试件才表现出明显的强化，结合试验现象，此时阻尼器从滑移阶段进入孔壁挤压阶段。

各试件滞回环的水平段随着循环圈数的增加一圈圈地变低，即阻尼器的滑移荷载出现了退化。滑移荷载的大小取决于摩擦面的摩擦系数和高强螺栓的预拉力，随着循环圈数的增加，拼接板被拉薄、摩擦表面发生磨损，造成螺栓的预拉力不断降低；由于摩擦表面的磨损，摩擦面的摩擦系数也会变低。滑移的第二圈相对滑移的第一圈退化相对于之后每圈之间的相对退化较大，最终各试件的承载力退化分别达到了37%、33%、28%、37%。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
|  |  |

图3.15 各试件承载力退化曲线

图3.15为各试件承载力退化曲线，图中纵坐标M/Mini为每圈加载的荷载M与第一圈滑移荷载Mini的比值。从图中可以看出，退化发生在加载的全过程，但循环初期荷载退化较明显，后期曲线平缓退化较慢。

将本文阻尼器承载力退化与研究1、研究2的承载力退化进行对比，结果汇总于表3.3。

表3.3 各试件承载力退化

|  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 本文(1) | 研究1 | | 研究2 | |
| 节点(2) | 对比((2-1)/1) | 节点(3) | 对比((3-1)/1 |
| PB-BASE | 37% | ≈37% | 0% | 19% | -48.6% |
| PFW-BASE | 33% | 12.1% | -42.4% |
| PSW-BASE | 28% | 32.1% | -32.1% |
| AW-BASE | 37% | 0% | -48.6% |

从表3.3中可以看出在承载力退化方面，本文所研究的阻尼器没有明显优势。

各试件滞回曲线的不关于原点对称。例如试件PB-BASE相较于其他试件，正向的上升段出现的较早，负向的上升段出现的较晚，负向最大位移大于正向，这是由于安装中螺栓位置的误差造成的。

试件PB-BASE、PFW-BASE、PSW-BASE的滑移承载力顺次有所提高，但提高不大。即采用高强螺栓连接盖板（试件PB-BASE）、角焊缝焊接盖板（试件PFW-BASE）、角焊塞焊混合焊接盖板（试件PSW-BASE）的形式加强上翼缘的阻尼器，滑移荷载依次增加但幅值不大，分别在在3%、4%。而试件AW-BASE滑移承载力小于其他三个试件，是其他三个试件的85%。这是由于该试件的腹板断开处未通过盖板连接造成的承载力降低，在本文第5.2.5节中通过有限元研究验证了此猜想。

* + 1. 刚度及刚度退化

计算梁柱节点弹性刚度理论值，公式（3.5）是假设梁连续、无阻尼器时的端板连接梁柱节点的弹性刚度，与试验值进行对比。文献[30]给出了安装摩擦阻尼器的削弱型梁柱节点弹性刚度试验值、假定梁连续得到的理论计算值，对比本文与文献值，结果汇总于表3.4。

*R*为节点的转动刚度[49]：

（.5）

其中为节点域的转动刚度，为节点的梁柱间连接的转动刚度，

（.6）

（.7）

表3.4 各试件刚度

|  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 阻尼器初始刚度  /*K*i/×104 kN·m·rad-1 | 弹性刚度试验值/弹性刚度理论值 | | 对比  ((1-2)/2) |
| 本文值(1) | 研究2(2) |
| PB-BASE | 9.92 | 1.18 | 1.09 | 8.3% |
| PFW-BASE | 10.15 | 1.20 | 10.1% |
| PSW-BASE | 11.03 | 1.23 | 12.8% |
| AW-BASE | 8.94 | 1.10 | 0.9% |
| 注：阻尼器初始刚度为正负向平均刚度平均值 | | | | |

观察表3.4各结果表明安装阻尼器的节点较连续无阻尼器梁柱节点的弹性刚度反而有所提升。安装摩擦阻尼器的削弱型梁柱节点弹性刚度比相同截面的连续无阻尼器梁柱节点提高9%，本文试件PB-BASE、PFW-BASE、PSW-BASE比相同截面的连续无阻尼器梁柱节点提高18%~23%，试件AW-BASE仅提高10%。可见，在腹板通过拼接板连接的情况下，本文提出的阻尼器构造更有利于提高节点刚度。此外试件PB-BASE、PFW-BASE、PSW-BASE阻尼器刚度、节点刚度依次增加，但增加幅值不大；试件AW-BASE由于腹板断开处未通过盖板连接，对阻尼器和节点造成的刚度影响较明显，其刚度明显小于其他几个试件。

刚度退化反映了试件在低周反复荷载下刚度随荷载循环次数的增加而降低，可取同一位移幅值下的平均折算环线刚度来衡量：

（.8）

式（3.8）中，当加载位移为时，表示第i次循环的荷载峰值，表示第i次循环的峰值位移，n为循环次数。

|  |
| --- |
|  |

图3.16 各试件环线刚度退化曲线

从各试件环线刚度退化曲线来看，屈服前刚度退化较快，屈服之后刚度退化变慢。各试件最终刚度在屈服刚度的50%左右。

表3.5汇总了本文及研究1、研究2各试件的刚度退化，可以看出，与研究1相比，本文试件的刚度退化情况没有明显优势，但相对于研究2，本文试件的刚度退化情况具有显著优势。

表3.5 安装阻尼器的梁柱节点各试件刚度退化

|  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 本文刚度退化(1) | 研究1刚度退化 | 研究2 | |
| 刚度退化(2) | 对比((2-1)/1 |
| PB-BASE | 47% | 50%~60% | ≈70% | 49% |
| PFW-BASE | 49% | 43% |
| PSW-BASE | 50% | 40% |
| AW-BASE | 53% | 32% |

* + 1. 转动能力

对于一个可靠的梁柱连接耗能体系，FEMA指南要求刚性连接试件在破坏时的塑性转角能够达到0.03rad[50]，这里的塑性转角是指梁端塑性位移除以梁的长度。本节考察安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点的转动能力，并与研究1、研究2的转动能力进行对比。

表3.6 安装阻尼器的梁柱节点各试件转动能力

|  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 本文转角/rad | | 研究1 | | 研究2 | |
| 正向(1) | 反向(2) | 转角(3) | 对比  ([ave(1,2)-3]/3) | 转角(4) | 对比  ([ave(1,2)-4]/4) |
| PB-BASE | 0.077 | 0.071 | 0.053 | 39.6% | 0.04 | 85.0% |
| PFW-BASE | 0.077 | 0.072 | 40.6% | 86.3% |
| PSW-BASE | 0.081 | 0.074 | 46.2% | 93.8% |
| AW-BASE | 0.082 | 0.077 | 50.0% | 98.7% |
| 注：1.表中研究1转角采用试验值，试验加载到试件破坏  2.表中研究2转角采用有限元值，因为试验值仅加载到0.02 | | | | | | |

本文塑性转角采用与研究1文献[29]中相同的计算方法：为考虑到阻尼器与固定支座那段梁的变形，在计算梁端塑性转角的时候，使用加载点处和断开处位移差：

（3.9）

式中，*u*1为加载点上下翼缘的平均位移，*u*2为阻尼器断开处上下翼缘的平均位移，*L*为加载点至阻尼器断开位置处的长度。

研究2的文献[30]试验研究加载级仅为0.02rad，试件没有发生破坏，但研究2的文献[30]对试件进行了有限元数值模拟，并与试验研究进行了对比，结果表明有限元与试验吻合较好，故此处可采用文献[30]的有限元数值模拟结果。

从表3.6中可以看出，本文设计的新型摩擦型转动阻尼器试件的塑性转角，满足FEMA指南的塑性转角最低要求。相比研究1，本文设计的阻尼器的塑性转角也有较大的提高。研究2有限元模拟加载至0.04rad，试件开口处出现应力集中，应力已经达到了应力极限值，在反复荷载作用下此处极易发生断裂，这有可能是研究2试验研究加载幅值较低的原因。故对比研究2，本文设计的阻尼器的转动能力有显著的提高。

* + 1. 延性

延性是结构或构件屈服后的后期变形能力，通常用位移延性系数来衡量。位移延性系数用试件的极限位移与屈服位移（梁进入塑性或螺栓滑移时对应的位移）之比来确定。本文各试件以及研究1、研究2延性系数见表3.7。

表3.7 安装阻尼器的梁柱节点各试件延性系数

|  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 位移延性系数 | 研究1 | 研究2 |
| PB-BASE | ＞5.36 | 5.56 | 4.14 |
| PFW-BASE | ＞5.06 |
| PSW-BASE | ＞6.15 |
| AW-BASE | ＞6.15 |
| 注：1.表中研究1转角采用试验值，试验加载到试件破坏  2.表中研究2转角采用有限元值，因为试验值仅加载到0.02 | | | |

本文的极限位移取停止加载时的位移值，研究1的极限位移取因试件破坏而被迫停止加载时的位移值。与研究1相比，虽延性没有表现出明显的优势，但研究1试件停止加载时，翼缘连接板屈曲、梁端变形过大且试件发生扭转，本文试件停止加载时，试件虽已进入强化段，但并未加载至破坏，也未出现过大的变形。研究2取荷载下降至最大荷载的85%时对应的位移值，本文试验停止加载时显然还未下降至最大荷载的85%。故本文的延性能力与研究2相比有明显优势。

* + 1. 耗能能力

耗能能力是指结构或构件在地震作用下发生塑性变形、吸收能量的重要指标，用耗能系数来表示试件的耗能能力。研究1《长圆孔变型性高强螺栓节点抗震性能试验研究》[29]通过试验得到了耗能节点的耗能系数，研究2[31]通过有限元计算出了安装日本Tomokazu学者所提出的摩擦阻尼器[30]的刚性连接节点的耗能系数，

表3.8 各试件耗能能力

|  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 本文耗能系数 | | 研究1 | | 研究2 | |
| 阻尼器 | 节点(1) | 节点(2) | 对比((1-2)/2) | 节点(3) | 对比((1-3)/2) |
| PB-BASE | 3.49 | 3.43 | 2.09 | 64.1% | 3.19 | 7.5% |
| PFW-BASE | 3.34 | 3.33 | 59.3% | 4.4% |
| PSW-BASE | 3.37 | 3.32 | 58.9% | 4.1% |
| AW-BASE | 3.32 | 3.29 | 57.4% | 3.1% |

从表中可以看出，本文所研究的安装新型阻尼器的节点试件耗能系数明显优于研究1。其耗能系数与研究2的耗能系数相差不大，但研究2给出的是有限元结果，试验结果可能会略低于有限元结果，说明较研究2研究的阻尼器，本文研究的新型阻尼器在提高试件承载力、初始刚度下，不会对试件的耗能能力造成影响。试件PB-BASE、PFW-BASE、PSW-BASE的耗能能力略高于试件AW-BASE试件的耗能能力，是由于前三者腹板断开处通过盖板连接，后者腹板断开处未通过盖板连接，故前者试件刚度大于后者，滞回曲线更饱满、更接近与矩形。

图3.17是各试件耗能系数随循环圈数变化趋势图。各试件的耗能系数都是先增大后减小，螺栓开始滑移之后试件的耗能能力有了明显的提升。

|  |
| --- |
|  |
| 图3.17 各试件耗能系数变化趋势图 |

* + 1. 试验结果小结

本文所研究的新型摩擦型转动阻尼器虽然仍然存在目前摩擦型阻尼器普遍存在的承载力退化问题，但解决了现有的摩擦型转动耗能节点、摩擦型转动阻尼器存在的以下问题：

1. 相比于研究1长圆孔变型性高强螺栓耗能节点，本文研究的阻尼器转动能力、耗能能力均有显著优势。
2. 相比于研究2所提出的摩擦阻尼器，本文提出的阻尼器在构造上通过加强阻尼器上翼缘且在腹板断开处通过高强螺栓、盖板进行连接，提高了阻尼器的刚度，并解决了原阻尼器在断开处形成应力集中问题，故安装本文阻尼器的梁柱节点转动能力和延性系数有显著提高。
3. 阻尼器试件PB-BASE、PFW-BASE、PSW-BASE的承载力、初始刚度和耗能能力高于试件AW-BASE，这是由于前三者腹板断开处通过高强螺栓和拼接盖板进行连接，而后者未连接。此外阻尼器试件PB-BASE、PFW-BASE、PSW-BASE的承载力、初始刚度依次递增但幅值不大。
4. 采用盖板连接（高强螺栓连接盖板PB-BASE、角焊缝焊接盖板PFW-BASE、角焊塞焊混合焊接盖板PSW-BASE）形式加强上翼缘且腹板通过盖板连接的三种阻尼器试件，滑移荷载、初始刚度依次增加但增加幅值不大。采用焊接角钢形式加强上翼缘且腹板断开处未通过盖板连接的AW-BASE阻尼器试件，滑移荷载、初始刚度均明显小于其他三种试件，这是由于腹板处通过盖板连接可以提高阻尼器的承载力和刚度。采用焊接角钢的上翼缘加强形式且腹板断开处未通过盖板连接的AW-BASE阻尼器试件，转动能力略好于采用盖板连接（高强螺栓连接盖板PB-BASE、角焊缝焊接盖板PFW-BASE、角焊塞焊混合焊接盖板PSW-BASE）形式加强上翼缘且腹板通过盖板连接的三种阻尼器试件。采用焊接角钢形式加强上翼缘且腹板断开处未通过盖板连接的AW-BASE阻尼器试件，耗能能力略弱于采用盖板连接（高强螺栓连接盖板PB-BASE、角焊缝焊接盖板PFW-BASE、角焊塞焊混合焊接盖板PSW-BASE）形式加强上翼缘且腹板通过盖板连接的三种阻尼器试件。

## 本章小结

1. 采用黄铜摩擦片的阻尼器，在工作过程中会发出巨大的“锤击声”，采用铝合金摩擦片可以避免这种现象；随着位移加载循环圈数的增加，摩擦面会发生退化，“锤击声”会减弱，滑移荷载会一圈比一圈降低；进入孔壁挤压阶段后，“锤击声”不再出现。
2. 总的来看，各阻尼器试件在循环加载下的滞回曲线均比较饱满，接近矩形，都表现出了良好的滞回性能。
3. 各阻尼器试件在循环加载下的骨架曲线，呈现出阻尼器受力的三个阶段：弹性阶段、滑移阶段、孔壁挤压阶段。
4. 本文所研究的新型摩擦型转动阻尼器虽然仍然存在目前摩擦型阻尼器普遍存在的承载力退化问题，但解决了现有的摩擦型转动耗能节点、摩擦型转动阻尼器存在的以下问题：(1)相比于研究1长圆孔变型性高强螺栓耗能节点，本文研究的阻尼器转动能力、耗能能力均有显著优势。(2) 相比于研究2安装摩擦阻尼器的削弱型耗能梁柱节点，安装本文提出的阻尼器梁柱节点转动能力、初始刚度和延性系数有显著优势。
5. 阻尼器试件PB-BASE、PFW-BASE、PSW-BASE的承载力、初始刚度和耗能能力高于试件AW-BASE，这是由于前三者腹板断开处通过高强螺栓和拼接盖板进行连接，而后者未连接。此外阻尼器试件PB-BASE、PFW-BASE、PSW-BASE的承载力、初始刚度依次递增但幅值不大。

# 新型摩擦型转动阻尼器的有限元模拟验证

## 引言

试验研究和有限元分析是目前结构工程研究的两个重要方法，试验分析的结果相比有限元真实直观，可为实际工程中的应用提供最可靠的数据支持，但由于目前试验水平和条件的限制，完全依靠试验来解决实际问题则不太可行。有限元软件省时省力，且可以得到在试验中难以实现的困难数据的获取，因此，近年来有限元分析显得愈发重要[51]。

本章通过ABAQUS有限元软件建立本文试验研究试件的有限元模型，进行了数值模拟验证。ABAQUS是国际上最先进的大型通用有限元计算分析软件之一，它拥有隐式(Standard)和显式（Explicit）两种求解器，五百多种单元模型，此外还拥有多种材料模型和分析过程等，其在接触与连接类型、几何非线性与材料非线性的处理上具有其他有限元软件无法比拟的优势[52]。

ABAQUS能自动控制结构的收敛情况和分析求解过程，若经过16次迭代计算仍不能满足精度要求，或者后一次迭代比前一次的误差要大，ABAQUS会自动把增量步调整为原来的四分之一再进行迭代计算。如果分析结果仍然不收敛，软件会按照这一方法继续调增量步，直到增量步达到用户预先定义的最小增量步[53]。若连续两个增量步的计算都只用了小于5次迭代，求解结果就收敛了，ABAQUS则将增量步自动调整为原来的1.5倍进行迭代，这些设置均可以设为默认，用户也可以根据具体收敛情况进行相应修改。

ABAQUS/Standard是一个通用分析模块，它能够求解广泛领域的线性和非线性问题，包括静态分析、动态分析，以及复杂的非线性耦合物理场分析等。在每一个求解增量步中，ABAQUS/Standard隐式地求解方程组。ABAQUS/Standard提供并行的稀疏矩阵求解器，对各种大规模问题都能十分可靠地快速求解，所以，本文首先选择了ABAQUS/standard隐式分析来进行有限元模拟。

## 新型摩擦型转动阻尼器的有限元模型

在第3章的试验中，研究了4个新型摩擦型转动阻尼器在循环荷载作用下的滞回性能。在本章中，利用ABAQUS有限元分析软件，对4个试件进行了有限元模拟。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
| 图4.1 试件PB-BASE模型装配图 | 图4.2 试件PB-BASE模型网格划分图 |

有限元模型的几何尺寸和构造完全根据试验中的实际情况进行设置。

* + 1. 材料模型

本文的材料模型，采用带强化段的双折线模型。其应力应变关系如图4.3所示。

|  |
| --- |
|  |
| 图4.3 有限元所采用的材料本构关系 |

* + 1. 边界条件、单元类型、网格划分

柱两端截面采用固定边界，约束X、Y、Z方向的平动自由度和X、Y、Z方向的转动自由度。模型的所有单元均采用六面体缩减积分单元（C3D8R），网格划分采用结构化划分或进阶算法扫掠划分方式。

* + 1. 模型接触设置

本文中由多处接触，螺栓与螺孔的接触，螺栓头、螺帽和端板、盖板、柱翼缘的接触，端板与柱翼缘的接触，梁翼缘与盖板的接触，梁腹板与盖板的接触。需定义法向和切向的接触属性，法向采用硬接触，切向采用罚函数定义的摩擦接触，摩擦系数为0.3。

* + 1. 螺栓预紧力的设置

ABAQUS中对于螺栓荷载可采用bolt load进行施加，施加螺栓荷载时为了让与螺栓相关的接触平稳建立，所以需要有多个分析步来分步进行施加。

分析步1：在螺栓头上定义临时的固支边界条件，并在螺栓上施加很小的预紧力10N；

分析步2：去掉螺栓头上的固支边界条件，但保持螺栓上的预紧力不变；

分析步3：将螺栓上的预紧力增加到146kN；

分析步4：将螺栓长度固定在分析步3结束时的长度。

|  |
| --- |
|  |
| 图4.4 螺栓边界条件及荷载 |

## 计算结果及对比

有限元分析得到各试件的滞回曲线与试验的滞回曲线进行对比，如图4.5，以阻尼器下翼缘开口处的相对位移作为横坐标、阻尼器开口处的弯矩值作为纵坐标。

对比各试件有限元模拟得到的滞回曲线和试验得到的滞回曲线，滑动初期有限元模拟结果滑移荷载与试验结果滑移荷载相近。随着循环圈数的增加，试验滞回曲线的退化大于有限元滞回曲线的退化，这是由于试验滑移荷载的退化是由于板件被拉薄和摩擦面的磨损共同引起的，而有限元计算中未考虑摩擦面磨损的影响。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
|  |  |
| 图4.5 各试件有限元模拟、试验滞回曲线对比 | |
|  | |
| 图4.6 各试件有限元模拟骨架曲线 | |

通过滞回曲线数据得到各试件的骨架曲线，如图4.6。ABAQUS有限元模拟得到的骨架曲线正向、负向基本对称。与试验得到的骨架曲线走势相同，有限元模拟的骨架曲线呈现了阻尼器在往复加载下的三个阶段：弹性阶段、滑移阶段、强化阶段。

表4.1 各试件的首次滑移荷载对比

|  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件  编号 | 首次滑移荷载*M*/kN·m | | | | | |
| 正向 | | | 负向 | | |
| 有限元 | 试验 | 增加 | 有限元 | 试验 | 增加 |
| PB-BASE | 128.4 | 127.6 | 0.6% | 145.5 | 140.6 | 3.4% |
| PFW-BASE | 139.2 | 129.9 | 7.1% | 150.9 | 141.2 | 6.4% |
| PSW-BASE | 143.9 | 132.4 | 8.7% | 154.3 | 148.6 | 0.2% |
| AW-BASE | 116.3 | 111.3 | 4.5% | 124.3 | 115.3 | 7.2% |

表4.2 各试件的初始刚度对比

|  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件  编号 | 初始刚度*K*i/×104 kN·m·rad-1 | | | | | |
| 正向 | | | 负向 | | |
| 有限元 | 试验 | 增加 | 有限元 | 试验 | 增加 |
| PB-BASE | 10.27 | 9.88 | 3.8% | 10.38 | 9.96 | 4.0% |
| PFW-BASE | 10.50 | 10.05 | 4.3% | 10.54 | 10.25 | 2.8% |
| PSW-BASE | 11.25 | 10.78 | 4.2% | 11.27 | 11.25 | 0.2% |
| AW-BASE | 9.17 | 8.68 | 5.3% | 9.20 | 8.98 | 2.4% |

表4.3 各试件的耗能能力对比

|  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- |
| 试件  编号 | 耗能能力 | | |
| 有限元 | 试验 | 增加 |
|
| PB-BASE | 3.53 | 3.49 | 1.1% |
| PFW-BASE | 3.48 | 3.34 | 4.2% |
| PSW-BASE | 3.47 | 3.37 | 3.0% |
| AW-BASE | 3.36 | 3.32 | 1.2% |

将有限元数值模拟计算得到的各试件的滑移荷载、初始转动刚度、耗能能力与第三章的试验结果相比较，见表4.1~表4.3。

对比表中首次滑移荷载、初始刚度、耗能能力的试验结果和ABAQUS有限元分析结果，可见有限元计算结果普遍高于试验结果，这是由于：有限元模型摩擦系数采用了试验中的最大摩擦系数，而试验中由于摩擦面磨损，摩擦系数是非线性变化的；有限元模型比较理想，不会出现螺栓松动现象，而试验试件在加载进程中，高强螺栓会出现一定程度的松动；有限元模型没有考虑试件的各项缺陷，而试验试件可能会有施加高强螺栓预应力误差、焊接缺陷等问题。

但总的来看，有限元计算结果与试验结果误差不大，说明ABAQUS有限元分析法可以有效地模拟新型摩擦型转动阻尼器在往复荷载作用下的性能，可以进一步利用ABAQUS有限元分析法对新型摩擦型转动阻尼器进行参数分析。

## 本章小结

1. 有限元分析结果的滑移荷载退化小于试验结果，这是由于有限元计算中未考虑摩擦面磨损会引起摩擦系数降低的影响。
2. 有限元分析结果的滑移荷载、初始刚度、耗能能力略高于试验结果，这是由于相较于试验试件，有限元模型没有考虑试验中存在的摩擦面磨损、螺栓松动因素影响，以及可能存在的施加高强螺栓预应力误差、焊接缺陷等因素。
3. 各试件的有限元分析结果与试验结果基本一致，误差在可接受范围内。由此表明，采用ABAQUS有限元分析软件可以有效地模拟新型摩擦型转动阻尼器在往复荷载作用下的性能，可进一步利用有限元分析法对新型摩擦型转动阻尼器进行参数分析。

# 安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点 有限元研究

本章通过对安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点试件进行有限元分析，研究参数变化对阻尼器性能的影响。国内外学者针对开孔形式、螺栓直径、螺栓个数及摩擦片类型等因素，已进行了诸多研究。长安大学毛剑等学者[31]对安装摩擦阻尼器的弱梁刚性连接节点的抗震性能进行了变参数研究，研究了摩擦面间的摩擦系数、安装阻尼器处的梁腹板开孔宽度、开孔高度、开孔距柱翼缘距离的变化对节点抗震性能的影响；华南理工大学郑霖强等学者[48]对不同螺栓数目、不同螺栓布置形式、连接板尺寸、螺栓预拉力的变化对高强螺栓拼接连接节点的性能影响进行了研究；胡安吉等学者[54]对拼接处距柱翼缘的距离、拼接螺栓间距、拼接螺栓直径和数量、螺栓孔的孔型、拼接板的厚度对高强螺栓拼接连接节点的性能影响进行了研究。本文的新型摩擦阻尼器在选定参数时，可参考现有文献及本文第二章的试验研究。

本章主要研究阻尼器上翼缘加强构件的参数变化对安装阻尼器梁柱节点性能的影响，通过改变上翼缘的加强形式或加强盖板的厚度，设计了5个系列，35个节点试件模型。

## 试件设计

* + 1. PB系列试件

PB系列试件上翼缘加固形式为高强螺栓连接盖板于上翼缘上下侧，该系列试件是为了研究该构造形式的阻尼器上翼缘下侧盖板厚度对梁柱节点性能的影响。PB-0试件上翼缘下侧不增设盖板，PB-1~ PB-5试件的不同之处在于上翼缘下侧盖板厚度，分别为5mm、10mm、15mm、20mm、25mm。

* + 1. PFW系列试件

PFW系列试件上翼缘加固形式为上翼缘下侧焊接盖板，焊接形式采用角焊缝。该系列试件是为了研究该构造形式的阻尼器上翼缘下侧焊接盖板厚度对梁柱节点性能的影响。PFW-0试件上翼缘下侧不增设盖板，PFW-1~ PFW -5试件的不同之处在于上翼缘下侧盖板厚度，分别为5mm、10mm、15mm、20mm、25mm。

* + 1. PSW系列试件

PSW系列试件上翼缘加固形式为上翼缘下侧焊接盖板，焊接形式采用角焊缝和塞焊缝混合焊接。该系列试件是为了研究该构造形式的阻尼器上翼缘下侧焊接盖板厚度对梁柱节点性能的影响。PSW-0试件上翼缘下侧不增设盖板，PSW-1~ PSW -5试件的不同之处在于上翼缘下侧盖板厚度，分别为5mm、10mm、15mm、20mm、25mm。

* + 1. AW系列试件

AW系列试件上翼缘加固形式为上翼缘下侧焊接角钢。该系列试件是为了研究该构造形式的阻尼器上翼缘下侧焊接等边角钢的弯矩模量对梁柱节点性能的影响。AW-0试件上翼缘下侧不增设角钢，AW-1~AW-8试件的不同之处在于上翼缘下侧角钢尺寸，分别为L30mm×3mm、L40mm×3mm、L50mm×3mm、L40mm×5mm、L50mm×5mm、L60mm×5mm、L70mm×5mm。

表5.1 AW各试件的形式

|  |  |
| --- | --- |
| 试件编号 | 角钢尺寸 |
| AW-0 | 无角钢 |
| AW-1 | L30mm×3mm |
| AW-2 | L40mm×3mm |
| AW-3 | L50mm×3mm |
| AW-4 | L30mm×5mm |
| AW-5 | L40mm×5mm |
| AW-6 | L50mm×5mm |
| AW-7 | L60mm×5mm |
| AW-8 | L70mm×5mm |

* + 1. WEB系列试件

WEB系列试件是为了研究腹板盖板对梁柱节点性能的影响。该系列共设计8个试件，分别为以上四种构造形式的腹板腹板断开处通过腹板盖板连接和不通过腹板盖板连接。

表5.2 WEB各试件的形式

|  |  |  |
| --- | --- | --- |
| 试件编号 | 上翼缘构造形式 | 腹板连接  是/否 |
| PB-a | 高强螺栓连接盖板 | 是 |
| PB-b | 高强螺栓连接盖板 | 否 |
| PFW- a | 焊接盖板—角焊缝 | 是 |
| PFW- b | 焊接盖板—角焊缝 | 否 |
| PSW- a | 焊接盖板—角焊缝+塞焊 | 是 |
| PSW- b | 焊接盖板—角焊缝+塞焊 | 否 |
| AW-a | 焊接角钢 | 是 |
| AW-b | 焊接角钢 | 否 |

## 计算结果及分析

* + 1. 盖板加强系列试件滞回曲线

PB系列各试件的滞回曲线见图5.1。以梁柱节点试件加载点的位移作为横坐标，加载点的反力作为纵坐标。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
|  |  |

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
| 图5.1 PB系列试件滞回曲线 | |

从PB系列各试件的滞回曲线来看，除试件PB-0外，各滞回曲线虽有细微差别，但都比较饱满，表现出良好的滞回性能。PB-0试件滞回曲线在第四象限不太饱满，即加载到正向位移最大后开始卸载的过程中。观察试件PB-0在此时的应力云图，如图5.2，发现由于阻尼器上翼缘没有盖板加强，上翼缘发生了屈曲，故在卸载过程中此处表现出了刚度降低，滞回曲线不如其他构件饱满。

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PB系列\pb-0-2.png | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PB系列\pb-0-3.png |
| 图5.2 正向加载位移最大时应力云图 | 图5.3 卸载至位移为0时应力云图 |

PFW系列各试件的滞回曲线见图5.4。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
|  |  |
|  |  |
| 图5.4 PFW系列试件滞回曲线 | |

从PFW系列各试件的滞回曲线来看，除试件PFW-0外，各滞回曲线虽有细微差别，但都比较饱满，表现出良好的滞回性能。PFW-0试件滞回曲线在第四象限不太饱满，即加载到正向位移最大后开始卸载的过程中。是由于阻尼器上翼缘没有盖板加强，上翼缘发生了屈曲，故在卸载过程中此处表现出了刚度降低，滞回曲线不如其他构件饱满。

PSW系列各试件的滞回曲线见图5.5。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
|  |  |
|  |  |
| 图5.5 PSW系列试件滞回曲线 | |

从PSW系列各试件的滞回曲线来看，除试件PSW-0外，各滞回曲线虽有细微差别，但都比较饱满，表现出良好的滞回性能。PSW-0试件滞回曲线在第四象限不太饱满，即加载到正向位移最大后开始卸载的过程中。是由于阻尼器上翼缘没有盖板加强，上翼缘发生了屈曲，故在卸载过程中此处表现出了刚度降低，滞回曲线不如其他构件饱满。

* + 1. 盖板加强系列试件屈服承载力

PB系列、PFW系列、PSW系列各试件的有限元模拟的屈服荷载结果见表5.3。

表5.3 PB、PFW、PSW各试件的屈服荷载汇总

|  |  |  |  |  |  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件  编号 | 屈服荷载*P*/kN | | | 试件  编号 | 屈服荷载*P*/kN | | | 试件  编号 | 屈服荷载*P*/kN | | |
| 正向 | 负向 | 增量\* | 正向 | 负向 | 增量\* | 正向 | 负向 | 增量\* |
| PB-0 | 150.8 | 160.4 | 0.0% | PFW-0 | 150.8 | 160.4 | 0.0% | PSW-0 | 150.8 | 160.4 | 0.0% |
| PB-1 | 159.5 | 167.8 | 6.5% | PFW-1 | 159.2 | 169.5 | 5.1% | PSW-1 | 159.3 | 172.0 | 5.7% |
| PB-2 | 158.4 | 168.3 | 6.7% | PFW-2 | 162.6 | 171.6 | 6.3% | PSW-2 | 163.1 | 173.6 | 7.6% |
| PB-3 | 159.3 | 169.0 | 7.5% | PFW-3 | 162.7 | 171.9 | 6.6% | PSW-3 | 164.0 | 175.1 | 7.9% |
| PB-4 | 160.5 | 171.1 | 7.9% | PFW-4 | 162.9 | 172.1 | 7.3% | PSW-4 | 164.5 | 175.3 | 8.2% |

续表5.4 PB、PFW、PSW各试件的屈服荷载汇总

|  |  |  |  |  |  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件  编号 | 屈服荷载*P*/kN | | | 试件  编号 | 屈服荷载*P*/kN | | | 试件  编号 | 屈服荷载*P*/kN | | |
| 正向 | 负向 | 增量\* | 正向 | 负向 | 增量\* | 正向 | 负向 | 增量\* |
| PB-5 | 161.9 | 172.6 | 8.5% | PFW-5 | 163.8 | 174.5 | 8.1% | PSW-5 | 165.4 | 175.8 | 9.2% |
| \*注：增量\*是指该试件正负向的屈服荷载平均值比试件PB-0的屈服荷载正负向平均值的增量 | | | | | | | | | | | |

PB系列、PFW系列、PSW系列各试件的有限元模拟的正向屈服荷载、负向屈服荷载随加强板厚度变化趋势图绘于图5.6。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
| 图5.6 PB、PFW、PSW各试件的屈服荷载随加强板厚变化趋势图 | |

从图5.6中可以看出随阻尼器下翼缘下侧加强板厚度提高，梁柱节点的屈服荷载有提高趋势，但提高幅度较小。但在没有上翼缘加强板时，试件的屈服荷载明显较低，说明在工程应用中，该阻尼器断开处应增设加强板以提高该梁柱节点的屈服荷载，本文采用的五种厚度盖板可最多提高9.2%。另外，PB系列的PB-3试件的正向屈服荷载出现了下降，猜测出现这种现象的原因是由于在通过滞回曲线得到骨架曲线，再通过通用屈服弯矩法得到屈服荷载的过程存在数值误差。为验证这一猜想，取PB系列各试件加载至40mm时的荷载，观察可得随板厚增加，加载至40mm时的荷载递增。

从图5.6中可以看出，PB试件、PFW试件、PSW试件的屈服荷载依次递增，即阻尼器下翼缘盖板通过高强螺栓连接、角焊缝焊接、角焊缝塞焊混合焊接的加强形式，其屈服荷载依次提高，但提高幅度不大。

以上屈服荷载可通过骨架曲线利用“通用屈服弯矩法”找到各阻尼器试件的屈服荷载和屈服位移。通过“通用屈服弯矩法”得到屈服点的方法如图3.7所示：从原点做荷载-位移曲线的切线，与过最大荷载点G的水平线相交于H，过H 做垂线交荷载-位移曲线于I点，连接OI延长交HG于H’，过H’做垂线交荷载-位移曲线于B点，B点即为所求的屈服点。

|  |
| --- |
|  |
| 图5.7 “通用屈服弯矩法”法 |

* + 1. 盖板加强系列试件初始刚度

PB系列、PFW系列、PSW系列各试件的有限元模拟的初始刚度结果见表5.5。

表5.5 PB、PFW、PSW各试件的初始刚度汇总

|  |  |  |  |  |  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件  编号 | 初始刚度  *K*i/×104kN·m·rad-1 | | | 试件  编号 | 初始刚度  *K*i/×104kN·m·rad-1 | | | 试件  编号 | 初始刚度  *K*i/×104kN·m·rad-1 | | |
| 正向 | 负向 | 增量\* |  | 正向 | 负向 | 增量\* |  | 正向 | 负向 | 增量\* |
| PB-0 | 3.45 | 3.48 | 0.0% | PFW-0 | 3.45 | 3.48 | 0.0% | PSW-0 | 3.45 | 3.48 | 0.0% |
| PB-1 | 3.63 | 3.62 | 4.6% | PFW-1 | 3.65 | 3.64 | 5.2% | PSW-1 | 3.67 | 3.66 | 5.8% |
| PB-2 | 3.65 | 3.68 | 5.8% | PFW-2 | 3.66 | 3.72 | 6.5% | PSW-2 | 3.68 | 3.72 | 6.8% |
| PB-3 | 3.69 | 3.73 | 7.1% | PFW-3 | 3.70 | 3.75 | 7.5% | PSW-3 | 3.71 | 3.76 | 7.8% |
| PB-4 | 3.71 | 3.76 | 7.8% | PFW-4 | 3.72 | 3.78 | 8.2% | PSW-4 | 3.73 | 3.80 | 8.7% |
| PB-5 | 3.75 | 3.76 | 8.4% | PFW-5 | 3.77 | 3.80 | 9.2% | PSW-5 | 3.77 | 3.80 | 9.2% |
| \*注：增量\*是指该试件正负向的初始刚度平均值比试件PB-0的初始刚度正负向平均值的增量 | | | | | | | | | | | |

PB系列、PFW系列、PSW系列各试件的有限元模拟的正向刚度、负向刚度随加强板厚度变化趋势图绘于图5.8。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
| 图5.8 PB、PFW、PSW各试件的初始刚度随加强板厚变化趋势图 | |

从图5.8中可以看出随阻尼器下翼缘下侧加强板厚度提高，梁柱节点的初始刚度有提高趋势，但提高幅度较小。但在没有上翼缘加强板时，试件的初始刚度明显较低，说明在工程应用中，该阻尼器断开处应增设加强板以提高该梁柱节点的初始刚度，本文采用的五种厚度盖板可最多提高9.2%。。

从图5.8中可以看出，PB试件、PFW试件、PSW试件的初始刚度依次递增，即阻尼器下翼缘盖板通过高强螺栓连接、角焊缝焊接、角焊缝塞焊混合焊接的加强形式，其初始刚度依次提高，但提高幅度不大。

* + 1. 盖板加强系列试件耗能能力

PB系列、PFW系列、PSW系列各试件的有限元模拟的耗能系数结果见表5.6。

表5.6 PB、PFW、PSW各试件的耗能系数汇总

|  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件编号 | 耗能系数C | 试件编号 | 耗能系数C | 试件编号 | 耗能系数C |
| PB-0 | 2.84 | PFW-0 | 2.84 | PSW-0 | 2.84 |
| PB-1 | 3.18 | PFW-1 | 3.21 | PSW-1 | 3.22 |
| PB-2 | 3.20 | PFW-2 | 3.22 | PSW-2 | 3.23 |
| PB-3 | 3.20 | PFW-3 | 3.20 | PSW-3 | 3.22 |
| PB-4 | 3.21 | PFW-4 | 3.23 | PSW-4 | 3.20 |
| PB-5 | 3.12 | PFW-5 | 3.12 | PSW-5 | 3.13 |

PB系列、PFW系列、PSW系列各试件的有限元模拟的耗能系数随加强板厚度变化趋势图绘于图5.9。

|  |
| --- |
|  |
| 图5.9 PB、PFW、PSW各试件的耗能系数随加强板厚变化趋势图 |

从图5.9中可以看出随阻尼器下翼缘下侧加强板厚度提高，梁柱节点的耗能有提高趋势，但变化趋势不明显。针对这种现象，猜想是由于盖板厚度对耗能系数的影响体现在两个方面：盖板厚度越厚，则试件刚度越强，会提高试件的耗能能力；盖板越薄，则盖板可以发生变形参与耗能，会提高试件的耗能能力。故盖板厚度为25mm时，耗能系数出现了明显的降低。在没有上翼缘加强板时，试件的耗能系数明显较低，这是由于上翼缘处薄弱造成刚度的降低，从而耗能能力较差。说明在工程应用中，该阻尼器断开处应增设加强板以提高该梁柱节点的耗能能力。

图5.10、图5.11、图5.12分别是PB系列、PFW系列、PSW系列试件上翼缘下侧加强板应力云图。盖板越薄，在同一加载级下盖板的应力越大，侧面验证了盖板耗能对节点耗能能力的影响。

|  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PB系列\SYYGBX\正40-10.png | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PB系列\SYYGBX\正40-5.png | | | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PB系列\SYYGBX\正40-25（2）.png |
| 1. PB-1-5mm | 1. PB-2-10mm | | | 1. PB-3-15mm |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PB系列\SYYGBX\正40-20.png | | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PB系列\SYYGBX\正40-15.png | | |
| 1. PB-4-20mm | | 1. PB-5-25mm | | |
| 图5.10 PB系列试件上翼缘下侧加强板应力云图  注：图5.10截取的是加载首次达到-40mm时刻的应力云图。 | | | | |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PFW系列\SYYGBX\FU40-5.png | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PFW系列\SYYGBX\fu40-10.png | | | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PFW系列\SYYGBX\FU40-15.png |
| 1. PFW-1-5mm | 1. PFW-2-10mm | | | 1. PFW-3-15mm |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PFW系列\SYYGBX\FU40-20.png | | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PFW系列\SYYGBX\FU40-25.png | | |
| 1. PFW-4-20mm | | 1. PFW-5-25mm | | |
| 图5.11 PFW系列试件上翼缘下侧加强板应力云图  注：图5.12截取的是加载首次达到-40mm时刻的应力云图。 | | | | |
| C:\Users\HYF\AppData\Local\Microsoft\Windows\Temporary Internet Files\Content.Word\-40-PSW-5.png | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PSW系列\SYYGBX\ZH40-10.png | | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PSW系列\SYYGBX\ZH40-15.png | |
| 1. PSW-1-5mm | 1. PSW-2-10mm | | 1. PSW-3-15mm | |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PSW系列\SYYGBX\ZH40-20.png | | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PSW系列\SYYGBX\ZH40-25.png | | |
| 1. PSW-4-20mm | | 1. PSW-5-25mm | | |
| 图5.12 PSW系列试件上翼缘下侧加强板应力云图  注：图5.12截取的是加载首次达到-40mm时刻的应力云图。 | | | | |

综合以上分析，在工程应用中应在上翼缘增设加强盖板，可以提高节点的屈服荷载、耗能能力和初始刚度。随加强板厚度提高，屈服荷载提高，初始刚度提高，但提升幅度均不大；耗能能力先基本不变后降低，应根据工程要求选择适当的加强板厚度，保证梁柱节点承载能力、初始刚度的前提下，尽量使节点的耗能能力较强。

* + 1. AW系列试件结果及分析

AW系列各试件的滞回曲线见图5.13。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
|  |  |
|  |  |
|  |  |
|  | |

图5.13 AW系列试件滞回曲线

从AW系列各试件的滞回曲线来看，除试件AW-0外，各滞回曲线虽有细微差别，但都比较饱满，表现出良好的滞回性能。AW-0试件滞回曲线在第四象限不饱满，即加载到正向位移最大后开始卸载的过程中。是由于阻尼器上翼缘没有盖板加强，上翼缘甚至腹板发生了屈曲，故在卸载过程中此处表现出了刚度降低，滞回曲线不如其他构件饱满。

表5.7 各试件的主要性能参数对比

|  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件  编号 | 屈服荷载*P*/kN | | 初始刚度*K*i/×104kN·m·rad-1 | | 耗能能力 |
| 正向 | 负向 | 正向 | 负向 |
| AW-0 | 107.1 | 120.5. | 2.18 | 2.20 | 2.70 |
| AW-1-30x3 | 126.0 | 137.8 | 2.79 | 2.83 | 3.21 |
| AW-2-40x3 | 135.5 | 148.0 | 2.76 | 2.80 | 3.09 |
| AW-3-50x3 | 138.0 | 148.7 | 2.67 | 2.70 | 3.04 |
| AW-4-30x5 | 138.2 | 149.8 | 2.82 | 2.88 | 3.24 |
| AW-5-40x5 | 138.7 | 149.6 | 2.82 | 2.86 | 3.12 |
| AW-6-50x5 | 138.6 | 149.3 | 2.70 | 2.73 | 3.09 |
| AW-7-60x5 | 136.8 | 147.9 | 2.60 | 2.65 | 3.06 |
| AW-8-70x5 | 139.3 | 150.8 | 2.56 | 2.59 | 3.02 |

AW系列各试件的有限元模拟结果见表5.7，通过表5.7绘出梁柱节点屈服荷载、初始刚度随下翼缘下侧加强角钢随截面抵抗矩没有明显的变化趋势，角钢厚度相同时屈服荷载、初始刚度随角钢高度增加也没有明显变化趋势。表中屈服荷载、初始刚度十分接近，为避免通过滞回曲线得到骨架曲线再得到屈服荷载、初始刚度的过程中造成的数值误差，此处引入±40mm加载级的峰值荷载、以及直接采用对应50kN处计算得到的弹性刚度进行比较，各结果汇总于表5.8。

表5.8 各试件的主要性能参数对比

|  |  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件  编号 | 荷载*P*/kN | | | 弹性刚度*K*i/×104kN·m·rad-1 | | 耗能能力 | |
| 正向 | 负向 | 增加 | 正向 | 增加 |  | 增加 |
| AW-0 | 123.9 | 153.9 | 0.0% | 2.84 | 0.0% | 2.70 | 0.0% |
| AW-1-30x3 | 138.8 | 158.6 | 7.1% | 3.42 | 20.4% | 3.21 | 18.9% |
| AW-2-40x3 | 146.4 | 161.8 | 10.9% | 3.26 | 14.8% | 3.09 | 14.4% |
| AW-3-50x3 | 146.8 | 163.4 | 11.7% | 3.13 | 10.2% | 3.04 | 12.6% |
| 趋势 | 递增 | 递增 |  | 递减 |  | 递减 |  |

|  |  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| AW-0 | 123.9 | 153.9 | 0.0% | 2.84 | 0.0% | 2.70 | 0.0% |
| AW-4-30x5 | 143.6 | 159.8 | 9.2% | 3.44 | 21.1% | 3.24 | 20.0% |
| AW-5-40x5 | 149.0 | 164.1 | 12.7% | 3.28 | 15.5% | 3.12 | 15.6% |
| AW-6-50x5 | 149.2 | 166.4 | 13.6% | 3.15 | 10.9% | 3.09 | 14.4% |
| AW-7-60x5 | 149.3 | 168.6 | 14.4% | 3.07 | 8.1% | 3.06 | 13.3% |
| AW-8-70x5 | 150.7 | 169.4 | 15.2% | 3.05 | 7.4% | 3.02 | 11.9% |
| 趋势 | 递增 | 递增 |  | 递减 |  | 递减 |  |

|  |  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| AW-0 | 123.9 | 153.9 | 0.0% | 2.84 | 0.0% | 2.70 | 0.0% |
| AW-1-30x3 | 138.8 | 158.6 | 7.1% | 3.42 | 20.4% | 3.21 | 18.9% |
| AW-4-30x5 | 143.6 | 159.8 | 9.2% | 3.44 | 21.1% | 3.24 | 20.0% |
| 趋势 | 递增 | 递增 |  | 递增 |  | 递增 |  |

|  |  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| AW-0 | 123.9 | 153.9 | 0.0% | 2.84 | 0.0% | 2.70 | 0.0% |
| AW-2-40x3 | 146.4 | 161.8 | 10.9% | 3.26 | 14.8% | 3.09 | 14.4% |
| AW-5-40x5 | 149.0 | 164.1 | 12.7% | 3.28 | 15.5% | 3.12 | 15.6% |
| 趋势 | 递增 | 递增 |  | 递增 |  | 递增 |  |

|  |  |  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| AW-0 | 123.9 | 153.9 | 0.0% | 2.84 | 0.0% | 2.70 | 0.0% |
| AW-3-50x3 | 146.8 | 163.4 | 11.7% | 3.13 | 10.2% | 3.04 | 12.6% |
| AW-6-50x5 | 149.2 | 166.4 | 13.6% | 3.15 | 10.9% | 3.09 | 14.4% |
| 趋势 | 递增 | 递增 |  | 递增 |  | 递增 |  |
| \*注：增量\*是指该试件正负向的屈服荷载平均值比试件AW-0屈服荷载正负向平均值的增量 | | | | | | | |

依据控制角钢厚度不变、变化角钢高度，或角钢高度不变、控制角钢厚度，将试件分成如上所示的五个组，前两组以角钢高度为变量，后三组以角钢厚度为变量。绘制各性能参数随角钢高度或角钢厚度变化趋势图。

|  |
| --- |
|  |
| 图5.14 AW系列阻尼器承载力随角钢高度变化趋势图 |

图5.14是AW系列试件角钢同等厚度时，承载能力随角钢高度变化趋势图。可以看出角钢厚度不变时，随角钢高度增加，承载力递增；同时，同一角钢高度时，厚度5mm的试件承载力高于厚度3mm，即角钢高度不变时，随角钢厚度增加，承载力递增。但承载力的增加均不明显，3mm角钢厚度的试件，50mm角钢高度试件比30mm角钢高度试件承载力增加4.0%；5mm角钢厚度的试件，70mm角钢高度试件比30mm角钢高度试件承载力增加5.5%；30mm、40 mm、50 mm角钢高度的试件，5mm角钢高度试件比3mm角钢高度试件承载力增加分别为2.1%、5.5%、1.9%。此外，有角钢加强试件的承载力高于无角钢加强试件，本文采用的8种不同规格的等边角钢，屈服承载力可最多提高9.2%。

|  |
| --- |
|  |
| 图5.15 AW系列阻尼器弹性刚度随角钢高度变化趋势图 |

图5.15是AW系列试件角钢同等厚度时，弹性刚度随角钢高度变化趋势图。可以看出角钢厚度不变时，随角钢高度增加，弹性刚度递减；同时，同一角钢高度时，厚度5mm的试件弹性刚度高于厚度3mm，即角钢高度不变时，随角钢厚度增加，弹性刚度递增。30mm、40 mm、50 mm角钢高度的试件，5mm角钢高度试件比3mm角钢高度试件弹性刚度增加分别为0.6%、0.7%、0.8%。此外，有加强试件弹性刚度高于无角钢加强试件，角钢为30mmx5mm时，刚度最高，比无加强试件高21%。

|  |
| --- |
|  |
| 图5.16 AW系列阻尼器耗能系数随角钢高度变化趋势图 |

图5.16是AW系列试件角钢同等厚度时，耗能系数随角钢高度变化趋势图。可以看出角钢厚度不变时，随角钢高度增加，耗能系数递减；同时，同一角钢高度时，厚度5mm的试件弹性刚度高于厚度3mm，即角钢高度不变时，随角钢厚度增加，耗能系数递增。0mm、40 mm、50 mm角钢高度的试件，5mm角钢高度试件比3mm角钢高度试件耗能系数增加分别为0.9%、1.0%、2.0%。此外，有加强试件弹性刚度高于无角钢加强试件，角钢为30mmx5mm时，耗能系数最高，比无加强试件高20%。与不采用角钢加强相比，本文采用的8种不同规格的等边角钢加强上翼缘，耗能系数可最多提高20%。

|  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\AW系列\角钢\fu40-30-3.png | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\AW系列\角钢\fu40-40-3.png | | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\AW系列\角钢\fu40-50-3.png |
| 1. AW-1-30mm×3mm | 1. AW-2-40mm×3mm | | 1. AW-3-50mm×3mm |
| F:\课题 2016-11\i---有限元结果\应力云图\AW系列\角钢\zheng40-40-3.png | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\AW系列\角钢\fu40-40-5.png | | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\AW系列\角钢\fu40-50-5.png |
| 1. AW-4-30mm×5mm | 1. AW-5-40mm×5mm | | 1. AW-6-50mm×5mm |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\AW系列\角钢\fu40-60-5.png | | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\AW系列\角钢\fu40-70-5.png | |
| 1. AW-7-60mm×5mm | | 1. AW-8-70mm×5mm | |
| 图5.17 AW系列试件上翼缘下侧角钢应力云图  注：图5.17截取的是加载首次达到-40mm时刻的应力云图。 | | | |

图5.17是AW系列试件上翼缘下侧角钢应力云图，可以看出角钢高度、厚度越小时，角钢应力越大。

综上，通过角钢加强上翼缘，试件的承载力、刚度、耗能系数均有明显提高，且可避免断开处应力集中；角钢厚度不变时，随角钢高度增加，承载力递增、刚度递减、耗能系数递减，但幅值不大；角钢高度不变时，随角钢厚度增加，承载力递增、刚度递增、耗能系数递增，但幅值不大；角钢高度、厚度越小时，角钢越容易进入屈服。故在选择角钢尺寸应根据工程需求，综合考虑承载力、刚度、耗能系数、角钢变形的影响。例如本文节点，30mmx5mm的角钢在提供较大刚度、耗能能力的同时，对承载力的影响也不大，且角钢不会过早屈服。

* + 1. WEB系列试件结果及分析

WEB系列各试件的滞回曲线见图5.18。

|  |  |
| --- | --- |
|  |  |
|  |  |
|  |  |
|  |  |
| 图5.18 WEB系列试件滞回曲线 | |

观察WEB系列各试件滞回曲线，各滞回曲线虽有细微差别，但都比较饱满，表现出良好的滞回性能。

表5.9 各试件的主要性能参数对比

|  |  |  |  |  |  |
| --- | --- | --- | --- | --- | --- |
| 试件  编号 | 屈服荷载*P*/kN | | 初始刚度*K*i/×104kN·m·rad-1 | | 耗能能力 |
| 正向 | 负向 | 正向 | 负向 |
| PB-a | 163.9 | 170.1 | 3.72 | 3.74 | 3.22 |
| PB-b | 139.8 | 140.1 | 3.07 | 3.07 | 2.95 |
| PFW- a | 162.6 | 171.1 | 3.73 | 3.74 | 3.23 |
| PFW- b | 131.7 | 140.9 | 2.85 | 2.87 | 2.87 |
| PSW- a | 163.0 | 172.1 | 3.73 | 3.76 | 3.20 |
| PSW- b | 138.4 | 146.9 | 3.07 | 3.10 | 2.93 |
| AW-a | 161.2 | 177.6 | 3.69 | 3.74 | 3.10 |
| AW-b | 138.7 | 149.6 | 2.82 | 2.86 | 2.72 |

WEB系列各试件的有限元模拟结果见表5.9，对比同种加强形式有无腹板盖板连接两种情况下的节点性能，在有腹板盖板连接时节点的屈服荷载、初始刚度、耗能能力均明显高于无腹板加强时的情况。图5.19为WEB系列试件上翼缘下侧加强构件应力云图，可以看出腹板断开处不通过盖板连接时，翼缘加强构件的应力更大。说明腹板断开处通过盖板连接时，也有利于保护阻尼器上翼缘及上翼缘加强构件。

|  |  |
| --- | --- |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PB系列\SYYGBX\正40-20.png | F:\课题 2016-11\i---有限元结果\应力云图\WEB\SYYGBX\-40PB-20-WFB.png |
| 1. PB-a | 1. PB-b |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PFW系列\SYYGBX\FU40-20.png | C:\Users\HYF\AppData\Local\Microsoft\Windows\Temporary Internet Files\Content.Word\-40PFW-20-WFB.PNG |
| 1. PFW-a | 1. PFW-b |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\PSW系列\SYYGBX\ZH40-20.png | F:\课题 2016-11\i---有限元结果\应力云图\WEB\SYYGBX\-40PSW-20-WFB.png |
| 1. PSW –a | 1. PSW -b |
| F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\AW系列\角钢\fu40-40-5-yfb.png | F:\课题 2016-11\c---有限元数据\应力云图\AW系列\角钢\fu40-40-5.png |
| 1. AW-a | 1. AW -b |
| 图5.19 WEB系列试件上翼缘下侧角钢应力云图  注：图5.19截取的是加载首次达到-40mm时刻的应力云图。 | |

综合以上分析，在工程应用中建议在腹板断开处通过连接盖板连接，以提高梁柱节点的屈服荷载、耗能能力和初始刚度，同时保护阻尼器上翼缘及上翼缘加强构件。

## 本章小结

1. 采用高强螺栓连接盖板、角焊焊接盖板、角焊塞焊混合焊接盖板以及焊接角钢的形式加强阻尼器上翼缘，能提高梁柱节点的屈服荷载、初始刚度和耗能能力，且可避免在反复荷载作用下因腹板断开处应力集中而可能引起的过早断裂。
2. 总的来看，阻尼器上翼缘采用加强构件加强的试件，梁柱节点的滞回曲线均比较饱满，表现出了良好的滞回性能。
3. 各系列试件的有限元模拟结果总结如下：
4. 采用连接盖板（高强螺栓连接盖板PB、角焊焊接盖板PFW、角焊塞焊混合焊接盖板PSW）形式加强阻尼器上翼缘的系列试件，随盖板厚度改变阻尼器性能变化趋势一致：加强盖板厚度从5mm升高到25mm，试件屈服荷载呈上升趋势，但上升幅度较小；试件初始刚度呈上升趋势，但上升幅度较小；加强盖板厚度从5mm升高到20mm，耗能能力基本不变，盖板厚度为25mm 时耗能能力相对较弱，是由于盖板厚度较薄时，盖板屈服参与了耗能。
5. 采用角焊塞焊混合焊接盖板加强阻尼器上翼缘的AW系列试件，角钢厚度不变时，随角钢高度增加，承载力递增、刚度和耗能系数均递减；角钢高度不变时，随角钢厚度增加，承载力递增、刚度递增、耗能系数递增；角钢高度、厚度越小时，角钢越容易进入屈服。
6. 阻尼器腹板断开处采用盖板连接试件的屈服荷载、初始刚度、耗能能力均显著优于腹板断开处未采用盖板连接的试件。
7. 工程应用中，应选择适当翼缘加强板的厚度，在保证梁柱节点承载能力、初始刚度的前提下，尽量使节点的耗能能力较强。
8. 工程应用中，在选择加强角钢尺寸时应根据实际需求，综合考虑承载力、刚度、耗能系数、角钢变形的影响。
9. 工程应用中，建议在腹板断开处通过盖板连接，以提高梁柱节点的屈服荷载、耗能能力和初始刚度，同时保护阻尼器上翼缘及上翼缘加强构件。

# 安装新型摩擦型转动阻尼器的梁柱节点设计方法

本文所研究的阻尼器，安装于梁柱节点时连接的设计，应遵循梁柱节点的设计原则。此外，还应考虑阻尼器的安装对节点性能的影响。节点设计的一般应遵循以下原则[55]：1）节点传力应明确、简洁、可靠；2）节点受力计算分析模型应与节点的实际受力情况一致，节点的构造应尽量与设计计算的假定相符合；3）应保证节点连接有足够的强度和刚度，避免由于节点强度不够引起节点破坏，或节点刚度不够产生较大变形，两者都会导致整体结构破坏；4）采用合理的细部构造使节点连接具有良好的延性；5）节点设计应该是经济的，表现在节点构造应尽量简单，加工方便，以及安装时容易就位和调整，同时应尽可能减少工地拼装的工作量，以保证质量、提高工效。而本文所研究的阻尼器安装于梁柱节点时，应注意：1）阻尼器与柱连接，应保证足够的刚度、承载力，在大震作用下，应确保塑性铰发生在阻尼器处，节点连接处不发生塑性变形或只发生较小的塑性变形；2）阻尼器与梁连接处，应保证整体性、足够的刚度和承载力。

## 建议采用的连接形式

由于焊接技术的不断发展，和高强度螺栓连接的不断普及，目前在钢结构节点中采用的连接方法主要有：焊接连接、高强度螺栓连接和栓焊混合连接[56]。综合考虑钢结构连接节点的设计原则，对阻尼器与梁、柱的连接提出了几种建议的连接形式。

* + 1. 阻尼器与柱的连接

1. 全焊接连接

全焊接节点是一种在当前钢结构工程中获得较为广泛应用的的一种梁柱节点连接形式。全焊接节点特点在于：连接较为便利，可在一定程度上节约钢材，整体刚度也相对较大。阻尼器与柱的焊接连接如图6.1。

1. 外伸端板连接

在多层和低层框架体系中，采用外伸端板连接的框架结构比较常见。外伸端板连接特点在于：外伸端板与阻尼器的连接在工厂实施，焊缝质量容易保证；现场进行螺栓装配，施工方便，速度快；但螺栓价格高，拼接板用料多，增加了造价；设计中附加弯矩较大，刚度相对焊接连接较弱。阻尼器与柱的外伸端板连接如图6.2。

1. 栓焊混合连接

实际工程中的栓焊混合连接，多采用梁翼缘与柱子翼缘全融透焊接、梁腹板与柱翼缘螺栓连接的方式。栓焊混合连接施工方便，经济性好，研究相对成熟[57]。阻尼器与柱的栓焊连接如图6.3。

|  |  |  |
| --- | --- | --- |
|  | 端板  加劲肋 |  |
| 图6.1 焊接连接 | 图6.2 外伸端板连接 | 图6.3 栓焊混合连接 |

* + 1. 阻尼器与梁的连接

1. 全焊接连接

阻尼器梁段与结构梁段的翼缘和腹板都采用完全焊透的破口对接焊缝连接，图6.5中连接板和螺栓分别为安装用螺栓板及安装用螺栓。

1. 盖板螺栓连接

阻尼器梁段与结构梁段的翼缘和腹板均通过连接盖板、高强螺栓进行连接。如图6.5。该连接刚度较大、便于现场装配。但该连接的连接长度受梁长度所限，若连接长度不足，则会影响该连接的强度、刚度和承载力。

1. 栓焊混合连接

阻尼器梁段与结构梁段的翼缘采用完全焊透的破口对接焊缝连接，腹板采用高强螺栓连接，如图6.6。

|  |  |
| --- | --- |
| 安装用螺栓  安装用连接板 | |
| 图6.4 焊接连接 | |
|  |  |
| 图6.5 盖板螺栓连接 | 图6.6 栓焊混合连接 |

## 阻尼器的连接承载力验算

《建筑抗震设计规范》（GB50011—2010）[58]对梁柱连接节点及梁梁拼接连接在地震作用下的设计、验算给出了明确规定，相关学者对梁柱连接节点及梁梁拼接连接也进行了诸多研究。本节参考《建筑抗震设计规范》及各相关文献研究成果，提出了本文所研究的阻尼器与梁、柱的连接承载力验算。在第一设计阶段的多遇地震作用下，进行弹性设计时，结构构件、连接的抗震验算应符合[58]：

（6.1）

在第二设计阶段的罕遇地震作用下，连接节点区进入塑性状态，梁柱连接的极限承载力按下列公式计算[58]：

（6.2）

（6.3）

梁梁拼接的极限承载力应满足[58]：

（6.4）

以上各式：

：结构构件内力组合的设计值，包括组合的弯矩、轴向力和剪力设计值等；

：结构构件承载力设计值；

：承载力抗震调整系数；

：梁的全塑性受弯承载力；

、：分别为连接的极限受弯、受剪承载力；

：梁在重力荷载代表值（9度时高层建筑尚应包括竖向地震作用标准值）作用下，按简支梁分析的梁端截面剪力设计值；

：梁的净跨；

、：分别为梁腹板高度、梁腹板厚度；

：为梁梁拼接的极限承载力；

：钢结构抗震设计连接系数，取为1.1~1.45，根据母材牌号、连接位置、连接形式取值。

各连接类型的强度设计值及极限承载力的计算如下：

1. 梁与柱全焊接连接

《钢结构连接节点设计手册》中对梁与柱焊接连接的设计给出了明确的计算方法[58]。

翼缘对接焊缝的抗弯强度设计值：

（.5）

梁腹板角焊缝的抗剪强度设计值：

（.6）

梁翼缘受弯极限承载力：

（.7）

梁腹板受剪极限承载力：

（.8）

以上各式：

、：分别为对接焊缝抗拉强度设计值、角焊缝抗剪强度设计值；

、、：分别为梁翼缘宽度、梁翼缘厚度、梁高；

、：分别为梁腹板角焊缝的有效长度、有效厚度；

、：分别为梁翼缘（一侧）的截面面积、梁腹板焊缝的受力面积；

：钢材的极限抗拉强度最小值。

1. 梁与柱外伸端板连接

清华大学的石永久、施刚等[60]提出了端板连接抗震设计的具体方法，包括抗震承载力验算、极限承载力验算等。

多遇地震作用下，端板承载力验算应满足：

（.9）

螺栓抗剪强度：

（.10）

螺栓抗拉强度：

（.11）

根据《钢结构设计规范》（GB50017—2003）[61]第7.2.2条，端板连接中的高强螺栓连接，同时承受摩擦面间的剪力和螺栓杆轴方向的外拉力时，其承载力应按下式计算：

（.12）

、为某个高强螺栓所受的剪力和拉力。

罕遇地震作用下，端板极限承载力验算应满足：

（.13）

螺栓抗剪极限承载力：

（.14）

螺栓抗拉极限承载力验算应满足：

（.15）

以上各式：

、：分别为一个高强螺栓的受剪承载力设计值、受拉承载力设计值；

、分别为一个高强螺栓的极限受剪承载力、对应板件的极限承压力；

、：分别为梁翼缘两侧第一排受拉螺栓总数、连接用螺栓总数（包括腹板中部螺栓）；

、：分别为螺栓中心至翼缘板表面和腹板表面的距离；

、：分别为端板和加劲肋板的宽度；

、：端板钢材的抗拉强度设计值、极限抗拉强度最小值；

、：梁端一个梁翼缘的有效面积及其极限抗拉强度最小值；

：考虑翘力作用的调整系数，端板有肋时取1.2，无肋时取1.3。

1. 梁与柱栓焊混合连接

翼缘对接焊缝的抗弯强度设计值仍按式（6.5），梁腹板高强度螺栓的抗剪强度设计值为[59]：

（.16）

梁翼缘对接焊缝的受弯极限承载力仍按式（6.7），梁腹板采用高强度螺栓与柱翼缘剪力板连接的极限承载力取：

（.17）

以上各式：

：梁腹板高强度螺栓的数目；

：螺栓钢材的抗拉强度最小值；

：螺栓抗剪连接板的极限承压强度，取；

：螺栓连接的剪切面数量；

、：分别为螺栓螺纹处的有效截面面积、螺栓杆直径；

：同一受力方向的钢板厚度之和。

0.9为考虑焊接热影响区对高强螺栓预拉力损失的系数。

1. 梁与梁全焊接连接

梁与梁的全焊接连接的强度设计值、极限承载力与梁与柱全焊接连接相同。

1. 梁与梁全螺栓盖板连接

《钢结构连接节点设计手册》中对梁梁拼接全螺栓盖板连接的设计给出了明确的计算方法[59]。

盖板拼接连接的抗弯强度设计值：

（.18）

盖板拼接连接的抗剪强度设计值：

（.19）

此外，翼缘、腹板拼接盖板的净截面面积应分别不小于梁翼缘、盖板的净截面面积，拼接面板的净截面模量应不下于梁的净截面模量，且螺栓验算应满足：

（.20）

（.21）

盖板拼接连接的抗弯极限承载力：

（.22）

（.23）

盖板拼接连接的抗剪极限承载力：

（.24）

以上各式：

：梁扣除高强螺栓孔后的净截面抵抗矩；

：梁腹板扣除高强螺栓孔后的截面面积；

、：分别为钢材抗拉强度设计值、钢材抗剪强度设计值。

1. 梁与梁栓焊混合连接

梁与梁的栓焊混合连接的强度设计值、极限承载力与梁与柱栓焊混合连接相同。

## 外伸端板连接的刚度计算

根据EC3组件法的理论，可计算外伸端板连接的初始刚度。EC3中规定的初始刚度，其意义见图6.7，是指节点所受弯矩从0到2/3段的直线斜率。

初始刚度计算步骤如下：

（1）计算第*r*排螺栓对应的各个组件的刚度系数（EC3中有既定公式），*i*表示第*i*个组件，将这些组件串联，可以得到每排螺栓的有效刚度系数：

 （.25）

（2）将每排螺栓并联，得到受拉区的等效刚度系数：

 （.26）

为等效力臂：

 （.27）

为第*r*排螺栓到受压中心的距离，端板连接节点的受压中心为梁受压翼缘中心。

（3）将受拉区、受压区（cwc）和受剪区(cws)的组件串联，得到整个节点的转动刚度：

 （.28）

E为弹性模量；*Z*为力臂，可取；包括受压区、受剪区组件的刚度系数以及受拉区算得的等效刚度系数；*μ*为初始刚度与转动刚度的比值。

根据以上计算原则，可将EC3中采用的*M-φ*关系表示如下：

|  |
| --- |
|  |
| 图.7 EC3中*M-φ*曲线模型 |

当时，，弯矩—转角关系为直线，此时的转动刚度也称为初始刚度。

在欧洲规范中，按转动刚度分类标准为[62]：

1. 名义铰接：；
2. 刚性连接：，用于有侧移框架；

，用于无侧移框架；

1. 半刚性连接：不满足（1）和（2）条件的连接应视为半刚性连接。

本文提出的阻尼器与柱的连接应达到一定的刚度要求，规定其初始刚度不低于0.9倍的刚性连接刚度，即：

，用于有侧移框架；

，用于有侧移框架。

式中和分别为梁的惯性矩和长度。

## 罕遇地震作用下阻尼器下翼缘高强螺栓滑移验算

为了达到在大震作用下，阻尼器进入工作状态摩擦耗能，应保证阻尼器在不发生地震和设防烈度地震作用下不发生滑移，在罕遇烈度地震作用下发生滑移，因此阻尼器的下翼缘高强螺栓滑移承载力应满足：

（6.29）

式中：

：弹性阶段阻尼器拼接的抗弯承载力设计值；

：阻尼器拼接处下翼缘螺栓发生滑移的弯矩值；

：阻尼器拼接处梁段考虑剪力影响下的全截面塑性弯矩。

由下式计算：

（6.30）

在进行螺栓设计时，应注意使螺栓连接按承压型高强螺栓设计的极限承载能力，大于按摩擦型高强螺栓设计的承载能力，满足下式：

（6.31）

式中：

：一个承压型高强螺栓的极限抗剪承载力设计值；

：一个摩擦型高强螺栓的极限抗剪承载力设计值；

：系数，考虑到高强螺栓的安全储备，可取1.2。

式中各标识符号含义参考本章6.2节。

## 试件PB-BASE滑移承载力验算

根据本章第4节提出的高强螺栓滑移验算公式，对本文第三章的试件PB-BASE进行设计验算。

阻尼器拼接处下翼缘螺栓发生滑移的弯矩值：

×6×0.25×146 kN×(350 mm-12 mm) = 148 kN·m

弹性阶段阻尼器拼接的抗弯承载力设计值：

阻尼器拼接处梁段考虑剪力影响下的全截面塑性弯矩：

满足高强螺栓滑移承载力要求，且计算所得螺栓发生滑移的弯矩值与试验中发生滑移弯矩值误差为(148 kN·m-133.1 kN·m)/ 148 kN·m=8.7%在可接受范围内。

验算螺栓连接按承压型高强螺栓设计的极限承载能力，是否大于按摩擦型高强螺栓设计的承载能力：

=

min0.58×6×300 mm2×800 N/mm2，22 mm×10 mm×2×(1.5×470) N/mm2=

min1252.8 kN，312.2= 312.2

= 1.2×0.9×6×0.25×146 kN = 236.52 kN

满足螺栓设计要求。

## 本章小节

1. 本文所研究的阻尼器安装于梁柱节点时，阻尼器与柱的连接方式建议采用全焊接连接、外伸端板连接、栓焊混合连接；阻尼器与梁的连接方式建议采用全焊接连接、盖板螺栓连接、栓焊混合连接。
2. 本章给出了阻尼器的连接承载力验算、阻尼器与柱的外伸端板连接的刚度计算、罕遇地震下阻尼器下翼缘高强螺栓滑移验算。
3. 利用本章给出的阻尼器下翼缘高强螺栓滑移验算，对本文第三章试验试件PB-BASE的滑移承载力进行了验证，结果表明试件设计满足罕遇地震下设计要求。

# 结论与展望

本文首先对高强螺栓连接试件进行了循环加载试验研究，对高强螺栓连接在循环加载下的滑移过程、滞回性能、影响因素有了直观的认识。接着对本文设计的新型摩擦型转动阻尼器进行了循环加载试验研究，考察了该新型阻尼器及安装该新型阻尼器梁柱节点的受力性能、初始刚度、转动能力、延性和耗能性能。然后，本文采用ABAQUS有限元模拟软件，对试验结果进行了有限元模拟验证。接着，本文设计了5个系列的安装新型阻尼器的梁柱节点模型，对各个系列的试件进行了有限元模拟，通过有限元结果对比，得到了一系列结论。最后，针对本文所研究的新型阻尼器安装于梁柱节点，提出了设计建议，包括：与梁柱的连接形式、承载力验算、连接刚度计算、罕遇地震作用下的高强螺栓滑移验算。

## 结论

在本文的研究基础上，得到以下结论：

1. 总的来看，各高强螺栓连接的滞回曲线较饱满，表现出了良好的滞回性能。

采用黄铜摩擦片的试件在滑移过程中滑移荷载不稳定、力-位移曲线表现出“毛刺”，并伴随巨大的“锤击声”，但采用铝合金摩擦片可解决这个问题，且铝合金摩擦系数略高于黄铜摩擦片；螺栓个数、螺栓预紧力大小、中间板开孔形式，对试件的计算摩擦系数没有明显影响；高强螺栓连接个数越多、高强螺栓预紧力越大，试件的滑移荷载越高；中间板两侧均开长圆螺栓孔的试件，相对于一侧开长圆螺栓孔、一侧开圆螺栓孔的试件，滑移荷载没有明显区别，但可以获得更大的滑移空间；各试件承载力出现了不同程度的退化，最终滑移荷载比最大滑移荷载的降低达到了27%~40%；得到使用黄铜摩擦片的各试件的平均摩擦系数为0.25。

1. 总的来看，各新型摩擦型转动阻尼器试件在循环加载下的滞回曲线均比较饱满，接近矩形，表现出了良好的滞回性能。

各阻尼器在循环加载下呈现出三个受力阶段：弹性阶段、滑移阶段、孔壁挤压阶段。各个阻尼器试件均表现出了良好的受力性能、初始刚度、转动能力、耗能能力和延性。

本文所研究的新型摩擦型转动阻尼器虽然仍然存在目前摩擦型阻尼器普遍存在的承载力退化问题，但解决了现有的摩擦型转动耗能节点、摩擦型转动阻尼器存在的以下问题：(1)相比于长圆孔变型性高强螺栓耗能节点，本文研究的阻尼器转动能力、耗能能力均有显著优势。(2) 相比于日本学者提出的安装摩擦阻尼器的削弱型耗能梁柱节点，安装本文阻尼器的梁柱节点转动能力、初始刚度和延性系数有显著优势。

采用盖板连接（高强螺栓连接盖板、角焊缝焊接盖板、角焊塞焊混合焊接盖板）形式加强上翼缘且腹板通过盖板连接的三种阻尼器试件，滑移荷载、初始刚度依次增加但增加幅值不大。采用焊接角钢形式加强上翼缘且腹板断开处未通过盖板连接的阻尼器试件，滑移荷载、初始刚度均明显小于其他三种试件，这是由于腹板处通过盖板连接可以提高阻尼器的承载力和刚度。采用焊接角钢的上翼缘加强形式且腹板断开处未通过盖板连接的阻尼器试件，转动能力略好于采用盖板连接（高强螺栓连接盖板、角焊缝焊接盖板、角焊塞焊混合焊接盖板）形式加强上翼缘、腹板通过盖板连接的三种阻尼器试件。采用焊接角钢形式加强上翼缘且腹板断开处未通过盖板连接的阻尼器试件，耗能能力略弱于采用盖板连接（高强螺栓连接盖板、角焊缝焊接盖板、角焊塞焊混合焊接盖板）形式加强上翼缘且腹板通过盖板连接的三种阻尼器试件。

1. 采用ABAQUS有限元分析软件可以有效地模拟新型摩擦型转动阻尼器在往复荷载作用下的性能，因此可采用ABAQUS有限元软件对阻尼器及安装阻尼器的梁柱节点进行参数分析。
2. 总的来看，阻尼器上翼缘采用加强构件加强的试件，梁柱节点的滞回曲线均比较饱满，表现出了良好的滞回性能。

采用高强螺栓连接盖板、角焊焊接盖板、角焊塞焊混合焊接盖板以及焊接角钢的形式加强阻尼器上翼缘，能显著提高梁柱节点的屈服荷载、初始刚度和耗能能力。实际工程应用中，建议对阻尼器上翼缘进行加强。

采用连接盖板（高强螺栓连接盖板、角焊焊接盖板、角焊塞焊混合焊接盖板）加强阻尼器上翼缘的系列试件，随盖板厚度改变阻尼器性能变化趋势一致：加强盖板厚度从5mm升高到25mm，试件屈服荷载呈上升趋势，但上升幅度较小；试件初始刚度呈上升趋势，但上升幅度较小；加强盖板厚度从5mm升高到20mm，耗能能力基本不变，盖板厚度为25mm 时耗能能力相对较弱，这是由于盖板厚度较薄时，盖板屈服参与了耗能。

采用角焊塞焊混合焊接盖板加强阻尼器上翼缘的系列试件，角钢厚度不变时，随角钢高度增加，承载力递增、刚度递减、耗能系数递减；角钢高度不变时，随角钢厚度增加，承载力递增、刚度递增、耗能系数递增；角钢高度、厚度越小时，角钢越容易进入屈服。

阻尼器腹板断开处采用盖板连接的试件屈服荷载、初始刚度和耗能能力均显著优于腹板断开处未采用盖板连接的试件。工程应用中，建议在腹板断开处通过盖板连接。

1. 本文研究的新型摩擦型转动阻尼器应用于实际工程中时，可参考本文第六章的设计建议。

## 展望

需要进一步研究的问题：

1. 可将铝合金摩擦片应用于新型摩擦型转动阻尼器，研究其循环加载试验下的性能；应进一步探究耐磨性能好的摩擦片，以解决摩擦阻尼器的退化问题。
2. 本文未研究阻尼器对整个结构的影响，未来可对安装该阻尼器的结构的抗震性能进一步进行探究。

# 参考文献

[1] 韦德香, 崔湘玲, 张元超. 结构被动控制研究进展[J]. 贵州工业大学学报(自然科学版), 2001,6(06):77-83.

[2] Mualla I H. Experimental and numerical evaluation of a novel friction damper device[J]. Ph.D. thesis, Dept. Of Structural Engineering and Materials, Technical University of Denmark., 2000.

[3] Mualla I H. Parameters influencing the behavior of a new friction damper device, 2000[C].

[4] Mualla I H, Belev B. Performance of steel frames with a new friction damper device under earthquake excitation[J]. Engineering Structures, 2002,24(3):365-371.

[5] Mirzabagheri S, Sanati M, Aghakouchak A A, et al. Experimental and numerical investigation of rotational friction dampers with multi units in steel frames subjected to lateral excitation[J]. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2015,15(2):479-491.

[6] Kim J, Choi H, Min K. Use of rotational friction dampers to enhance seismic and progressive collapse resisting capacity of structures[J]. The Structural Design of Tall and Special Buildings, 2011,20(4):515-537.

[7] Morgen B G, Kurama Y C. A friction damper for post tensioned precast concrete beam to Column Joints[S]: 13th World Conference on Earthquake Engineering (13WCEE), 2004[C].

[8] Morgen B G, Kurama Y C. Seismic design of friction-damped precast concrete frame structures[J]. Journal of Structural Engineering, 2007,133(11):1501-1511.

[9] 鲍华峰. 采用新型转动摩擦耗能梁柱节点的钢框架抗震性能研究[D]. 浙江大学, 2013.

[10] 刘亮亮. 采用新型梁柱节点的钢框架\_支撑体系抗震性能研究[D]. 浙江大学, 2013.

[11] Chung H, Moon B, Lee S, et al. Seismic performance of friction dampers using flexure of rc shear wall system[J]. The Structural Design of Tall and Special Buildings, 2009,18(7):807-822.

[12] 师骁. 含摩擦阻尼器钢连梁的往复加载试验 （TU317）[J]. 2015.

[13] Hoi Kit L, G Charles C, Hsen Han K, et al. Experimental studies of eccentrically braced frame with rotational bolted active links: 8th International Conference on Behavior of Steel Structures in Seismic Areas, Shanghai，China, 2015[C].

[14] 陈子康. 弧形钢棒阻尼器与消能减震结构的分析研究[D]. 广州大学, 2013.

[15] 陈子康, 邓雪松, 周云. 新型弧形钢棒阻尼器性能的有限元数值分析[J]. 桂林理工大学学报, 2012,3(32).

[16] 邓雪松, 陈子康, 周云. 不同构造参数对弧形钢棒阻尼器性能的影响分析[J]. 土木工程学报, 2012,45(增刊2).

[17] 闫维明, 刘猛, 李振宝, 等. 新型铅剪切阻尼器的数值模拟试验研究[J]. 2008,34(21):1286-1290.

[18] 吴从晓, 周云, 徐昕, 等. 扇形铅黏弹性阻尼器滞回性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2014,4(35):199-207.

[19] 周云, 徐昕, 邹征敏, 等. 扇形铅粘弹性阻尼器的设计及数值仿真分析[J]. 土木工程与管理学报, 2011,2(28):1-6.

[20] 吴从晓, 徐昕, 周云, 等. 扇形铅粘弹性阻尼器恢复力模型及设计方法研究[J]. 振动与冲击学报, 2015,12(34):18-22.

[21] 徐昕, 周云, 吴从晓. 扇形铅粘弹性阻尼器性能的有限元分析研究[J]. 防灾减灾工程学报, 2012,4(32):444-451.

[22] 徐昕. 新型扇形铅粘弹性阻尼器性能及应用研究 [D]., 2012.

[23] 朱琰洁, 周云, 邓雪松, 等. 装有扇形铅黏弹性阻尼器框架结构的设计与分析[J]. 工程抗震与加固改造, 2014,1(36):70-75.

[24] Sanati M, Khadem S E, Mirzabagheri S, et al. Performance evaluation of a novel rotational damper for structural reinforcement steel frames subjected to lateral excitations[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2014,13(1):75-84.

[25] Clifton C. Semi-rigid joints for moment-resisting steel framed seismic-resisting systems[D]. Auckland, New Zealand: University of Auckland, 2005.

[26] Khoo H, Clifton C, Butterworth J, et al. Influence of steel shim hardness on the Sliding Hinge Joint performance[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2012,72:119-129.

[27] Khoo H, Clifton C, Butterworth J, et al. Development of the self-centering Sliding Hinge Joint with friction ring springs[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2012,78:201-211.

[28] Khoo H, Clifton C, MacRae G, et al. Proposed design models for the asymmetric friction connection[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2015,44(8):1309-1324.

[29] 马人乐, 杨阳, 陈桥生, 等. 长圆孔变型性高强螺栓节点抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2009,1(30):101-106.

[30] Yoshioka T, Ohkubo M. Hinge mechanism of moment resisting stel frame using bolted frictional slipping damper: 13th World Conference on Earthquake Engineering, 2004[C].

[31] 毛剑, 郑宏. 安装阻尼器的削弱型梁柱刚性连接节点抗震性能分析[J]. 建筑钢结构进展, 2014(01):15-22.

[32] Koetaka Y, Chusilp P, Zhang Z, et al. Mechanical property of beam-to-column moment connection with hysteretic dampers for column weak axis[J]. Engineering Structures, 2005,27(1):109-117.

[33] Köken A, Köroğlu M A. Experimental Study on Beam-to-Column Connections of Steel Frame Structures with Steel Slit Dampers[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2015,29(2):4014066.

[34] Saffari H, Hedayat A A, Nejad M P. Post-Northridge connections with slit dampers to enhance strength and ductility[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013,80:138-152.

[35] Oh S, Kim Y, Ryu H. Seismic performance of steel structures with slit dampers[J]. Engineering Structures, 2009,31(9):1997-2008.

[36] 汤统壁, 周云, 杨波. 摩擦耗能器的类型与性能及其在实际工程中的应用[J]. 世界地震工程, 2008(01):47-55.

[37] 欧进萍, 吴斌, 龙旭. 耗能减振结构的抗震设计方法[J]. 地震工程与工程振动, 1998,18

(2).

[38] 吴斌, 欧进萍. Pall 摩擦耗能器的设计方法[J]. 哈尔滨建筑大学学报, 1997(04):13-18.

[39] 欧进萍, 杨飏. 压电-T型变摩擦阻尼器及其性能试验与分析[J]. 地震工程与工程振动, 2003(04):171-177.

[40] 邹向阳, 欧进萍. 粘弹性耗能器的性能与结构减振试验研究[J]. 振动工程学报, 1999(02):90-96.

[41] S P A, Marsh C, Fazio P. Friction joints for seismic control of large panel structure[J]. P C I, 1980,25(6):39-61.

[42] Gerald F, Anagnos T F, Goodson T M. Slotted bolted connections in a seismic design for concentrically braced connections [J]. Earthquake Spectra, 1989,5(2):383-391.

[43] Way D. Friction‐Damped Moment‐Resisting Frames[J]. Earthquake spectra, 1996,12(3):623-633.

[44] Martinez R J E. Incorporation of hysteretic devices on bracing systems of low invasivity: A new approach for the seismic resisting of framed structures: 12 WCEE, 2000[C].

[45] Nielsen L O, Mualla I H, Iwai Y. Seismic isolation with a new friction viscoelastic damping system [A]: 13th World Conference on Earthquake Engineering (13WCEE), 2004[C].

[46] Ng C L, Xu Y L. Seismic response mitigation of tower podium structure using passive friction damper: 13th World Conference on Earthquake Engineering, 2004[C].

[47] 周云. 摩擦耗能减震结构设计[M]. 武汉: 武汉理工大学出版社, 2006.

[48] 郑霖强. 带悬臂梁段拼接的梁柱连接节点初始转动刚度研究[D]. 广州: 华南理工大学土木与交通学院, 2013.

[49] 郭兵, 王磊, 王颖, 等. 钢框架梁柱连接节点转动刚度试验研究[J]. 建筑结构学报, 2011(10):82-89.

[50] FEMA. Interim guidelines advisory No.2:supplementto FEMA-267[R]. California: SAC Joint Venture, 1999.

[51] 郜京峰. 部分高度端板半刚性薄钢-混凝土组合节点受力性能研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.

[52] 石亦平, 周玉蓉. ABAQUS 有限元分析实例详解[M]. 北京: 机械工业出版社, 2006.

[53] 曹金凤, 石亦平. ABAQUS有限元分析常见问题解答[M]. 北京: 机械工业出版社, 2009.

[54] 胡安吉. 高强螺栓拼接节点的耗能机理研究[D]. 苏州, 2009.

[55] 李国强. 多高层建筑钢结构设计[M]. 中国建筑工业出版社, 2004.

[56] 钢结构设计手册编辑委员会. 钢结构设计手册[M]. 中国建筑工业出版社, 2004.

[57] 吴兆旗, 何田田, 姜绍飞, 等. 钢结构梁柱连接节点抗震性能研究进展[J]. 福州大学学报(自然科学版), 2011(05):658-665.

[58] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑抗震设计规范（GB50011-2010）[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010.

[59] 李星荣, 魏才昂, 丁峙崐, 等. 钢结构连接节点设计手册[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2005.

[60] 石永久, 施刚, 王元清, 等. 钢结构端板连接抗震设计方法[J]. 世界地震工程, 2007(03):86-91.

[61] 中华人民共和国国家标准. 钢结构设计规范（GB50017-2003）[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2003.

[62] CEN. Eurocode 3：Design of Steel Structure：Part 1.8 Design of joints[S]. 2002.

# 致谢

行笔至此，感慨良多。叹三年时光白驹过隙，忆青葱岁月似醒似梦，念吾师吾友相助相伴。落其实者思其树，饮其流者怀其源。借此笔墨，聊表谢忱。

研究生三年，最要感谢的是我的导师孙飞飞教授。“谆谆如父语，殷殷似友亲”。孙老师为学者，学识渊博，严谨细致；为师，恪尽职守，诲人不倦；为人，温厚谦恭，和蔼可亲。孙老师于学生，不仅是学术上的指明灯，更是我们成为综合素质更健全的优秀人才的引导者。孙老师于我，良师益友，更似慈父，在我学术迷茫时为我点拨，在我遭遇挫折时给我开导、支持，在我需要作出选择时提供最全面的分析、最中肯的建议；看到我的优点，给我鼓励，发现我的缺点，引我成长。长念师恩，谢无疆焉；长忆师恩，谢无尽焉！

感谢宏儒硕学的李国强老师，您用博大精深、高屋建瓴的学识，孜孜不倦、严谨治学的态度，影响着每一位学生，也引领着整个学术团队不断地创造新的价值。感谢可敬可爱的陈素文老师，在大三参加同济的夏令营时就对您有了深刻的印象，在我参加保研面试时、在香港大学参加会议做报告时，您都给我了极大的信心和鼓励。感谢认真负责的蒋首超老师，您在《专业英语》课程中给了我详尽的指导建议，我的每一次课程作业、课堂汇报才能不断提升。感谢勤勤恳恳的楼国彪老师，我在物美抗火实验室做试验时耐心地为我指导，感谢您为实验室的付出。还要感谢何亚楣老师、陆烨老师以及刘玉姝老师对我的关爱，以及为整个团队的辛勤付出。

感谢意大利特伦托大学Oreste S. Bursi教授，您在学术上的指导和建议让我如沐春风、在新的学术领域有所专研，您的幽默可亲消除了我因语言隔阂的紧张，您的认可提升了我在学术研究方面的信心。还要感谢Bursi教授团队的博士、硕士，在异国他乡给我营造一个家。

感谢我的同门肖蕾、焦联洪、王述文，三年前稚嫩的我们一同踏进土木楼的情景还历历在目，你们在学术上给予了我帮助，在生活中带给了我快乐。尤其感谢肖蕾博士在ANSYS方面带我入门、教我编程，感谢焦联洪硕士帮我检查ABAQUS模型、为我解惑。感谢我的师兄胡智斌、唐熙、赖勤、李志军、裴少帅、莫刚、黄杰，感谢我的师姐贾瑞梓、冉明明，感谢你们给我的提携、鼓励，助我向上，引我成长。感谢我的师弟王萌、肖贲、吴坦烨、唐志明、马志东、魏智锴，感谢我的师妹戴晓欣、赵琛，感谢你们让我在这个团队体验到了家的感觉。

此外，还要感谢教研室的伍佩，是我学习上的帮手、生活中的好友；感谢我的好友徐超，遇见你仿佛遇见了另一个自己，感谢你陪我分享欢乐，伴我走过低谷，见证了我的成长；感谢我的好友王怡庆子，感谢你在我找工作时给予最大的支持；感谢我的好友华楠，感谢你给的笑声和陪伴。是你们教会了我面对学习、生活中的压力和挫折。

感谢我的父母，你们是我最强大的后盾，你们的支持让我无所顾虑地求学。千言万语，无以言谢。我愿用此生来回报你们。

最后，感谢各位评阅专家、教授在百忙之中抽出宝贵时间参与本文的审阅，您的宝贵意见对我的研究工作至关重要。

2017年6月于同济

# 个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果

**个人简历：**

侯玉芳，女，1992年9月生，河南新乡人。

2010年9月—2014年6月，湖南大学土木工程专业，获学士学位。

2014年9月至今，同济大学，建筑与土木工程专业，攻读硕士学位

**已发表论文：**

[1] 孙飞飞，侯玉芳. 转动型阻尼器及转动型耗能节点研究现状[J]. 建筑钢结构进展，2016，38（6）：1-11.