

分类号：TU352.1, TU973+.2

密 级：



## 硕士学位论文

# 被动变阻尼装置设计、试验及其 风振控制分析

学科专业：土木工程

作者姓名：李 茂

指导教师：付伟庆 教授

青岛理工大学  
二〇一九年十二月

A 国内图书分类号: TU352.1, TU973+.2

国际图书分类号: \_\_\_\_\_

## 硕士学位论文

# 被动变阻尼装置设计、试验及其风振 控制分析

硕士研究生: 李茂

导 师 姓 名: 付伟庆 教授

申请学位级别: 工学硕士

学 科 、 专 业: 土木工程

所 在 单 位: 土木工程学院

答 辩 日 期: 2019 年 12 月

学位授予单位: 青岛理工大学

Classified Index: TU352.1, TU973<sup>+</sup>.2

U.D.C: \_\_\_\_\_

Dissertation for the Master Degree in Engineering

**DESIGN, PERFORMANCE TEST AND  
STRUCTURAL WIND-INDUCED  
VIBRATION CONTROL ANALYSIS OF  
PASSIVE VARIABLE DAMPING DEVICE**

**Candidate:** Li Mao  
**Supervisor:** Prof. Fu Weiqing  
**Academic Degree Applied for:** Master of Science in Engineering  
**Specialty:** Civil Engineering  
**Date of Oral Examination:** December, 2019  
**University:** Qingdao University of Technology

硕士学位论文

**被动变阻尼装置设计、试验及其风振  
控制分析**

学位论文答辩日期: 2019.12.09

指导教师签字: 任伟庆

答辩委员会成员签字:

孙军  
孙晓东

王波

赵建伟

徐菁



# 目 录

<b>摘要</b> .....	I
<b>Abstract</b> .....	III
<b>第1章 绪论</b> .....	1
1.1 引言 .....	1
1.2 变阻尼控制装置研究与应用现状 .....	1
1.2.1 国内研究现状 .....	3
1.2.2 国外研究现状 .....	5
1.3 结构风振控制研究现状 .....	6
1.3.1 国内研究现状 .....	7
1.3.2 国外研究现状 .....	8
1.4 本文研究的内容和意义 .....	9
1.4.1 主要研究内容 .....	9
1.4.2 研究技术路线 .....	10
<b>第2章 被动变阻尼装置的设计原理与阻尼力公式推导</b> .....	11
2.1 引言 .....	11
2.2 被动变阻尼装置的设计原理 .....	11
2.2.1 粘滞阻尼器阻尼力公式 .....	11
2.2.2 变阻尼设计原理 .....	12
2.3 被动变阻尼装置构造与工作原理 .....	13
2.3.1 被动变阻尼装置构造 .....	13
2.3.2 被动变阻尼装置工作原理 .....	16
2.4 被动变阻尼装置阻尼力理论公式推导 .....	18
2.4.1 流体属性和流动方式 .....	18
2.4.2 节流阀弹簧无预压力 .....	20
2.4.3 节流阀弹簧有预压力 .....	25
2.5 本章小结 .....	26
<b>第3章 单阶梯被动变阻尼装置设计与试验</b> .....	27
3.1 引言 .....	27
3.2 单阶梯被动变阻尼装置主要构造参数 .....	27
3.2.1 阻尼缸体 .....	27

3.2.2 节流阀 .....	28
3.3 单阶梯被动变阻尼装置初始设计及试验验证 .....	30
3.4 单阶梯被动变阻尼装置的设计调整与试验设计 .....	32
3.4.1 试验目的和研究意义 .....	32
3.4.2 试验加载方式和加载工况 .....	33
3.5 单阶梯被动变阻尼装置试验结果分析 .....	35
3.5.1 滞回曲线分析 .....	35
3.5.2 最大阻尼力与速度关系分析 .....	41
3.6 本章小结 .....	42
<b>第4章 多阶梯被动变阻尼装置的设计与试验 .....</b>	<b>45</b>
4.1 引言 .....	45
4.2 多阶梯被动变阻尼装置构造与工作原理 .....	45
4.2.1 多阶梯被动变阻尼装置构造 .....	45
4.2.2 两阶梯被动变阻尼装置工作原理 .....	47
4.3 两阶梯被动变阻尼装置试验 .....	48
4.3.1 试验设计概况 .....	48
4.3.2 试验结果与分析-两组控制阀相同 .....	49
4.3.3 试验结果与分析-两组控制阀不同 .....	51
4.4 多阶梯被动变阻尼装置阻尼力理论公式推导 .....	54
4.5 本章小结 .....	57
<b>第5章 基于被动变阻尼装置高层建筑结构风振控制分析 .....</b>	<b>59</b>
5.1 引言 .....	59
5.2 单阶梯被动变阻尼装置风振控制分析 .....	59
5.2.1 SPVDD 计算模型与结构运动方程 .....	60
5.2.2 结构计算模型和风荷载选取 .....	61
5.2.3 模型结构风控响应分析 .....	64
5.3 多阶梯被动变阻尼装置风振控制分析 .....	71
5.3.1 MPVDD 的计算模型 .....	72
5.3.2 模型结构风振响应分析 .....	73
5.4 本章小结 .....	80
<b>第6章 被动变阻尼装置高层建筑风振控制性能化设计方法 .....</b>	<b>83</b>
6.1 引言 .....	83
6.2 性能化设计方法与性能水准、性能指标的设定 .....	83

---

6.2.1 性能化设计方法概述 .....	83
6.2.2 性能水准与性能指标的设定 .....	84
6.3 单阶梯被动变阻尼装置高层建筑风振控制性能化设计方法 .....	86
6.3.1 设计方法提出 .....	87
6.3.2 工程设计实例 .....	88
6.4 多阶梯被动变阻尼装置高层建筑风振控制设计方法 .....	93
6.4.1 设计方法提出 .....	94
6.4.2 工程设计实例 .....	96
6.5 本章小结 .....	101
<b>第 7 章 结论与展望 .....</b>	<b>103</b>
7.1 结论 .....	103
7.2 展望 .....	104
<b>参考文献 .....</b>	<b>107</b>
<b>攻读硕士学位期间发表的学术论文及科研工作 .....</b>	<b>115</b>
<b>致谢 .....</b>	<b>119</b>

## 摘要

传统结构的抗风和抗震设计采用加强结构构件的抗侧刚度来实现，增加抗侧构件截面尺寸和提高材料强度势必会增加结构自重，产生地震响应增大、结构延性降低和造价增高的缺点。结构振动控制技术通过在结构特定部位增加耗能装置，当地震、强风等外荷载来临时，依靠装置自身进行能量耗散，减少了传递至结构主体上的外部能量，从而提高了结构的安全性和耐久性。

粘滞阻尼器作为传统被动控制装置，有着构造简单、不需要外部能量输入和不会对结构主体产生破坏作用力等优点，但其阻尼系数固定，出力范围窄等问题限制其发展和应用。磁流变阻尼器等半主动控制阻尼器通过实时调整外加磁场改变阻尼器中流体特性，实现改变阻尼器出力，有着出力范围广、阻尼力瞬时可控等优点，但其需要外部能源供应和配置反馈控制装置。

结合上述两种控制装置的优点，本文在粘滞阻尼器的基础上，研发设计了一种新型被动式变阻尼耗能装置，该装置构造简单，可实现较宽域阻尼力输出，同时有着不需要外部能源输入和反馈控制条件，可实现自适应控制等优点。论文主要进行了以下几方面研究：

1. 根据现有粘滞阻尼器理论，分析得到了通过改变阻尼孔面积改变阻尼系数的方法。根据变阻尼相关理论，设计了一种被动变阻尼装置。该装置可随外部激励改变，通过机械方式改变阻尼器内部阻尼孔的面积，从而实现对阻尼出力过程中阻尼系数的调整，并推导了装置阻尼力的理论公式。

2. 设计制作了一种单阶梯的被动变阻尼装置（Single-stage passive variable damping device, SPVDD），对其进行了多工况性能验证试验。试验结果表明，该装置可以随外部激励速度的变化实时机械式改变阻尼系数，且无需外部能源供给，耗能效果明显优于传统粘滞阻尼器。

3. 在单阶梯被动变阻尼装置的基础上，设计制作了一种多阶梯被动变阻尼装置（Multi-stage passive variable damping device, MPVDD），也对其进行了性能验证试验。试验结果表明，相对于单阶梯被动变阻尼装置，多阶梯被动变阻尼装置有着更广的阻尼力出力范围，可同时对不同的速度响应区间设计不同的阻尼系数变化规律，耗能效果优于传统粘滞阻尼器和单阶梯被动变阻尼装置。

4. 对应用单阶梯和多阶梯被动变阻尼装置的高层建筑风振控制效果进行了计算分析。计算结果表明,单阶梯被动变阻尼装置对结构响应的控制效果随风荷载强度的增加而提高,控制效果优于传统粘滞阻尼器;多阶梯被动变阻尼装置随着阶梯数增加,控制范围不断变宽,可实现对不同风荷载强度下结构响应的阶梯性控制及多目标响应的控制。

5. 基于性能化设计理论,分别提出了基于单阶梯和多阶梯被动变阻尼装置的高层建筑风振控制性能化设计方法,并通过工程实例对设计方法进行了说明。该设计方法可考虑结构在不同风压下多目标控制需求,针对不同控制响应值,给出阻尼器数量和构造参数的完整设计过程。该设计方法可满足结构在弱风压下舒适度需要,强风压下的耐久性要求及确保强风压下结构的安全性,工程设计实例也表明了该设计方法的可行性和适用性。

**关键词:** 结构振动控制; 被动变阻尼控制; 性能试验; 风振控制分析; 性能化设计方法

## Abstract

The traditional wind and seismic design of structures use the method of strengthening the lateral stiffness of structural members. Increasing the dimension and material strength of horizontal deflection resistance members will inevitably increase the self-weight of structures, and have the shortcomings of increasing seismic response, reducing ductility, and increasing the cost. Structural vibration control technology sets energy dissipation devices at a specific location of the structure. When external loads such as earthquakes and strong wind come, it relies on the device itself to dissipate energy firstly, which reduces the external energy transferred to the main structure, thereby improving the safety and durability of the structure.

As a traditional passive control device, the viscous damper has many advantages, such as simple structure, no need external energy supply, and no destructive force on the main structure, but its constant damping coefficient and narrow output range limit its development and application. Semi-active control dampers, such as Magnetorheological dampers, can vary the fluid characteristics of dampers by adjusting the external magnetic field in real-time. It has the advantages of the extensive output range and instantaneous control force output. However, they still need external energy supply and feedback control devices.

Combining the advantages of the above two control devices, based on the viscous damper, this thesis designed and developed a new type of passive variable damping energy dissipation device. The device has a simple structure and can achieve an extensive damping force output without external Energy supply and feedback control devices conditions. The thesis mainly carried out the following research:

1. Based on the current theory of viscous damper, the method of change the damping orifice area to change the damping coefficients is obtained employing analysis of the damping force formula and the passive variable damping device is designed through this theory. The device can change the area of the damping orifices by mechanical means with the external excitation, thus realizing the adjustment of the damping coefficient in the process of the output of the damper. The theoretical damping force formula of the device is also deduced.

2. A single-stage passive variable damping device (SPVDD) is designed and fabricated, and its performance tests under various working conditions are carried out. The results show that the device can change the damping coefficient mechanically in real-time with the change of external excitation velocity without external energy supply, and the energy dissipation effect is better than that of traditional viscous dampers.

3. Based on the SPVDD, a multi-stage passive variable damping device (MPVDD) was designed and fabricated, and its performance test was also carried out. The test result shows that compared with the SPVDD, the MPVDD has a broader range of damping force output, and can simultaneously design different damping coefficient variation principle for different velocity intervals. The energy dissipation effect is better than the traditional viscous damper and the SPVDD.

4. The wind-induced vibration control effects of high-rise buildings with SPVDD and MPVDD are calculated and analyzed. The results show that for SPVDD, the control effect of structural response with SPVDD increases with the increase of basic wind pressure, and it is also better than that of the traditional viscous damper. For MPVDD, the control scope of MPVDD widens with the increase of stage of MPVDD, which can realize the step control and multi-target response control of structural response under different basic wind pressure.

5. Based on the performance-based design theory, the performance-based design methods of wind-induced vibration control for high-rise buildings with SPVDD and MPVDD are proposed, respectively, and a real structure illustrates the design methods. The design method can consider the multi-target control requirements of the structure under different basic wind pressures, and give the complete design process of the arrangement of dampers and damping-related parameters for different requirements. The design method can meet the comfort requirement of the structure under weak wind pressure, the durability requirement under middle wind pressure, and the safety of the structure under intense wind pressure. Engineering design examples also demonstrate the feasibility and applicability of the design method.

**Keywords:** structure vibration control; passive variable damping device; performance test; wind-induced vibration control analysis; performance-based design method

# 第1章 绪论

## 1.1 引言

地震、台风等自然灾害时时刻刻威胁着人类的生命安全和财产安全<sup>[1-3]</sup>。我国国土辽阔，位于世界两大地震带（太平洋板块地震带和欧亚板块地震带）中间，同时我国南方临近北太平洋台风多发地。据统计，全球每年发生地震 500 万余次，人类有感觉的超过 50000 次，足以造成灾难的大约十几次<sup>[4]</sup>。近 30 年来，我国平均每年发生 43 个龙卷风灾害，7~10 个台风灾害，每次台风灾害都会造成数百万的受灾人口和数百亿元的经济损失<sup>[5,6]</sup>。



(a) 地震灾后

(b) 台风灾后

图 1.1 地震和台风受灾情况

随着科技的发展和时代的进步，人们不断探索应对强自然灾害的预防策略，防灾减灾也成为了研究的热点问题<sup>[7]</sup>。另一方面，社会经济的迅速发展对现代建筑结构的安全性、适用性和舒适性提出了更高的要求。传统的抗震结构体系通过增强结构本身性能来抵御地震作用，由结构本身消耗地震能量，来满足结构的抗震设防要求。但由于人们尚不能准确地估计结构在未来可能遭遇的地震动特性，因此在这种充满不确定性地震作用下，结构很可能不满足安全性和舒适性的要求，产生严重破坏，甚至倒塌，造成重大的经济损失和人员伤亡。

## 1.2 变阻尼控制装置研究与应用现状

振动控制最早在 20 世纪初应用于机械行业，随后发展到航空航天工程，现在应用到建筑结构中。土木工程中的结构振动控制的概念是由美籍华人 J.T.P Yao<sup>[8]</sup>在 1972 年最早提出的。结构振动控制<sup>[9-16]</sup>就是在结构的某些特定部位加入某种装置、

机构或子结构来改变主体结构在外部作用（风、地震等）下的动力特性，帮助结构进行耗能减振，使其动力响应得到较好的控制。结构振动控制按是否需要外部能源和激励以及结构反应的信号，分为被动控制、主动控制、半主动控制、混合控制<sup>[17,18]</sup>，如图 1.2 所示。

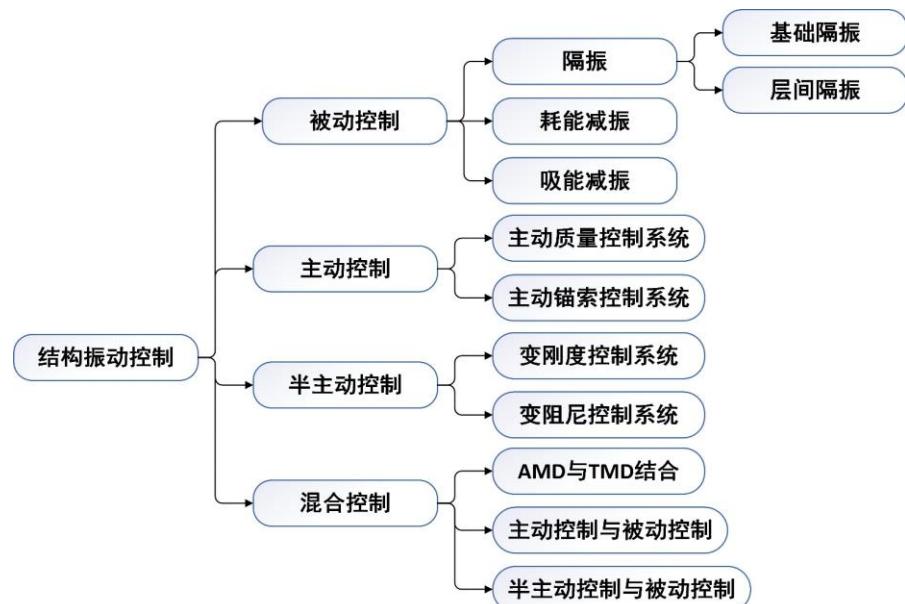


图 1.2 结构振动控制分类

在结构振动控制领域，由于地震、强风等外荷载有较大的不确定性，如粘滞阻尼器等恒定阻尼<sup>[19-25]</sup>或金属阻尼器等恒定刚度控制装置<sup>[26-31]</sup>可能无法适应所有外部荷载种类。由于变刚度装置能改变结构刚度，虽然可以在一定程度上增加结构抵抗振动的能力，但会使结构的加速度响应增大，同样对结构的安全性和舒适性不利。大量的试验和研究证明，增加结构的阻尼可以有效减少结构振动，不会对结构产生其他不利影响，但恒定的阻尼系数会导致耗能装置的耗能能力被限定在较小范围内，无法适应外荷载的要求。因此，采用阻尼系数可变的耗能装置既可以有效减少结构振动，同时也可以满足不同的外荷载要求。

变阻尼装置按照装置类型主要分为变阻尼 TMD、变阻尼阻尼器和变阻尼隔振器等。变阻尼 TMD 是在传统 TMD 基础上增加磁流变阻尼器、电涡流阻尼器或其他变阻尼耗能装置来调整 TMD 的频率，使其使用半主动控制或被动控制的方式实现主动控制的控制效果<sup>[32-34]</sup>。

变阻尼隔振器通常采用磁流变弹性体、磁流变液等智能材料作为隔震器的基本材料或内部填充材料制作加工成，其主要特性是其动态力学参数可以随着外部输入的磁场变化发生实时、可逆的变化。相对于传统隔震支座<sup>[35-46]</sup>，由于该类隔振

器可以通过外加磁场来改变隔震支座的刚度和阻尼系数，同时不需要大量的能源输入，可以针对外部激励进行精准控制，其可靠性和精确度及响应速度都远远高于传统隔震支座<sup>[47-49]</sup>。

变阻尼阻尼器按照变阻尼方式分为位移型变阻尼、速度型变阻尼、半主动变阻尼三个种类。位移型变阻尼装置主要是在粘滞阻尼器的基础上进行的改进设计，通过不同位移下设置不同大小的阻尼孔面积来调整阻尼器的阻尼系数，根据其面积孔变化可分为连续式变阻尼和阶梯式变阻尼。半主动变阻尼主要是通过小功率外部能源的输入改变阻尼器中材料的特性或电流磁场分布来改变装置的阻尼系数，主要有磁流变阻尼器、电流变阻尼器和电涡流阻尼器等<sup>[50-52]</sup>。速度型变阻尼装置通过机械方式改变阻尼孔的大小或个数来改变阻尼器的阻尼系数<sup>[53,54]</sup>。由于粘滞阻尼器是速度相关型阻尼器，而在其基础上发展起来的速度型变阻尼装置的阻尼系数同样能够随着速度的变化而变化，因此在被动控制中其变阻尼效率最高，对结构控制效果最好。

### 1.2.1 国内研究现状

国内对变阻尼装置的研究主要针对于变阻尼 TMD、变阻尼隔震支座和位移相类型变阻尼阻尼器，下面对国内的研究现状进行简要介绍

赵祥等人<sup>[55,56]</sup>设计了一种变阻尼式调谐液体阻尼器，装置质量块两端设有丝杠，当结构振动带动质量块振动时，丝杠会带动腔体内的扇叶转动，墙体内充满粘滞阻尼介质，为质量块振动产生一定的阻尼。当位移达到一定阈值时，丝杠会与另一腔体的扇叶连接，此时两个扇叶共同工作，阻尼系数是最初的两倍，实现了阻尼系数的变化。通过对钢框架的振动台试验和数值模拟验证了变阻尼调谐质量阻尼器控制的有效性，且控制效果随地震峰值的增加而增加。

陈政清等人<sup>[57-59]</sup>设计了一种永磁式电涡流调谐质量阻尼器，通过在 TMD 上设置永磁体，在 TMD 两侧设置电涡流导体板，来实现对 TMD 的阻尼进行实时调节。与传统 TMD 相比，电涡流 TMD 不与其他结构接触，无摩擦阻尼，通过调节电流的大小调节可以实时调节 TMD 的阻尼系数。

欧进萍等人<sup>[60]</sup>提出了一种半主动磁流变质量驱动器，采用半主动控制算法对其进行控制效果分析，同时在同条件下比较了磁流变质量驱动器、主动质量驱动器和普通调谐质量阻尼器。结果表明，磁流变质量驱动器虽然采用很少的能量输入，

但其控制效果优于传统调谐质量阻尼器，接近主动质量驱动器。

王修勇、孙洪鑫等人<sup>[61-65]</sup>采用磁流变液作为调谐液柱阻尼器的流动介质，设计了一种磁流变式调谐液柱阻尼器(MR-TLCD)。通过建立其数学模型，对其在地震作用和风荷载下的响应控制效果进行了分析，同时通过算法优化了 MR-TLCD 的控制效果。

毕凤荣等人<sup>[66]</sup>采用磁流变弹性体作为变阻尼和变刚度材料，将其用作隔震支座中，通过改变磁场强度来改变其阻尼和刚度，从而改变上部结构的周期，使结构周期远离地震的卓越周期。试验和仿真分析结果表明，其阻尼变化率可达 214%，刚度变化可达 55.4%，可用于结构、机械的半主动控制中。

闫维明等人<sup>[67]</sup>设计了一种变间隙粘滞阻尼器（图 1.10），通过连续或阶梯改变缸径大小，使得位移大小不同阻尼间隙大小不同，实现阻尼系数的连续或阶梯变化。试验和理论分析结果表明，该变间隙粘滞阻尼器的阻尼系数能够随着位移的变化而变化，控制效果优于粘滞阻尼器。

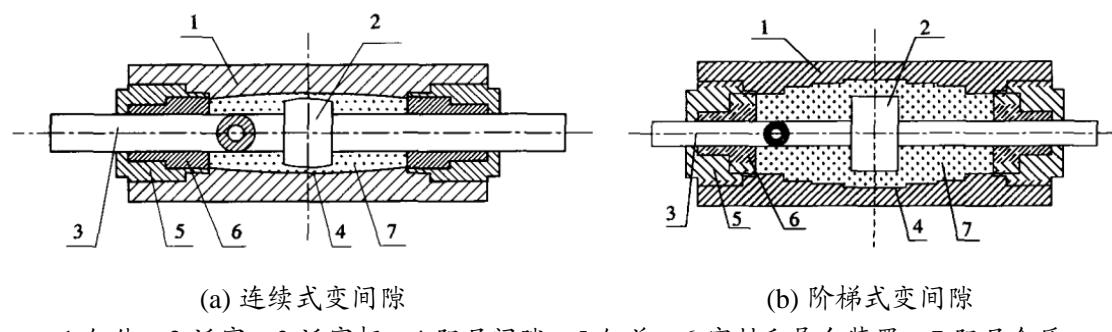


图 1.3 变间隙粘滞阻尼器  
1-缸体；2-活塞；3-活塞杆；4-阻尼间隙；5-缸盖；6-密封和导向装置；7-阻尼介质

梁沙河等人<sup>[68-70]</sup>设计了一种变阻尼粘滞阻尼器（图 1.11），同样利用了改变阻尼孔大小改变阻尼系数的方法，通过设置变孔径阻尼棒，使活塞在不同位移下拥有不同阻尼孔大小，从而形成了位移相关的变阻尼装置。

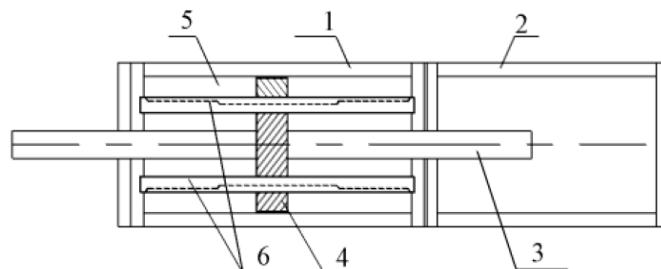
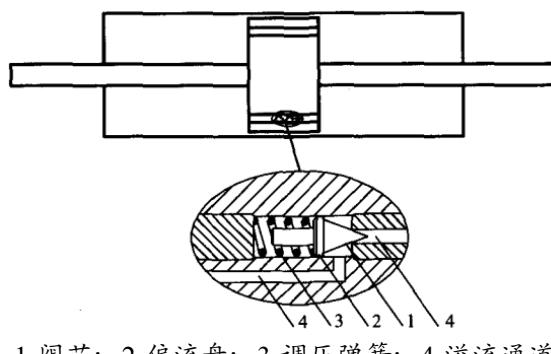


图 1.4 变阻尼粘滞阻尼器  
1-主缸；2-副缸；3-导杆；4-活塞；5-阻尼材料；6-带槽阻尼棒

黄镇等人<sup>[71,72]</sup>设计了一种调节阀式粘滞阻尼器（图 1.12），该阻尼器中设有一

个调节阀，该调解法开口的大小与激励速度有关。当激励速度较小时，阻尼孔较小，阻尼系数较大；激励速度变大时，阻尼孔随之变大。该阻尼器可以在外界激励较大时调节阻尼器的最大出力，避免对阻尼器、支撑和结构的节点产生不利影响。



1-阀芯；2-偏流盘；3-调压弹簧；4-溢流通道

图 1.5 调节阀粘滞阻尼器

### 1.2.2 国外研究现状

国外对变阻尼装置的主要研究方向与国内类似，主要是在传统半主动控制手段上进行的改进和创新，下面对变阻尼装置国外研究现状进行简要介绍。

T. Pinkaew, Y. Fujino 等人<sup>[73]</sup>将半主动变阻尼装置应用到了传统 TMD 当中，采用最优控制算法对半主动变阻尼装置进行了算法设计。通过对单自由度结构进行谐波激励，对比研究了半主动变阻尼 TMD 与传统被动 TMD 的控制效果，相比传统 TMD，两者达到相同控制效果时，传统 TMD 所需质量块重量是半主动变阻尼 TMD 的 4 倍，优越性明显。

S. Nagarajaiah 等人<sup>[74]</sup>设计了一种利用半主动开关控制的变阻尼调谐质量阻尼器，利用半主动控制调整 TMD 的阻尼系数，采用基于短时傅里叶变换的控制算法，当 TMD 位移达到某个阈值时，将其阻尼系数设置为零，其他时刻设置为某个合适的非零值。通过对该 TMD 和传统 TMD 在远场和近场地震作用下的结构响应对比，表明半主动开关控制的变阻尼调谐质量阻尼器可以有效的减少地震动，效率明显高于传统 TMD。

Y. Li<sup>[75-77]</sup>等人设计了新型磁流变弹性体隔震支座，该隔震支座采用了钢板与磁流变弹性体层层叠加的形式，层与层之间设有线圈，通过电流的改变来改变隔震支座中的磁场，从而改变隔震支座的横向刚度和阻尼系数。通过谐波激励的振动台试验，证明了装置的侧向刚度和阻尼系数变化率分别可以达到 37% 和 45%，对建筑隔震有着很重要的意义。

H. Kurino 等人<sup>[78]</sup>设计了一种内置控制器的油阻尼器，该阻尼器是在粘滞阻尼器的基础上改进设计得到，内置的控制器可以改变阻尼器中的阻尼孔的个数，从而改变阻尼器的阻尼系数。通过对足尺控制器粘滞阻尼器的试验和与传统粘滞阻尼器的对比，证明了该阻尼器控制效果的优越性。

N. Wongprasert 等人<sup>[79]</sup>结合磁流变弹性体隔震支座和变孔径粘滞液体阻尼器对一个三层钢结构模型进行了振动控制试验研究。变孔径粘滞阻尼器采用了  $H_\infty$  最优反馈控制算法，通过半主动控制方法进行阻尼孔的开合变化，同时磁流变弹性体隔震支座也能通过外部电流输入改变其横向阻尼和刚度。试验与传统的被动隔震系统进行了对比，结果表明自适应隔震系统可以显著降低上部结构的响应。

B. Sapiński 等人<sup>[80]</sup>设计了一种能量收集磁流变阻尼器（Energy Harvesting MR Damper, EH-MRD），该阻尼器在传统磁流变阻尼器的基础上增加了能量收集装置，将结构的动能储存用于磁流变阻尼器的自身能量供应。通过两个试验对该阻尼器的自供能能力和自适应功能进行了探究，结果表明该阻尼器能够在自供能的情况下实现与传统磁流变阻尼器相同的控制效果。

通过上述对变阻尼装置国内外研究现状的综述研究，可以看出现阶段研究主要是采用半主动控制手段进行阻尼系数的变化，而基本没有采用被动控制手段进行阻尼系数变化的相关研究，因此采用被动控制手段进行变阻尼控制研究是一个新的研究方向，具有一定的可探究性。

### 1.3 结构风振控制研究现状

结构的风振控制问题主要是针对高层建筑结构和超高层建筑结构，由于高层建筑结构高宽比较大，整体刚度较低，基本周期较长，因此地震作用对高层建筑结构影响相对较小，而风荷载属于长周期荷载，容易与高层建筑产生共振，对高层建筑影响较大<sup>[81]</sup>。在结构振动控制技术大规模研究和应用之前，高层建筑的高度较低，数量也较少。随着近些年经济技术的不断发展，高层建筑的数量和建设难度不断攀升，结构振动控制技术始终是其发展的重要前提和保障。

解决高层建筑风振控制问题首先要对结构的风荷载进行有效的获取，目前风荷载的获取方式主要分为三种：风洞试验、现场实测和基于风谱的风荷载模拟。高层建筑的风洞试验是开展风振控制研究的重要基础，由于建筑结构表面形状复杂，风荷载与结构之间的相互作用关系十分复杂，因此风洞试验是了解建筑物所受风

荷载的最直观和精确的方法<sup>[82-85]</sup>。现场实测是通过在建筑物外部布置检测装置，测量结构各个部分的变形和风荷载大小等，由于现场实测受环境影响较大、无法对待建结构进行测试等原因限制了其发展和使用。基于风谱的数值模拟方法是通过计算机软件程序，通过基于大量实测数据的风谱应用傅里叶正交变换等方法，利用随机过程模拟风速或风荷载<sup>[86-90]</sup>。

获得了结构的风荷载便可以对结构在风荷载下的响应和控制效果进行有效的分析和计算。常见的高层建筑结构风振控制的装置主要有调谐质量阻尼器、调谐液体阻尼器、主动质量驱动器和粘滞阻尼器等。针对不同的控制手段，许多学者进行了不同的研究，也提出了很多基于高层建筑的风振控制设计方法，下面分别对国内外的风振控制研究历史和进展分别进行简单介绍。

### 1.3.1 国内研究现状

欧进萍等人<sup>[91]</sup>结合我国风荷载规范，对设置有调谐液体阻尼器和调谐质量阻尼器控制系统的高层建筑风振控制效果进行了分析，并提出了满足舒适度和层间位移的抗风设计使用设计方法，同时确定了两种阻尼器的最佳取值参数，为其应用打下了基础。

徐怀兵等人<sup>[92]</sup>将混合调谐质量阻尼器应用到了高层建筑风振控制中，并提出了其抗风设计方法。该阻尼器可以进行主动控制和被动控制的切换，在保证控制效果的同时最大程度减少能源输入。通过对 76 层 Benchmark 模型算例分析，验证了其提出的控制系统最优参数和附加等效阻尼比的计算方法，同时也体现了混合调谐质量阻尼器有效的控制效果。

翟伟廉等人<sup>[93]</sup>将粘弹性阻尼器应用于高层建筑抗震和抗风控制，针对规范中的要求建立了粘弹性阻尼器抗震反应谱的调整公式和风振控制的计算参数调整公式。算例分析表明，该阻尼器对结构的抗震和抗风都有很好的控制效果。

陈鑫、李爱群等人<sup>[94,95]</sup>对自立式高耸钢结构在曲率相关的粘滞阻尼减振装置控制下的响应和设计方法进行了研究，基于等效阻尼比的概念提出了针对自立式高耸结构的黏滞阻尼减振设计方法。同时对设有不同环形调谐液体阻尼器的高耸钢烟囱结构的抗风性能进行了试验了和数值分析研究，结构表明在阻尼器中增加格栅或颗粒能有效的提高控制效果。

周云、汪大洋等人<sup>[96-103]</sup>分别采用粘滞阻尼器、变性能粘滞阻尼器和磁流变阻

尼器对高层建筑的风致振动进行了控制研究，考虑了舒适度和安全性等结构要求，提出了基于能量、结构性能的设计方法。

陈永祁等人<sup>[104]</sup>采用黏滞阻尼器对高层建筑进行风振控制，对阻尼器的布置、设计方法、阻尼器替代剪力墙和阻尼器的经济性问题进行了讨论。通过对上述问题的讨论，提出了使用阻尼器代替剪力墙的新思路，并通过实例证明了其可行性。

### 1.3.2 国外研究现状

M. Gu 等人<sup>[105]</sup>采用主动控制对超高层建筑的风致振动进行了自适应反馈控制。通过正弦参考控制策略克服了自适应反馈控制中的一些缺点，对多自由度结构进行的风洞试验，结果表明采取此策略主动控制能有效降低结构振动，并能够在具有动态不确定性和建模误差的高层建筑风振控制中使用。

T. Wakahara 等人<sup>[106]</sup>研究了高层建筑调谐液体阻尼器的最优设计方案，开发了一种新的针对调谐液体阻尼器的高层建筑风振控制仿真分析方法，提出了一些影响调谐液体阻尼器性能的设计参数，通过实例验证了该方法的正确性，和所设计参数的最优效果。

Z. Lu 等人<sup>[107]</sup>将颗粒调谐质量阻尼器应用于高层建筑的风振控制中，通过风洞试验对比研究了颗粒调谐质量阻尼器和传统的调谐质量阻尼器，体现出了颗粒调谐质量阻尼系统控制效果的优越性和鲁棒性。同时，对颗粒阻尼器中颗粒的参数进行了分析，得到了最佳填充比和质量比。

H. Kim 等人<sup>[108]</sup>对半主动式和混合粘滞液体式调谐液柱阻尼器在 76 层 Benchmark 模型风振控制中的应用进行了研究。结果表明，半主动式调谐液柱阻尼器性能与主动质量驱动器相当，而在固有频率上混合粘滞液体式调谐液柱阻尼器的控制效果优于半主动调谐液柱阻尼器，能有效减少结构位移和加速度响应。

C. Zhang<sup>[109]</sup>基于 76 层 Benchmark 模型提出了自适应反力墙控制和半主动质量控制器。将两种控制手段与模型中的调谐质量阻尼器控制效果进行了对比，提出了一种新的评价指标来表示速度/位移与能量的关系。通过不同控制策略之间的比较，讨论了惯性质量对控制效果的影响。

通过上述对国内外高层建筑风振控制问题的综述研究，发现目前针对风致振动的控制主要采用调谐质量阻尼器和调谐液体阻尼器或基于两者的改进装置。被动式调谐质量阻尼器只能对单一频率进行有效控制，增加半主动控制或主动控制

装置的调谐质量阻尼器需要外部能源供应，而极端天气下能源的供应是一个重要问题，同时这两种阻尼器设计困难，造价较高，只能应用在超高层结构或建设难度较高的结构中。因此，在保证半主动控制宽域控制的效果上，采用被动、无源输入的控制手段对风荷载进行控制是非常必要的。

## 1.4 本文研究的内容和意义

### 1.4.1 主要研究内容

为解决现有被动控制粘滞阻尼器阻尼系数恒定、出力范围窄的缺点，本文在粘滞阻尼器的基础上进行了创新，提出了使用被动控制手段机械式改变粘滞阻尼器阻尼系数的方法。通过对单阶梯变阻尼装置和多阶梯变阻尼装置进行性能试验研究，验证了设计的正确性。通过对装有被动变阻尼装置的高层建筑进行风振控制计算分析，证明了其对风致振动良好的控制效果。本文围绕被动变阻尼装置主要进行了如下研究内容：

#### (1) 被动变阻尼理论的提出和装置的设计制作

从现有粘滞阻尼器的缺点出发，通过对粘滞阻尼器的阻尼力理论公式分析，得到改变阻尼孔面积来改变阻尼器阻尼系数的方法。根据变阻尼理论，设计实现被动变阻尼装置，推导被动变阻尼装置阻尼力的理论计算公式。

#### (2) 单阶梯被动变阻尼装置的性能试验

根据被动变阻尼的设计思路，设计并制作单阶梯被动变阻尼装置。为了验证单阶梯被动变阻尼装置设计思路的正确性和变阻尼器实现的可行性，对其进行性能验证试验和分析。

#### (3) 多阶梯被动变阻尼装置的设计与性能试验

在单阶梯被动变阻尼的基础上，为了获得更大阻尼力出力范围和多级调整阻尼系数，设计多阶梯被动变阻尼装置，并对其进行性能验证试验，同时推导多阶梯可变阻尼力的理论计算公式。

#### (4) 被动变阻尼装置对高层建筑风振响应控制效果分析

对单阶梯和多阶梯被动变阻尼装置在高层建筑中的风振控制效果分别进行计算分析。利用结构风振控制 Benchmark 模型，针对不同风压等级风荷载激励进行单阶梯变阻尼装置控制下的结构响应计算分析，同时对装置的布置形式对控制效

果的影响进行研究；在对多阶梯被动变阻尼装置风振控制分析中，针对不同阶梯数量的变阻尼装置控制效果进行对比分析。

#### (5) 基于被动变阻尼装置高层建筑风振控制性能化设计方法

从被动变阻尼装置对高层建筑的风振控制分析中，得到了其装置对风振控制的特点。根据这一特点提出基于单阶梯和多阶梯被动变阻尼装置的高层建筑风振控制性能设计方法。通过工程设计实例说明该设计方法的可行性和适用性。

### 1.4.2 研究技术路线

本研究主要分为对装置的研究和其应用研究。研究采用技术路线如图 1.6 所示。

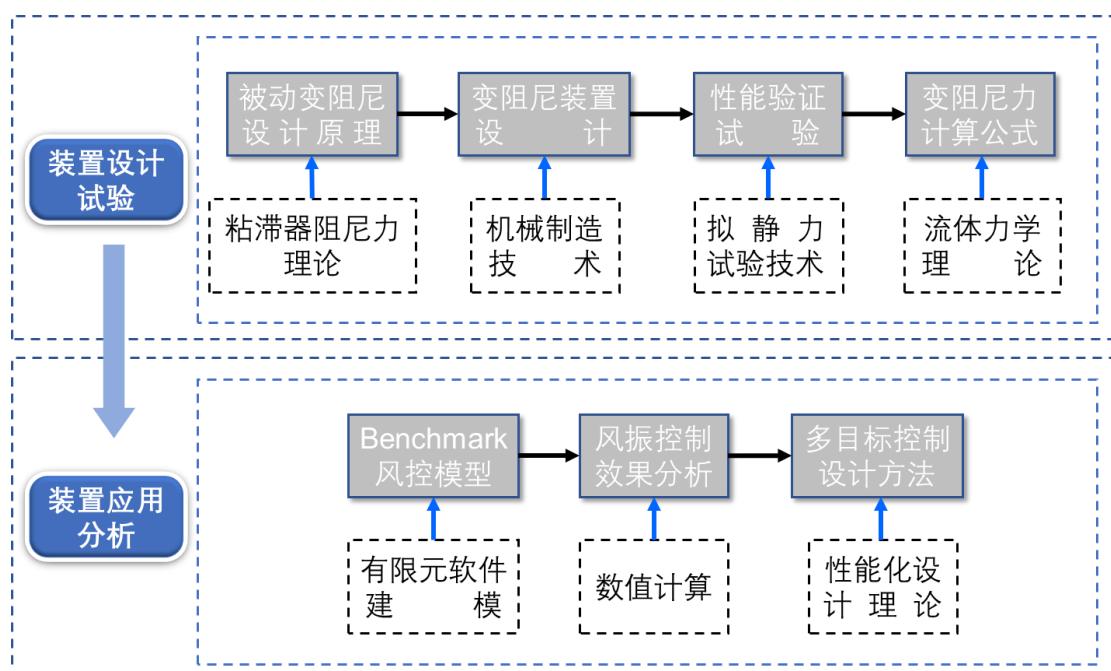


图 1.6 研究技术路线

## 第2章 被动变阻尼装置的设计原理与阻尼力公式推导

### 2.1 引言

目前，用于建筑结构、桥梁等基础设施的阻尼器主要有粘滞阻尼器、磁流变阻尼器和金属阻尼器等。粘滞阻尼器利用粘滞流体与阻尼器的内部构件产生摩擦，将外部输入能量转化为热能耗散，有着构造简单、造价低廉、对结构不会产生相反作用和施工方便等优点，广泛用于各个行业中。但是，由于阻尼器的内部构造原因，其阻尼系数为一个恒定的值，因此其阻尼力输出只能在某一个较小的区间内，无法适应地震、飓风等变化多端的外部激励作用。同时，磁流变阻尼器需要对结构的反应进行实施反馈，通过不同的算法计算得到最优控制力，存在着时滞和地震来临时电力供应问题等缺点。而金属阻尼器随着使用时间的增加，其金属材料会发生不同程度的疲劳和老化，在较强外部激励作用时，金属构件会产生塑性形变，对其所控结构产生无法恢复的变形。因此，需要转变阻尼器设计思路和方法，探索一种能够满足在不同需求下使用的新型阻尼器。

本章通过对现有油缸孔隙式粘滞阻尼器相关理论的发掘，从其控制原理出发，发现了被动变阻尼装置的设计思路，并从液压传动、流量控制等机械行业参考设计方法设计了被动变阻尼装置；采用流体力学相关理论，对被动变阻尼装置的阻尼力理论公式进行了推导，从理论上验证了设计的正确性，本章内容为被动变阻尼装置进一步的试验和应用打下了基础。

### 2.2 被动变阻尼装置的设计原理

#### 2.2.1 粘滞阻尼器阻尼力公式

根据丁建华、欧进萍等人<sup>[21]</sup>对油缸孔隙式粘滞阻尼器阻尼力公式的推导：

$$F = \left( \frac{3m+1}{mn} \right)^m \cdot (R_{缸}^2 - r_{杆}^2)^m \cdot r_{孔}^{(-3m-1)} \cdot \pi k L (R_{缸}^2 - r_{杆}^2 - nr_{孔}^2) \cdot v^m \quad (2.1)$$

其中， $m$ ：液体阻尼介质的流动指数； $R_{缸}$ ：阻尼缸体的缸内半径； $r_{杆}$ ：活塞杆直径； $r_{孔}$ ：阻尼孔半径； $n$ ：阻尼孔个数； $L$ ：阻尼孔长度； $k$ ：液体阻尼介质的稠度系数； $v$ ：活塞相对缸体的运动速度。

若令

$$C = \left( \frac{3m+1}{mn} \right)^m \cdot (R_{缸}^2 - r_{杆}^2)^m \cdot r_{孔}^{(3m+1)} \cdot \pi k L (R_{缸}^2 - r_{杆}^2 - nr_{孔}^2) \quad (2.2)$$

则阻尼力

$$F = Cv^m \quad (2.3)$$

可见孔隙式粘滞阻尼器的阻尼系数与其阻尼缸体、活塞、活塞杆、阻尼孔的尺寸和粘滞流体的特性有关。粘滞阻尼器在位移相同、频率不同的简谐荷载激励下力与位移的滞回曲线如图 2.1 所示，阻尼力与速度的滞回曲线如图 2.2 所示。

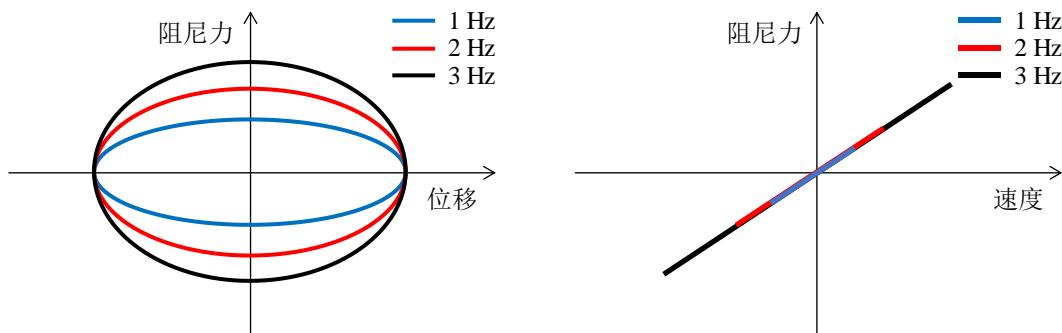


图 2.1 力与位移的滞回曲线

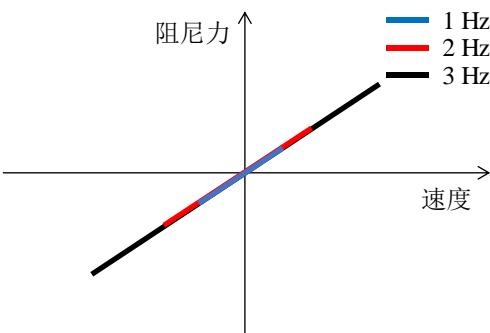


图 2.2 力与速度的滞回曲线

从公式 2.2 中可以看出：在温度一定的情况下，粘滞阻尼器的阻尼系数只与阻尼器基本参数和液体特性有关，其值为一个恒定的常数。同时，从图 2.2 中也可以看出，无论加载频率如何变化，阻尼力与速度的关系为一条直线，其斜率不随速度发生变化。

## 2.2.2 变阻尼设计原理

由公式 2.2 可知阻尼系数  $C$  又可以写为：

$$C = \frac{\left( \frac{3m+1}{m} \right)^m \cdot (R_{缸}^2 - r_{杆}^2)^m \cdot \pi k L (R_{缸}^2 - r_{杆}^2 - nr_{孔}^2)}{r_{孔}^{(3m+1)}} \quad (2.4)$$

当  $m < 1$  时，液体为剪切稀化流体；当  $m > 1$  时，液体为剪切稠化流体； $m = 1$  时，液体为牛顿流体。用于阻尼器中的液体阻尼介质的流动指数通常为牛顿流体  $m \approx 1$ 。即公式 2.4 中的阻尼系数  $C$  可以理解为：

$$C \propto \frac{1}{r_{孔}^{(3m+1)}} = \frac{1}{r_{孔}^4} \quad (2.5)$$

阻尼系数与阻尼孔半径的关系如图 2.3 所示。由公式 2.5 和图 2.3 可以看出：

阻尼系数与流孔半径的四次幂即阻尼孔面积的平方成反比，流孔的面积增加，阻尼系数减小，输出的阻尼力减小；流孔的面积减少，阻尼系数增大，输出的阻尼力增大。

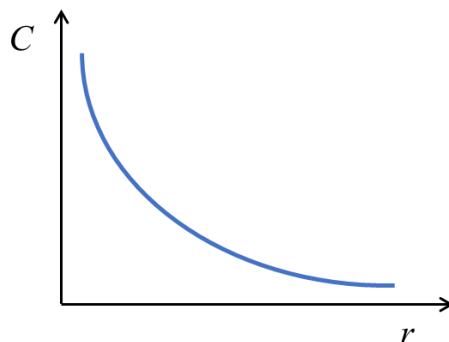


图 2.3 阻尼系数与阻尼孔半径的关系

因此，通过改变粘滞阻尼器阻尼孔的半径可以在不影响阻尼器外部尺寸的情况下，最大程度的改变粘滞阻尼器的阻尼系数。同时粘滞阻尼器为速度相关型阻尼器，输出阻尼力的大小与外部激励速度呈正比关系(液体阻尼介质的流动指数  $m=1$ )。当阻尼系数能够随外部激励速度的改变而改变时，阻尼系数为速度的函数，公式 2.3 中的  $v$  所占权重进一步增加，阻尼力对于速度更加“敏感”，输出的阻尼力会随速度改变的更为显著。

## 2.3 被动变阻尼装置构造与工作原理

### 2.3.1 被动变阻尼装置构造

根据 2.2.2 节中所述的原理设计了被动变阻尼装置，被动变阻尼装置由阻尼油缸、外部管路、控制阀组成，控制阀在阻尼缸体两侧反对称布置。不同于孔隙式和间隙式粘滞阻尼器，在此设计方案下的被动变阻尼装置阻尼油缸中的活塞上没有阻尼孔，活塞和缸体之间也没有间隙，阻尼介质通过外部管路、控制阀流通于左右两个缸体之间，为试验中更换控制阀提供了方便。随着被动变阻尼装置的不断完善，控制阀将会置于阻尼油缸内，在实际工程应用中也会更加稳定可靠。图 2.4 为被动变阻尼装置实物图，图 2.5 为被动变阻尼装置设计图，图 2.6 为内置控制阀被动变阻尼装置。

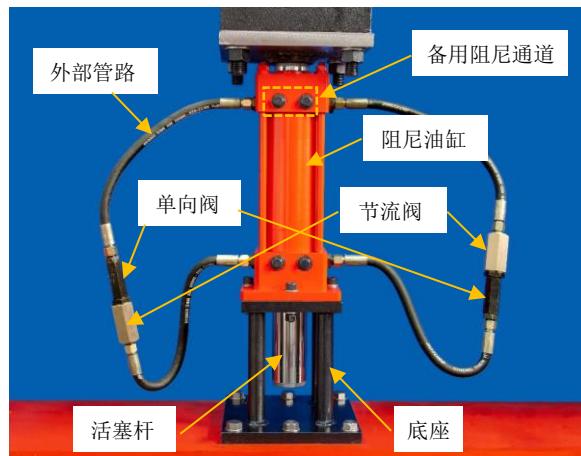


图 2.4 被动变阻尼装置实物图

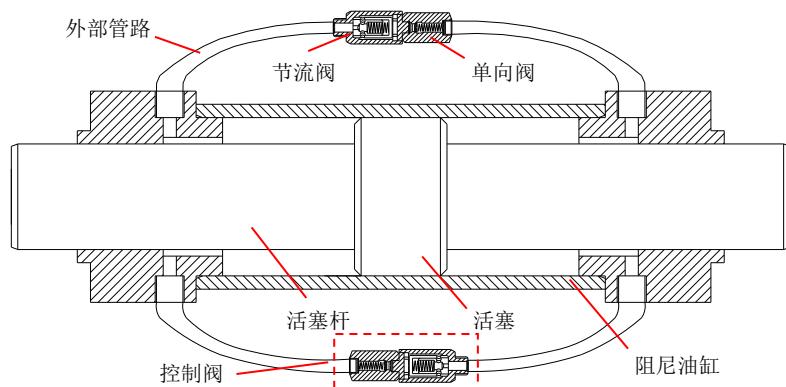


图 2.5 被动变阻尼装置设计图

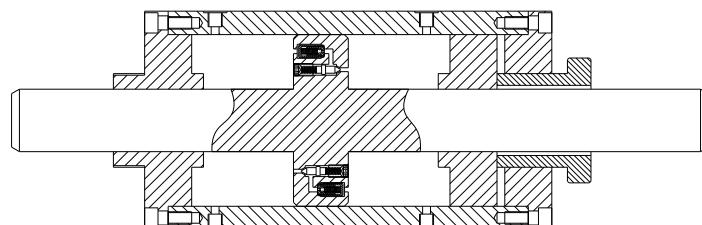


图 2.6 内置控制阀被动变阻尼装置

控制阀是被动变阻尼装置的核心部件，由节流阀和单向阀两部分组成。节流阀的主要作用是改变阻尼器的阻尼系数，单向阀的作用是使液体只能在单一方向流动，两者通过同心异径接头连接，单向阀置于节流阀之后。图 2.7 为单向阀实物图；图 2.8 为单向阀设计图；图 2.9 为节流阀各个部分实物图；图 2.10 为节流阀设计图。



图 2.7 单向阀实物图

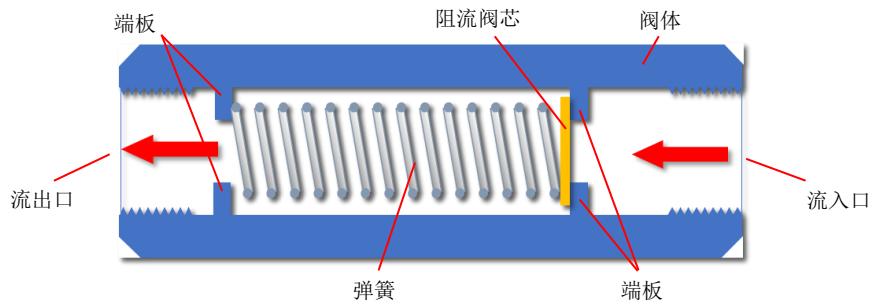


图 2.8 单向阀设计图



图 2.9 节流阀实物图

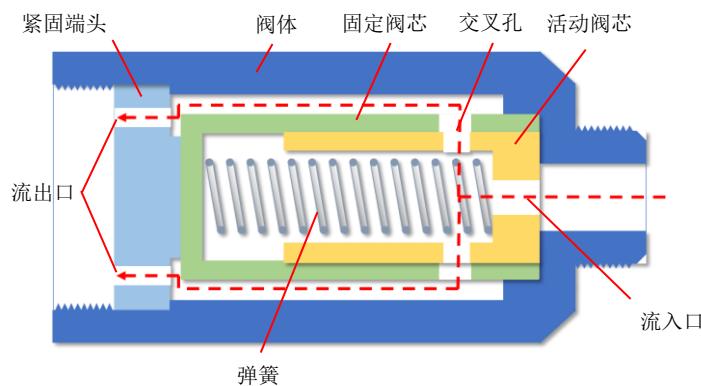


图 2.10 节流阀设计图

如图 2.7 和图 2.8 所示，单向阀由阀体、阻流阀芯和弹簧三部分组成。阀体中有两组四个端板，弹簧被少量压缩置于两组挡板之中，阻流阀芯置于弹簧与一端的端板之间。

如图 2.9 和图 2.10 所示，节流阀由阀体、固定阀芯、活动阀芯、弹簧和紧固端头五部分组成。弹簧置于活动阀芯内，活动阀芯置于固定阀芯之中，通过紧固端头将固定阀芯固定在阀体中。活动阀芯和固定阀芯之间紧密接触，液体无法从两者之间流动，仅可以在流入口、交叉孔之间流动。在固定阀芯靠近顶部沿中心轴均匀设置了三个孔，同时也在活动阀芯相同位置设置了三个孔，三组孔每组两个相互对应形成交叉孔。

### 2.3.2 被动变阻尼装置工作原理

#### 2.3.2.1 单向阀

如图 2.11 所示, 由于弹簧的压力, 单向阀的阻流阀芯与右侧端板之间在无液体时为密封状态。当液体从右至左正向流动时, 由于液体存在一定的压力, 会将阻流阀芯后的弹簧压缩, 此时右侧端板处会产生缝隙, 使液体顺利通过; 当液体从左至右逆向流动时, 随着液体压力的增加, 阻流阀芯与右侧端板之间只会越来越紧密, 液体无法通过。因此, 该设计下的单向阀可以有效的使液体保持单向流动状态。

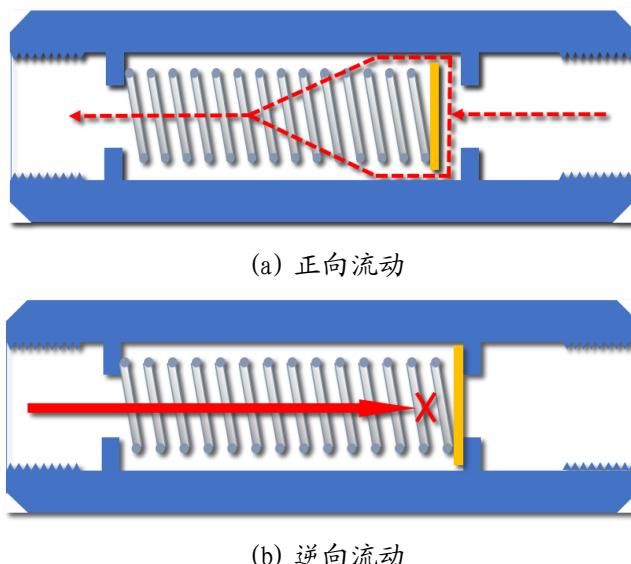


图 2.11 单向阀工作方式

#### 2.3.2.2 节流阀

如图 2.10 和图 2.12 所示, 液体由右向左正向流动时, 从流入口进入, 流经交叉孔, 沿着阀体和固定阀芯两者之间的缝隙从紧固端头处的小孔流出。若节流阀中的弹簧长度大于活动阀芯和固定阀芯之间的固定长度, 为了保持活动阀芯与固定阀芯入口处于同一平面, 弹簧会被压缩, 使活动阀芯有一定的预压力。当流入口处的液体压力小于弹簧的预压力时, 活动阀芯处于固定状态, 液体阻尼介质通过交叉孔流出节流阀 (图 2.10); 当流入口处的液体压力大于弹簧的预压力时, 活动阀芯后的弹簧被压缩, 交叉孔的面积由于活动阀芯的运动开始变小, 呈现半闭合状态, 此时交叉孔的大小与液体压力的大小有关 (图 2.12(a)); 若流入口处的液体压力继续增加, 弹簧继续被压缩, 达到某个阈值后, 活动阀芯和固定阀芯形成的交叉孔会关闭, 液体无法继续通过 (图 2.12(b))。同样, 也可将活动阀芯的长度增加, 使活动阀芯底部与固定阀芯底部接触时, 交叉孔仍保持一定的大小, 液体可以继续通过。

当液体由左向右反向流动时，节流阀并不会进行工作，因此需要和单向阀配合使用。

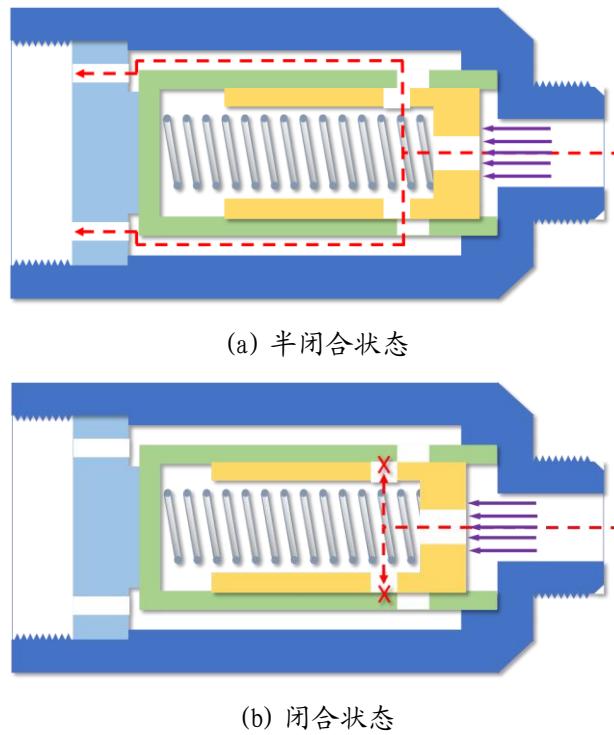


图 2.12 节流阀工作状态

### 2.3.2.3 阻尼器

如图 2.13 所示，当活塞杆向左侧移动时，左侧的阻尼介质会被压缩流入两侧的外部管路中。阻尼油缸两侧的控制阀大小型号均相同，为反对称放置，上部管路中的阻尼介质流经节流阀和单向阀进入另一侧的缸体中，而下部由于单向阀的存在，阻尼介质无法通过。当活塞杆向右侧移动时，上部的液体首先经过单向阀，阻尼介质无法通过，阻尼介质只能通过下部的控制阀流过。这样的设置就保证了阻尼器在向不同方向运动时，节流阀都能处于工作状态。

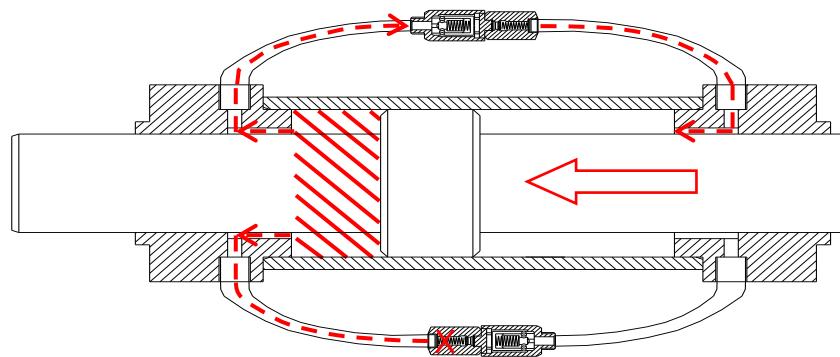


图 2.13 阻尼介质流动方式

根据节流阀中弹簧长度的不同，被动变阻尼装置存在两种工作状态：

- 当节流阀中弹簧长度大于活动阀芯和固定阀芯之间的距离时，被动变阻尼

装置的阻尼系数存在两个区间：恒定阻尼阶段和变阻尼阶段；

(b) 当节流阀中弹簧长度小于等于活动阀芯和固定阀芯之间的距离时，被动变阻尼装置的阻尼系数只存在变阻尼阶段。

下面就两种工作状态分别进行解释说明。

当弹簧长度大于两个阀芯之间距离，弹簧存在一定预压力时。外部激励通过连接结构作用于缸体和活塞杆时，活塞杆和缸体会产生相对运动，此时由于活塞的存在，一侧的阻尼介质会被压缩，使阻尼介质含有一定的液体压力。当阻尼介质的液体压力小于节流阀中弹簧对活动阀芯的初始预压力时，活动阀芯和固定阀芯两者保持相对静止，此时交叉孔面积大小不变，被动变阻尼装置相当于普通孔隙式粘滞阻尼器；随着外部激励速度的不断增加，当阻尼介质的液体压力大于节流阀中弹簧对活动阀芯的初始预压力时，活动阀芯开始相对于固定阀芯向内运动，此时交叉孔面积开始变小，根据公式 2.5，粘滞阻尼器的阻尼系数随着阻尼孔半径的四次幂成反比，即与阻尼孔面积的平方成反比。因此，阻尼系数随着激励速度的不断增加而不断增大。

当弹簧长度等于两个阀芯之间距离，弹簧没有预压力时。任何外部激励的作用都会使节流阀中的活动阀芯与固定阀芯发生相对移动，使交叉孔面积减小。因此，被动变阻尼装置的阻尼系数在整个速度区间都是随速度不断变化的。

## 2.4 被动变阻尼装置阻尼力理论公式推导

被动变阻尼装置在本质上是一种阻尼系数可以变化的油缸孔隙式粘滞阻尼器，被动变阻尼装置在阻尼力理论公式推导中也同样采用了很多粘滞阻尼器的相关理论。

### 2.4.1 流体属性和流动方式

在实际应用中，粘滞阻尼器中多使用粘滞流体作为其阻尼介质。流体根据其剪切应力与剪切应变速度的比值（牛顿内摩擦定律，Newton's law of viscosity,）分为牛顿流体和非牛顿流体。牛顿内摩擦定律对于不可压缩流体有着如下规定：

$$F = \mu A \frac{du}{dy} \quad (2.6)$$

其中， $F$  为相邻流体层之间的摩擦力； $A$  为流体的接触面积； $\mu$  为液体的动力

粘度； $\frac{du}{dy}$  为液体的速度梯度。

如图 2.14，当流体的各个参数满足公式 2.6 中的要求时，液体的剪切应力与剪切应变呈线性关系，该流体被称为牛顿流体(Newtonian fluid, N.F.)，大多数材料包括：硅油、液压油、水和空气等都是牛顿流体；而当液体的剪切应力与剪切应变呈非线性关系时，称为非牛顿流体(Non-Newtonian fluid, N-N.F.)，如蜂蜜、牙膏、淀粉和血液等。

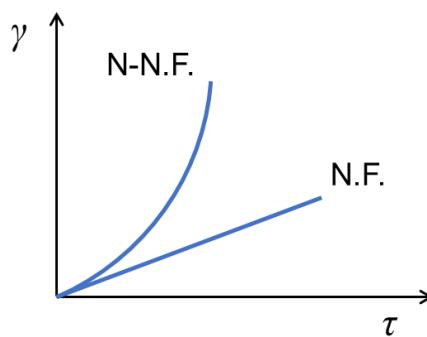


图 2.14 牛顿流体与非牛顿流体

在工程流体力学中，粘滞流体的流动状态主要有层流和湍流两种。流动状态不同，其流场的运动方式和描述流场的方法也不尽相同。因此需要对被动变阻尼装置中流体的流动状态进行分析，以得到较为精确的阻尼力表达式。

雷诺数是流体内部惯性力与粘滞力的比值，是区分流体流动状态的一个重要的指标，是一个无量纲的参数。其表达式为

$$Re = \frac{\text{inertial force}}{\text{vicious force}} = \frac{u_0 L}{\nu} \quad (2.7)$$

其中， $u_0$  是流体相对于的最快流速； $L$  是液体流动区域的长度； $\nu$  是液体的运动粘度。

大量研究发现，当雷诺数  $Re < 2000$  时，流体的流动为层流状态； $Re > 4000$  时，流体的流动为湍流状态；当  $2000 < Re < 4000$  时，液体的流动有时为层流，有时为湍流，需要根据具体情况判断分析。

被动变阻尼装置中涉及到许多不同大小的圆孔、管道和同心环缝等阻尼介质通道。由公式 2.6 可知，不同尺寸的通道的雷诺数是不同的，因此需要对不同通道的雷诺数进行验算。

用于粘滞阻尼器的阻尼介质通常有有机硅油、液压油和硅基胶等。本文中使用

的是 46 号高压液压油，密度在  $860\text{-}870 \text{ kg/m}^3$  之间，在 40 摄氏度时的运动粘度为  $0.458 \text{ Pa.s}$ ，粘度指数为 0.97。被动变阻尼装置拟加载最大速度小于  $0.25 \text{ m/s}$ ，不同位置的液体流速可以用流量等效，采用如下公式进行换算：

$$A_c \cdot v_{c,\max} = (A_{缸} - A_{杆}) \cdot v_{\max} \quad (2.8)$$

其中， $A_c$  为待求孔径的截面积； $v_{c,\max}$  为所求孔径的最大流速。

各个位置不通孔径的雷诺数计算结果见表 2.1。

表 2.1 不同孔径的雷诺数

No.	名称	直径 /mm	孔径长度 /mm	最大速度 /(m/s)	雷诺数 Re
1	外部管路	10	350	0.24	1577.29
2	油缸内阻尼通道（同心环）	90/80	45	0.01	11.93
3	节流阀入口	10	15	0.24	67.60
4	节流阀流入口	4	5	1.50	140.83
5	节流阀交叉孔	4	6	1.50	169.00

从表 2.1 中可以看出，被动变阻尼装置所有流通孔的雷诺数均小于 2000，在整个阻尼器内液体的流动方式都可以视为层流。

#### 2.4.2 节流阀弹簧无预压力

由于被动变阻尼装置中包含了许多孔径不同的通道，而最小孔径的通道才是造成阻尼力的决定性因素。所以在被动变阻尼装置设计时，阻尼介质流经外部管路和其他通道的孔径都应大于节流阀中交叉孔完全开启时的孔径。因此，我们在进行阻尼力公式推倒时，假设交叉孔的孔径均小于其他阻尼流通孔的孔径。

如图 2.15 中所示，为了简化计算，我们假设交叉孔为矩形，并采用当量直径来确定矩形的具体面积与周长。活动孔为活动阀芯中的阻尼孔，固定孔为固定阀芯的阻尼孔，两者形状大小相同。矩形长和宽分别为  $a$ 、 $b$ ，其中  $b \gg a$ ，固定孔和活动孔发生相对位移后的矩形宽为  $d$ 。

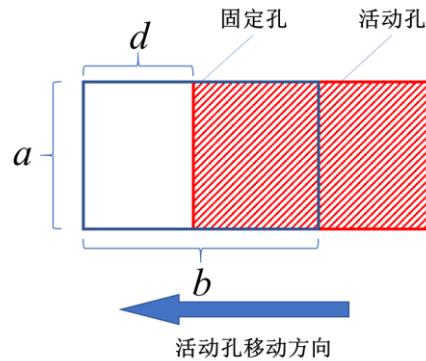


图 2.15 交叉孔示意图

当被动变阻尼装置受到外部激励，阻尼介质通过外部管路流入节流阀中，经由流入孔、交叉孔最后流入另一侧的阻尼缸体中。其中，流入孔为一圆柱形通道，半径为  $r_{eo}$ ，长度为  $l_{eo}$ ，如图 2.16 所示。由油缸孔隙式粘滞阻尼器理论可知，阻尼介质通过流入孔时会产生一定的阻尼力，其阻尼力的大小与速度有关。因此，流入孔两侧压力差即活动阀芯的压力可写为：

$$F_{eo} = \left( \frac{3m+1}{m} \right)^m \cdot (R_{缸}^2 - r_{杆}^2)^m \cdot \left( \frac{r_{eo}}{2} \right)^{(-3m-1)} \cdot \pi k l_{eo} \left( R_{缸}^2 - r_{杆}^2 - \frac{r_{eo}^2}{2^2} \right) \cdot v^m \quad (2.9)$$

即，

$$F_{eo} = C_{eo} v^m \quad (2.10)$$

其中， $F_{eo}$  为流入孔两侧的压力差，即活动阀芯处的压力； $C_{eo}$  为流入孔处的阻尼系数。

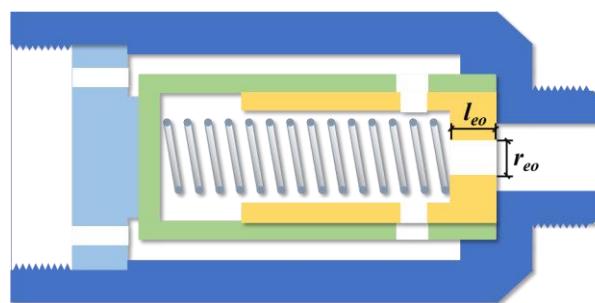


图 2.16 流入孔的尺寸

对于被动变阻尼装置交叉孔中的流场分析，可借鉴两平行平板之间的流体流动的分析方法。从交叉孔的流场中取出一个微元体如图 2.17 所示。

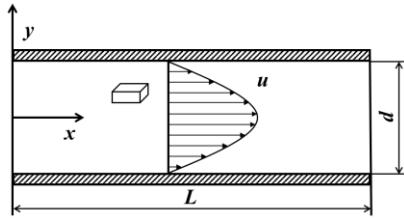


图 2.17 孔隙中的微元体

对所选的微元体沿  $x$  方向列力平衡方程可以得到:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{d\tau}{dy} \quad (2.11)$$

式中,  $\frac{d\tau}{dy}$  为  $y$  方向上切应力的应力梯度;  $\frac{dp}{dx}$  为  $x$  方向压强的梯度。同样, 对于不可压缩流体, 当活塞宽度较小时,  $\frac{dp}{dx}$  为一常数, 即:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\Delta p}{L} \quad (2.12)$$

式中,  $\Delta p$  为交叉孔两端的压力差,  $L$  为交叉孔的长度。在交叉孔的液体流动中, 流体的流速和剪切力以孔隙的中间面为对称面, 呈对称分布。则  $y=0$  时,  $\tau=0$ 。可得:

$$\tau = \frac{\Delta p}{2L} y \quad (2.13)$$

阻尼器中流体介质 46 号高压液压油的本构方程为:

$$\tau = K \cdot \left( \left| \frac{du}{dy} \right| \right)^m \quad (2.14)$$

其中,  $K$  为稠度系数,  $m$  为粘滞液体的流动指数, 如图 2.18 所示, 当  $m < 1$  时, 为剪切稀化流体(Shear thinning fluid); 当  $m > 1$  时, 为剪切稠化流体(Shear thickening fluid); 当  $m=1$ , 液体为牛顿流体。

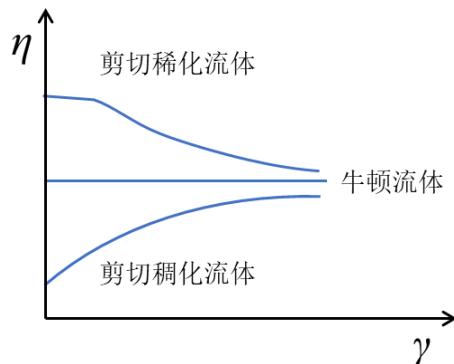


图 2.18 不同流体的粘度曲线

将公式 2.14 代入公式 2.15 进行积分, 并由边界条件  $y=d$  时,  $u=0$  ( $u$  为流速),

可得：

$$u = \int_y^{\frac{d}{2}} \left( \frac{\Delta p y}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} dy = \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left( \left( \frac{d}{2} \right)^{\frac{1}{m}+1} - y^{\frac{1}{m}+1} \right) \quad (2.15)$$

流量  $Q$  为：

$$\begin{aligned} Q &= \int_0^{\frac{d}{2}} u (2a + 4y) dy = \int_0^{\frac{d}{2}} \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left( \left( \frac{d}{2} \right)^{\frac{1}{m}+1} - y^{\frac{1}{m}+1} \right) (2a + 4y) dy \\ &= \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \int_0^{\frac{d}{2}} \left( \left( \frac{d}{2} \right)^{\frac{1}{m}+1} - y^{\frac{1}{m}+1} \right) (2a + 4y) dy \\ &= \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left( 2a \left( \frac{d}{2} \right)^{\frac{1}{m}+2} + 2 \left( \frac{d}{2} \right)^{\frac{1}{m}+3} - \frac{2am}{2m+1} \left( \frac{d}{2} \right)^{\frac{1}{m}+2} - \frac{4m}{3m+1} \left( \frac{d}{2} \right)^{\frac{1}{m}+3} \right) \\ &= \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left( \frac{d}{2} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)d}{3m+1} \right) \end{aligned} \quad (2.16)$$

根据活动阀芯流入孔处水平方向力的平衡， $F_s = F_{eo}$ ，即  $b-d = \frac{F_{eo}}{k_s}$ ，所以

$$d = b - \frac{F_{eo}}{k_s} \quad (2.17)$$

其中， $k_s$  为节流阀中弹簧刚度。

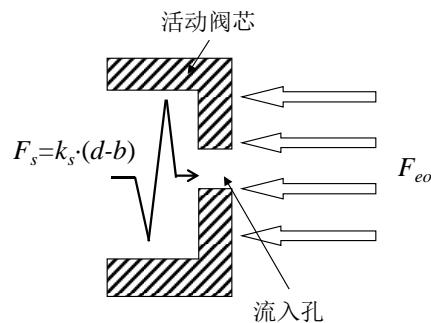


图 2.19 流入孔处的力的平衡

因此，将公式 2.17 带入公式 2.16， $Q$  可写为：

$$Q = \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left( \frac{b}{2} - \frac{C_{eo} v^m}{2k} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left( b - \frac{C_{eo} v^m}{k} \right) \right) \quad (2.18)$$

由流体的连续性方程可知，通过孔隙流体的流量与阻尼器中任意截面的流体流量是相等的，则有：

$$nQ = (A_c - A_p) \cdot v = (\pi R_{缸}^2 - \pi r_{杆}^2) \cdot v \quad (2.19)$$

其中,  $n$  为交叉孔个数。即,

$$F_{PVDD} = \Delta p = \frac{2KL \left( \frac{m+1}{m} \right)^m (\pi R_{缸}^2 - \pi r_{杆}^2)^m \cdot v^m}{n \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left( b - \frac{C_{eo}v^m}{k} \right) \right)^m \left( \frac{b}{2} - \frac{C_{eo}v^m}{2k} \right)^{2m+1}} \quad (2.20)$$

若令

$$C_{PVDD} = \frac{2KL \left( \frac{m+1}{m} \right)^m (\pi R_{缸}^2 - \pi r_{杆}^2)^m}{n \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left( b - \frac{C_{eo}v^m}{k} \right) \right)^m \left( \frac{b}{2} - \frac{C_{eo}v^m}{2k} \right)^{2m+1}} \quad (2.21)$$

阻尼力的公式也可写为

$$F_{PVDD} = C_{PVDD} \cdot v^m \quad (2.22)$$

图 2.20 为阻尼器在正弦位移输入下变阻尼装置的滞回曲线, 其中为了与粘滞阻尼器耗能情况对比, 将一个方向的阻尼系数设为定值。图 2.21 为速度与阻尼力的关系曲线。

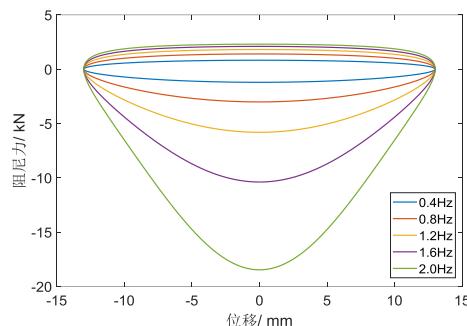


图 2.20 不同速度工况下装置滞回曲线

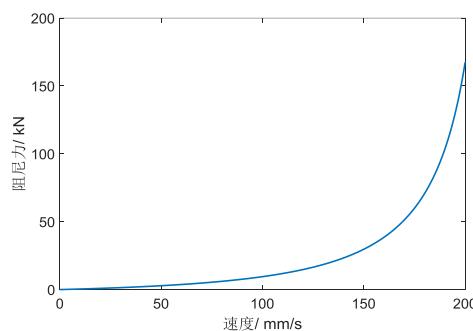


图 2.21 阻尼力与速度的关系曲线

从公式 2.21、公式 2.22 中和图 2.20、图 2.21 中可以看出, 被动变阻尼装置是

速度相关型阻尼器，其阻尼系数  $C_{PVDD}$  是一个和速度相关的函数，从理论上验证了被动变阻尼装置在设计上是符合最初的设计思路的。

### 2.4.3 节流阀弹簧有预压力

当节流阀中弹簧存在预压力时，被动变阻尼装置在不同速度大小下的阻尼系数是不同的，在速度小于某个阈值时，被动变阻尼装置表现为普通粘滞阻尼器的特征，而当速度超过这个阈值之后，被动变阻尼装置进入阻尼系数变化阶段。弹簧存在预压力时的被动变阻尼装置阻尼力公式和没有预压力相比也有许多不同。

设弹簧的预压缩量为  $S_p$ ，活动阀芯开始发生相对运动时的外界激励速度为  $v_0$  则活动阀芯处的预压力为  $F_p = k_s \cdot S_p$ 。则活动阀芯处水平方向力的平衡方程为：

$$\begin{cases} F_{eo} = F_p + k_s \cdot (b - d) & v > v_0 \\ F_{eo} = F_p & v = v_0 \\ F_{eo} & v < v_0 \end{cases} \quad (2.23)$$

由公式 2.23 可知，外界激励速度为  $v_0$  时， $F_{eo} = F_p$ 。因此，

$$v_0 = \sqrt[m]{\frac{k_s S_p}{C_{eo}}} \quad (2.24)$$

因此，当速度小于  $v_0$  时，被动变阻尼装置等价为一个粘滞阻尼器，其阻尼力的大小与交叉孔的大小有关，应用孔隙式粘滞阻尼器的理论，可以得到在该速度下的阻尼力公式，在此不再赘述推导过程。

阻尼力的理论公式为：

$$F_{eo} = \left( \frac{3m+1}{m} \right)^m \cdot (R_{缸}^2 - r_{杆}^2)^m \cdot \left( \frac{b}{2} \right)^{(-3m-1)} \cdot \pi k l_{eo} \left( R_{缸}^2 - r_{杆}^2 - n \frac{b^2}{2^2} \right) \cdot v^m \quad (2.25)$$

当速度大于  $v_0$  时，公式 2.17 可写为：

$$d = b - \frac{F_{eo} - F_p}{k_s} \quad (2.26)$$

此时，通过交叉孔的流量  $Q$  可写为：

$$Q = \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left( \frac{b}{2} - \frac{F_{eo} - F_p}{2k_s} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \cdot \left( b - \frac{F_{eo} - F_p}{k_s} \right) \right) \quad (2.27)$$

阻尼力的理论公式为：

$$F_{PVDD} = \frac{2KL\left(\frac{m+1}{nm}\right)^m (\pi R_{缸}^2 - \pi r_{杆}^2)^m \cdot v^m}{\left(2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left(b - \frac{C_{eo}v^m - k_s S_p}{k}\right)\right)^m \left(\frac{b}{2} - \frac{C_{eo}v^m - k_s S_p}{2k}\right)^{2m+1}} \quad (2.28)$$

所以，节流阀中弹簧有预压力时的阻尼力理论公式为：

$$\begin{cases} \frac{2KL\left(\frac{m+1}{m}\right)^m (\pi R_{缸}^2 - \pi r_{杆}^2)^m \cdot v^m}{n\left(2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left(b - \frac{C_{eo}v^m - k_s S_p}{k}\right)\right)^m \left(\frac{b}{2} - \frac{C_{eo}v^m - k_s S_p}{2k}\right)^{2m+1}} & v > \sqrt[m]{\frac{k_s S_p}{C_{eo}}} \\ \left(\frac{3m+1}{m}\right)^m \cdot (R_{缸}^2 - r_{杆}^2)^m \cdot \left(\frac{b}{2}\right)^{(-3m-1)} \cdot \pi k l_o \left(R_{缸}^2 - r_{杆}^2 - n \frac{b^2}{2^2}\right) \cdot v^m & v \leq \sqrt[m]{\frac{k_s S_p}{C_{eo}}} \end{cases} \quad (2.29)$$

从公式 2.29 可以看出，阻尼器的阻尼力在小于等于速度阈值时阻尼系数为一个恒定的值，大于该速度阈值时阻尼系数呈现随速度变化的趋势。

## 2.5 本章小结

(1) 根据粘滞阻尼器的工作原理和阻尼力理论公式，分析得到了被动变阻尼装置的设计原理。阻尼系数与流孔半径的四次幂即阻尼孔面积的平方成反比，流孔的面积增加，阻尼系数减小，输出的阻尼力减小；流孔的面积减少，阻尼系数增大，输出的阻尼力增大。

(2) 根据变阻尼原理，设计了一种被动变阻尼装置概念图，对被动变阻尼装置设计图中各个部件的构造和工作原理进行了详细说明，并对被动变阻尼装置的不同工作状态进行了解释。

(3) 对被动变阻尼装置中流体的属性和不同孔径管道的流动方式进行了分析。根据流体力学相关理论，推导了节流阀中有无弹簧预压力两种情况下的阻尼力计算公式，得到了不同工作状态和速度区间下被动变阻尼装置的阻尼力计算公式，也从理论上验证了被动变阻尼装置在设计上的正确性。

## 第3章 单阶梯被动变阻尼装置设计与试验

### 3.1 引言

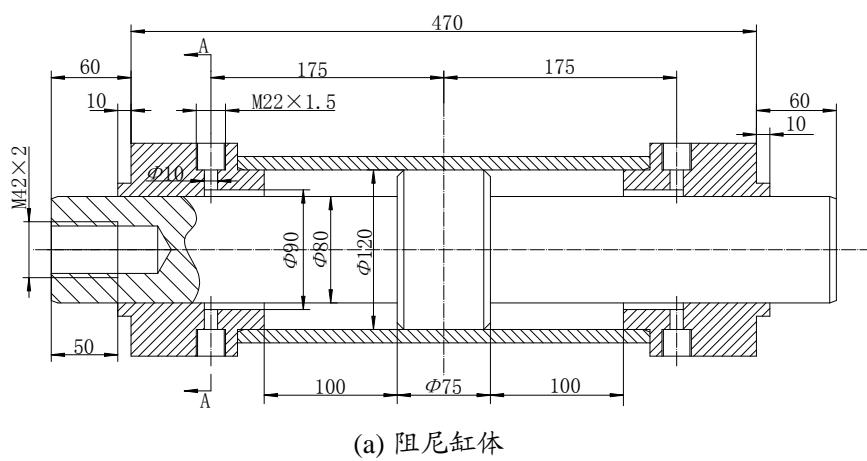
在土木工程领域，试验研究是整个研究过程中非常重要的一环，相关研究只有经过试验验证才能对其性能有一个彻底的把握，才能最终应用到实际工程中。在土木工程结构领域主要的试验方法包括拟静力试验、拟动力试验、振动台试验，其中拟静力试验是最常用的一种试验方法。拟静力试验又称为低周反复荷载试验，通过对试验构件施加往复的周期荷载，并改变荷载的频率和周期来得到结构在不同外部输入下的反应，是一种兼具经济性和实用性的试验方法。

本章在对被动变阻尼装置的设计原理研究基础之上，加工制作了单阶梯被动变阻尼装置，并对其进行了性能试验研究，从试验中验证了被动变阻尼装置在设计上的正确性。试验中根据节流阀弹簧刚度和预压力设计了不同的节流阀试件，并通过其在不同幅值和频率外部激励输入下，得到了不同工况的滞回曲线。试验结果表明，单阶梯被动变阻尼装置能够随着速度的变化实时改变其阻尼系数和阻尼力；对比粘滞阻尼器，单阶梯变阻尼装置耗能效果明显。

### 3.2 单阶梯被动变阻尼装置主要构造参数

#### 3.2.1 阻尼缸体

根据结构实验室试验条件以及试验方法的要求，参照被动变阻尼装置的设计方案确定了单阶梯被动变阻尼装置以及其连接件的具体规格。其中阻尼缸体的尺寸图见图 3.1。



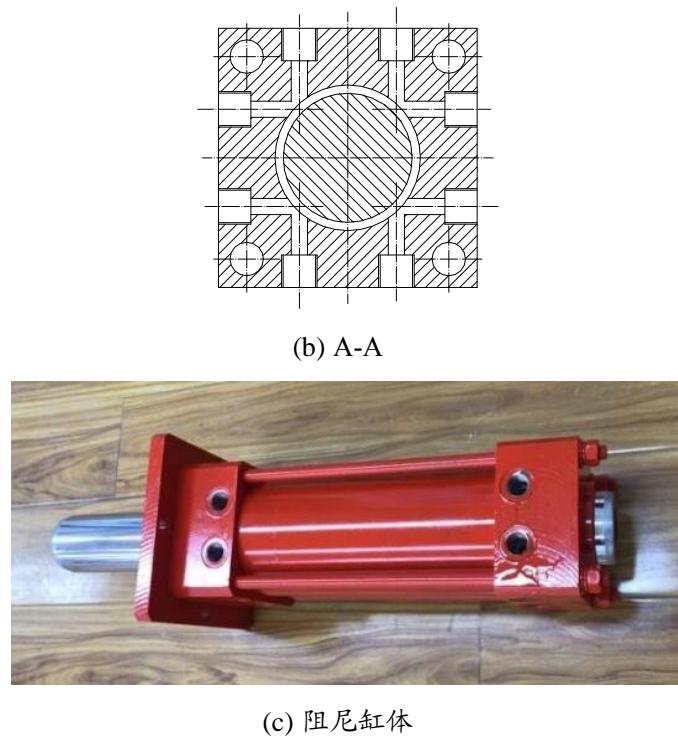


图 3.1 被动变阻装置阻尼缸体

图 3.1 对单阶梯被动变阻尼装置的阻尼缸体的具体构造和尺寸进行了图示。在阻尼缸体的活塞杆左侧设置了一个带有内丝的孔，通过连接件可以将阻尼器与作动器进行连接，方便施加往复荷载，连接件如图 3.2 所示。其中，在阻尼器的两端，沿着中轴线均匀分布了八个阻尼介质通道，其具体作用会在后续章节进行介绍。

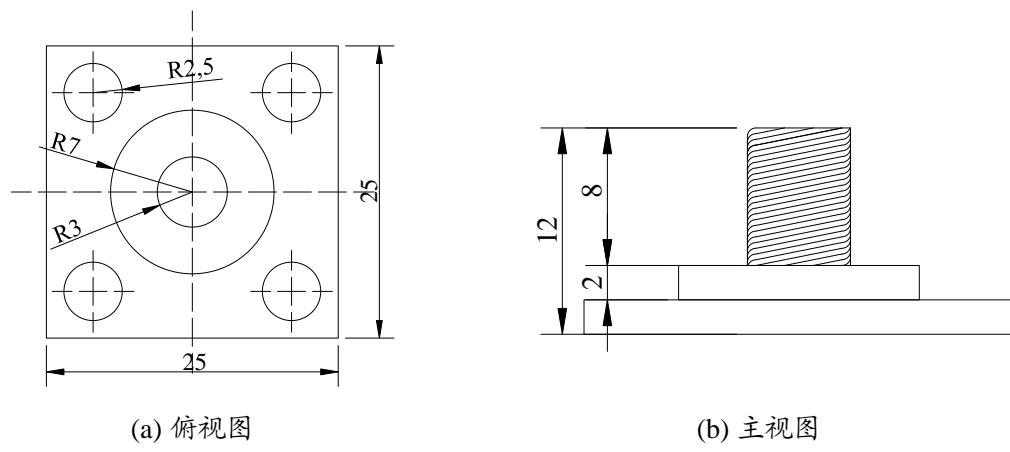


图 3.2 连接件

### 3.2.2 节流阀

图 3.3 为单阶梯被动变阻尼装置节流阀各个部件构造和具体参数。

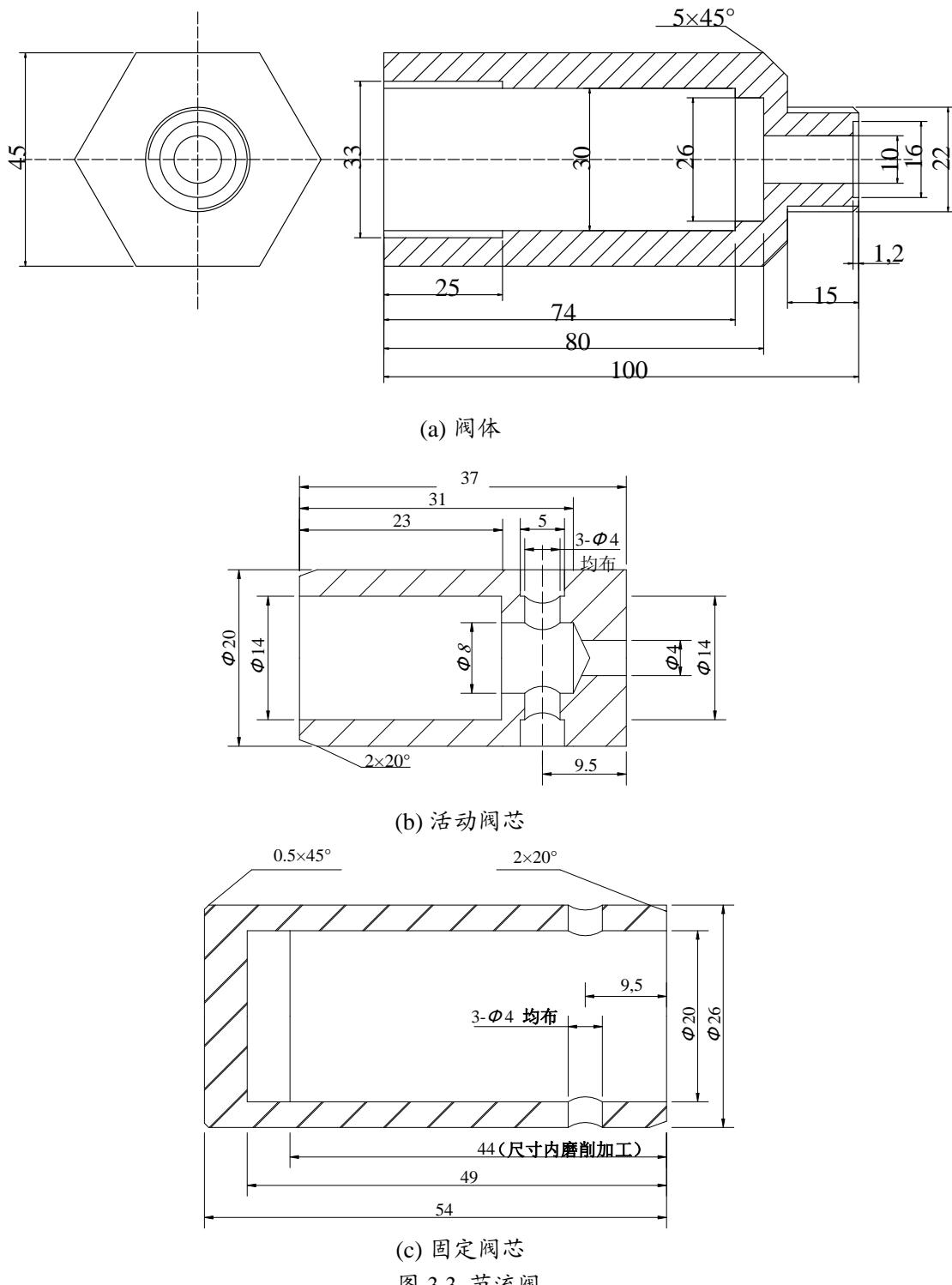


图 3.3 节流阀

节流阀中的固定阀芯和活动阀芯沿轴线四周均匀分布了三个大小相同的孔，两两组合形成节流阀中的交叉孔。同时，为了保证阻尼介质不能从固定阀芯和活动阀芯两者缝隙中流过，在加工时要求各个部件表面不能存在任何划痕。

为了研究不同弹簧刚度和预压力对被动变阻尼装置性能的影响，选用了三种不同刚度的弹簧。试验所用弹簧外径均为 12mm，长度均为 40mm。弹簧根据线径

不同分为三种，线径分别为：1.4mm、1.8mm、2.0mm，如图 2.23。由于弹簧的长度大于阀芯内的长度，活动阀芯内会存在一定的预压力，表 3.1 为三种弹簧的参数和预压力。



(a) 线径 1.4mm (b) 线径 1.8mm (c) 线径 2.0mm

图 3.4 试验所用弹簧

表 3.1 弹簧参数和预压力

代号	弹簧型号 (线径*外径*长度) (mm)	弹簧刚度 (N/mm)	预压力/N
S-1.4	1.4*12*40	56.2	281.1
S-1.8	1.8*12*40	172.4	862.2
S-2.0	2.0*12*40	278.9	1394.6

由于试验时间为冬季，温度对于阻尼介质运动粘度的影响十分明显，因此为了方便往缸体内灌注阻尼介质，选用了运动粘度稍低的液压油作为这次试验的阻尼介质，液压油的具体参数见表 3.2。

表 3.2 阻尼介质材料参数

名称	型号	比重	闪点/°C	倾点/°C	粘度指数	运动粘度 ( $\text{mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ )	清洁度
长城 液压油	卓力 L-HM 46	0.88	240	-15	97	45.8 (40°C 时)	7 级

### 3.3 单阶梯被动变阻尼装置初始设计及试验验证

在装置设计的探索之初，认为阻尼孔面积变化与阻尼器的阻尼系数呈正比，即随着阻尼孔面积的增加，阻尼系数呈不断增加的趋势。根据此想法对装置进行了初步的探索实验，采用溢流阀作为阻尼器的控制阀，溢流阀如图 3.5 所示，变阻尼装置如图 3.6 所示。

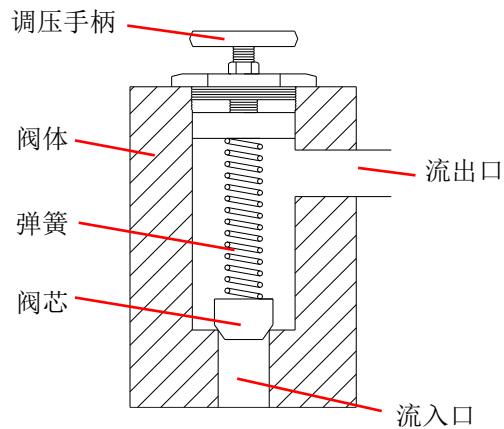


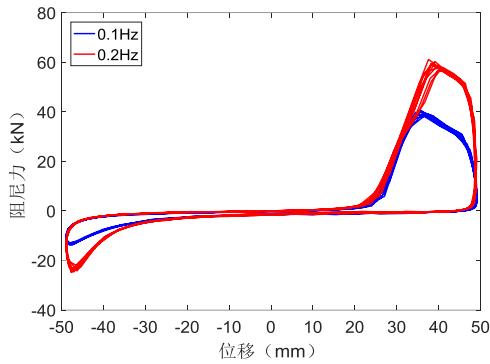
图 3.5 溢流阀



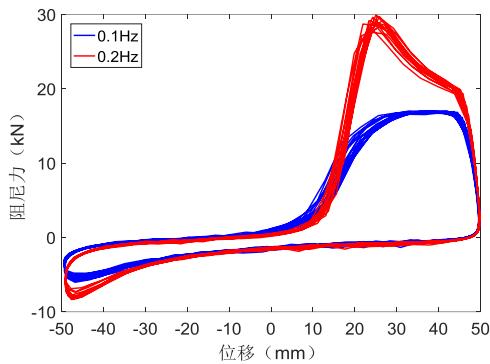
图 3.6 变阻尼装置

溢流阀主要由阀体、阀芯、弹簧和调压手柄四部分组成，其中阀芯和弹簧位于阀体内，弹簧有一定预压力，调压手柄可以调节弹簧的预压力。随着流速的不断增加，阀芯处的液体压力也不断增大，当液体压力大于弹簧预压力时，溢流阀便会开启，同时开启面积随着速度的增加而不断增大。由于溢流阀中弹簧预压力可调，当调压手柄旋到最紧时，此时预压力较大，在加载过程中阻尼介质无法通过。因此图 3.6 中设置了八个四组控制阀，在不同阀中设置不同刚度的弹簧，对某一个工况进行测试时将其他调压手柄旋紧，以减少灌注阻尼介质的次数，方便进行试验。

四组溢流阀分别采用线径 2.0mm、1.6mm、1.2mm 和 4.0mm 的弹簧，采用正弦位移荷载对其进行加载。为了对此装置与粘滞阻尼器的耗能效果对比，将一侧的溢流阀去掉，采用管道直接连接，因此在活塞杆运动的某一方向上，变阻尼装置相当于阻尼孔大小恒定的孔隙式粘滞阻尼器，试验所得滞回曲线如图 3.7 所示。



(a) 弹簧线径 2.0mm



(b) 弹簧线径 1.2mm

图 3.7 装置滞回曲线

试验采用正弦位移进行加载，因此在位移为 0 处，速度为最大值；位移达到最大值时，速度为 0。从图中右半部可以看出，在位移为 0 处时，速度达到最大值，装置阻尼力较小；随着位移的增加，速度也不断减小，阻尼力也随之增加。由于将一侧的溢流阀去掉，其阻尼力与含有溢流阀的一侧差别较大，但由于试验中有部分溢流阀调压手柄未完全旋紧，仍有小部分阻尼力的增大。

通过上述分析可知，装置的阻尼系数在速度最大时最小，随着速度减小阻尼系数不断增加，阻尼系数与速度呈现了反比趋势，这与最初的设计思路是不同的，因此对装置进行了重新设计。

### 3.4 单阶梯被动变阻尼装置的设计调整与试验设计

#### 3.4.1 试验目的和研究意义

单阶梯被动变阻尼装置的拟静力试验在青岛理工大学结构实验室进行。通过对被动变阻尼装置的拟静力试验，主要目的是研究单阶梯被动变阻尼装置的基本力学性能以及在反复荷载作用下的滞回耗能情况。具体如下：

- (1) 单阶梯被动变阻尼装置的想法与设计是否具有可行性,能否达到预期设想的效果;
- (2) 单阶梯被动变阻尼装置的阻尼力变化程度和耗能能力;
- (3) 相对于普通粘滞阻尼器,单阶梯被动变阻尼装置增加了控制阀,控制阀中的节流阀和单向阀能否协同工作,是否具有稳定性。

结合上述实验目的,设定了如下的研究内容:

- (1) 通过改变加载频率、位移幅值,测定各种工况下单阶梯被动变阻尼装置的力-位移关系曲线;
- (2) 通过对不同速度下的阻尼力与位移的关系曲线,深入了解单阶梯被动变阻尼装置的变阻尼特性;
- (3) 通过改变单阶梯被动变阻尼装置中调节阀的参数,了解被单阶梯被动变阻尼装置的变阻尼机理和其影响因素;

### 3.4.2 试验加载方式和加载工况

试验所用作动器为美国 MTS 公司生产的 50 吨动态伺服液压作动器,最大加载频率 120Hz,最大加载幅值 500mm,实测最大出力 493.75kN。作动器的实测速度与频率的曲线如图 3.8 所示。

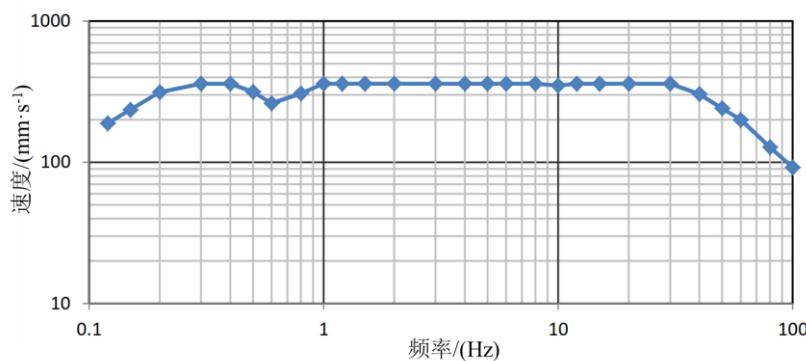


图 3.8 作用器速度与频率的实测曲线

试验采用竖向加载方式,将作动器和单阶梯被动变阻尼装置通过连接件连接,一同置于反力架中,其自身可以保持力的平衡,无需与地面进行固定。同时,作动器中设有力和位移传感器,通过动态数据采集系统进行数据采集。试验的加载方法如图 3.9 所示,数据采集系统如图 3.10 所示。

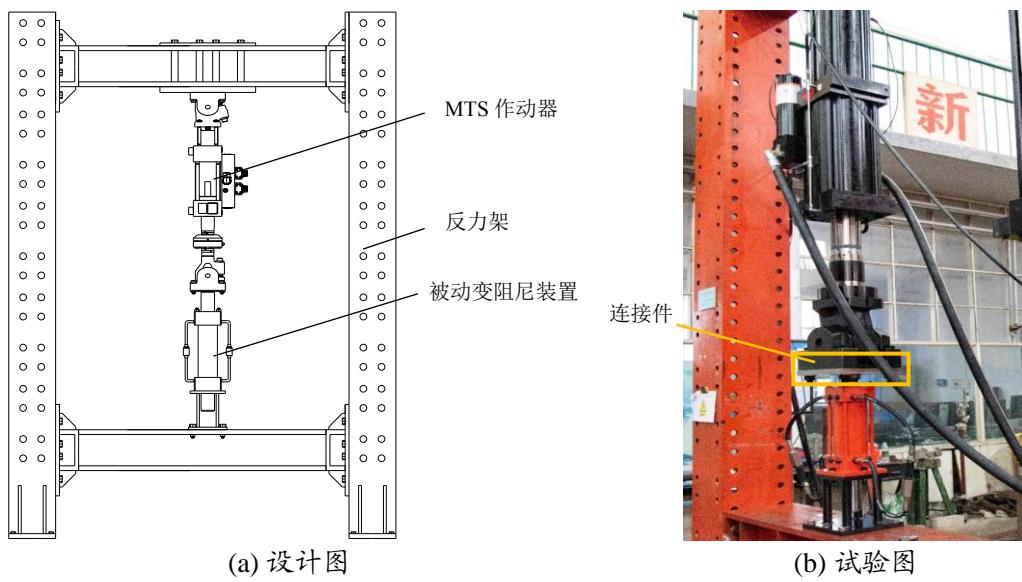


图 3.9 单阶梯被动变阻尼装置加载方法



图 3.10 数据采集系统

为了探究不同速度下单阶梯被动变阻尼装置的表现，采用位移控制的正弦曲线为加载输入：

$$u(t) = A \sin(2\pi ft) \quad (3.1)$$

其中， $f$  为加载频率； $A$  为加载幅值，每个工况循环次数均为 5 圈。采用正弦位移加载时，作动器最大速度为  $v_{max} = 2\pi fA$ 。通过改变加载频率和加载幅值，可以研究不同速度下单阶梯被动变阻尼装置的耗能情况，也可对速度和阻尼系数的关系进行研究，相对于常速度加载更能有效模拟真实外部作用的多变性。限于篇幅原因，只列出部分试验工况，按照加载幅值为  $\pm 40$ 、 $\pm 50$ 、 $\pm 60$ 、 $\pm 70$ ，加载频率逐渐递增进行加载，试验工况见表 3.3。

表 3.3 试验工况

工况	频率/Hz	幅值/mm	最大速度/ (mm/s)	工况	频率/Hz	幅值/mm	最大速度/ (mm/s)
1	0.02	$\pm 40$	5.02	9	0.04	$\pm 40$	10.05
2	0.02	$\pm 50$	6.28	10	0.04	$\pm 50$	12.56
3	0.02	$\pm 60$	7.54	11	0.04	$\pm 60$	15.07
4	0.02	$\pm 70$	8.79	12	0.04	$\pm 70$	17.58
5	0.03	$\pm 40$	7.54	13	0.05	$\pm 40$	12.56
6	0.03	$\pm 50$	9.42	...	...	...	...
7	0.03	$\pm 60$	11.30	...	...	...	...
8	0.03	$\pm 70$	13.19	196	0.5	$\pm 70$	219.8

通过表 3.3 中所列试验工况，可以将一定范围内的速度全部覆盖（图 3.11），能够对各个速度下的单阶梯被动变阻尼装置的阻尼力、阻尼系数进行系统的分析。

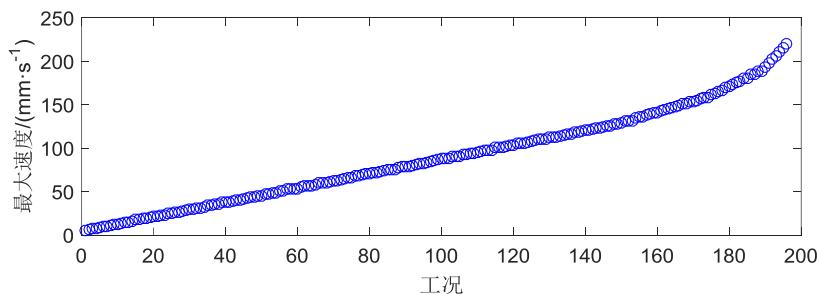
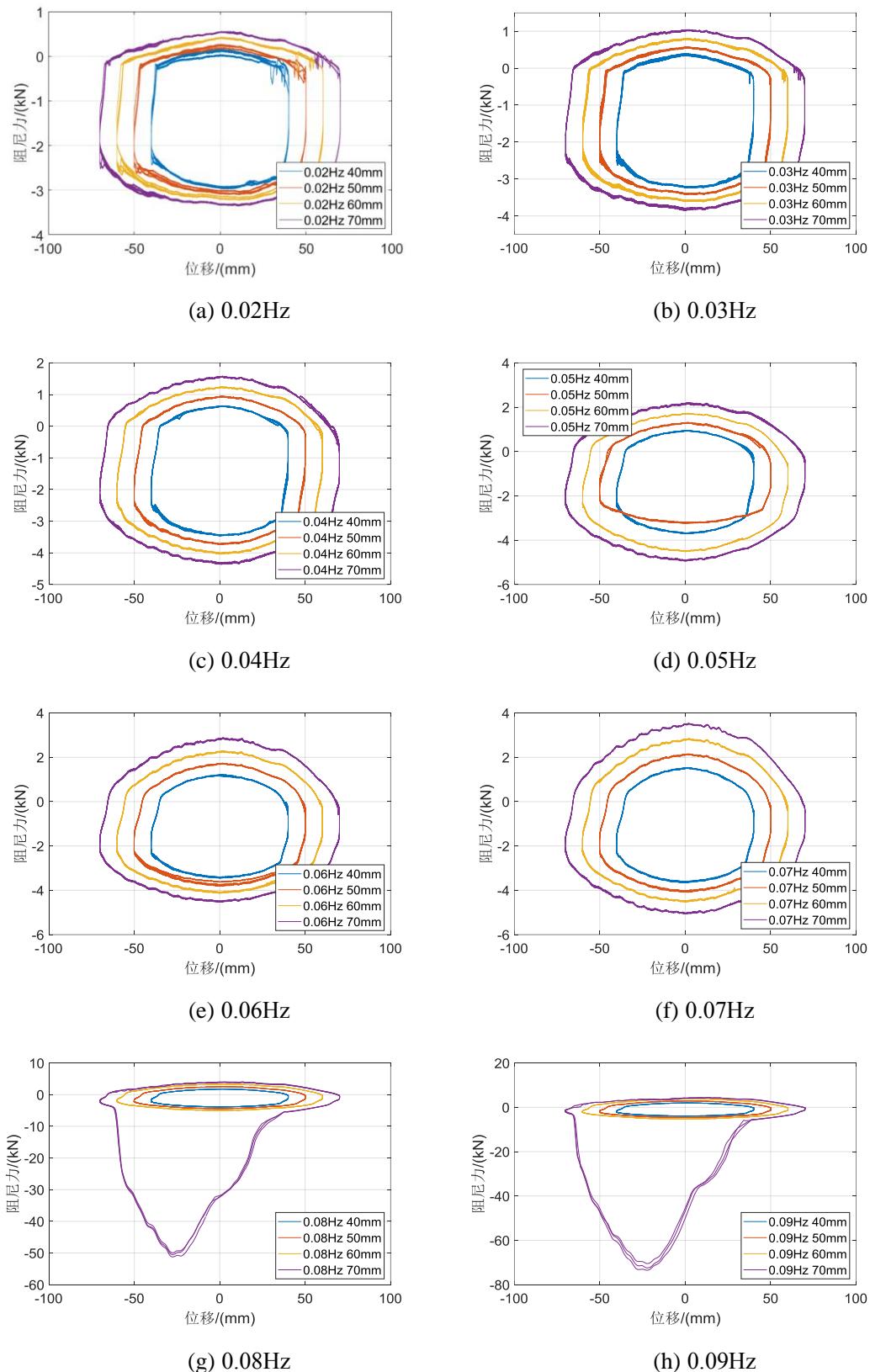


图 3.11 试验工况速度范围

### 3.5 单阶梯被动变阻尼装置试验结果分析

#### 3.5.1 滞回曲线分析

在实际试验过程中，由于节流阀内的弹簧刚度和预压力不同，在不同速度下的阻尼孔大小也不同。因此，考虑到试验安全与单阶梯被动变阻尼装置的实际能力，根据所监测的阻尼力大小和阻尼器温度等因素，会主动停止试验的进行。同时，为了对比普通值阻尼器与单阶梯被动变阻尼装置的阻尼力与耗能能力的差别，我们将一侧节流阀中的活动阀芯固定，当活塞杆向一个方向运动时，单阶梯被动变阻尼装置会表现为普通粘滞阻尼器的特征，而向另一侧运动时则会保持原有性能。图 3.12 为安装 S-1.4 弹簧节流阀的单阶梯被动变阻尼装置在不同工况下的滞回曲线。



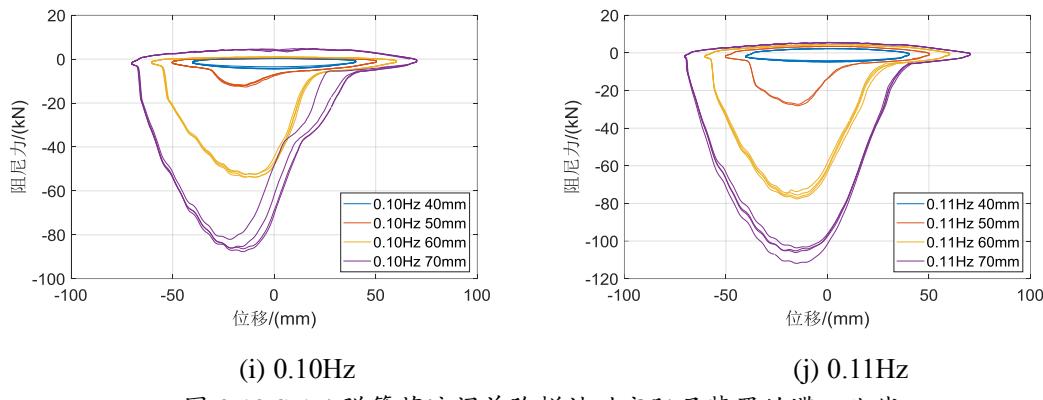


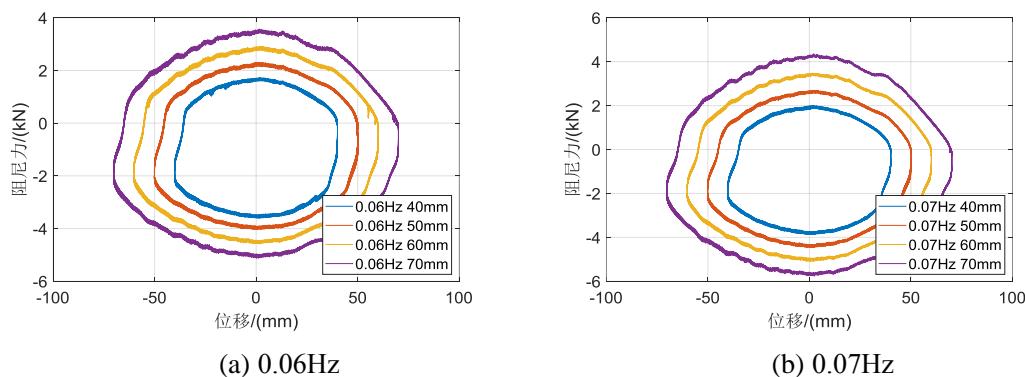
图 3.12 S-1.4 弹簧节流阀单阶梯被动变阻尼装置的滞回曲线

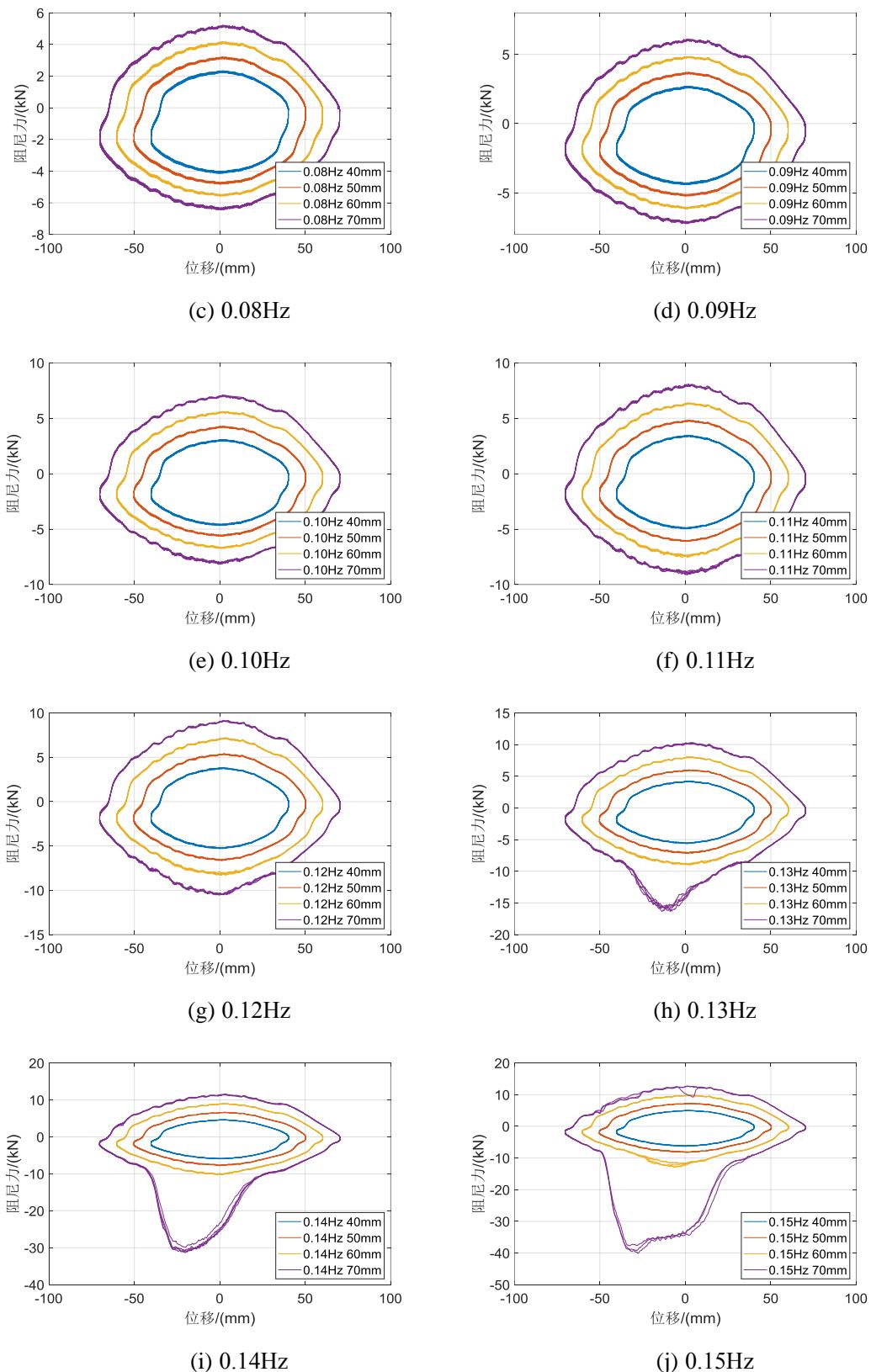
从图 3.12 中可以看出,当加载频率小于 0.07Hz 时,滞回曲线与相同频率下普通孔隙式粘滞阻尼器相同,此时流入口处的液体压力小于节流阀中弹簧的预压力,活动阀芯保持相对静止。

当加载频率增加为 0.08Hz 位移 70mm 时,滞回曲线下部出现了凸起,说明此时节流阀中的弹簧被压缩,活动阀芯运动,交叉孔面积减小,粘滞系数增大引起阻尼力变大。后续工况图中,随着加载频率和位移幅值的增加,交叉孔面积不断变小,下部的凸起逐渐明显饱满,阻尼器耗能能力变大。相比于滞回曲线下部,上部滞回曲线仍保持原有形状,仍表现为常规粘滞阻尼器。可以看出,由速度改变引起得变阻尼装置阻尼系数改变和阻尼力增大,具有更优的耗能效果。

另外,由于采用位移控制的正弦曲线加载,加载速度表现为余弦曲线,通过与 2.3 节中阻尼力理论公式的对比,当位移为零时速度达到最大值,理论上此时阻尼力最大。但由于节流阀中充满了粘滞液体和弹簧的存在,活动阀芯运动存在一定的时滞,使滞回曲线左右不对称,阻尼力最大值不处于位移为零时。

图 3.13 为装有 S-1.8 弹簧节流阀单阶梯被动变阻尼装置在不同工况下的典型滞回曲线。由于弹簧预压力增大,使阻尼系数开始改变的速度变大,加载频率和位移幅值增大后,下部的凸起更加明显,阻尼器耗能能力更大。





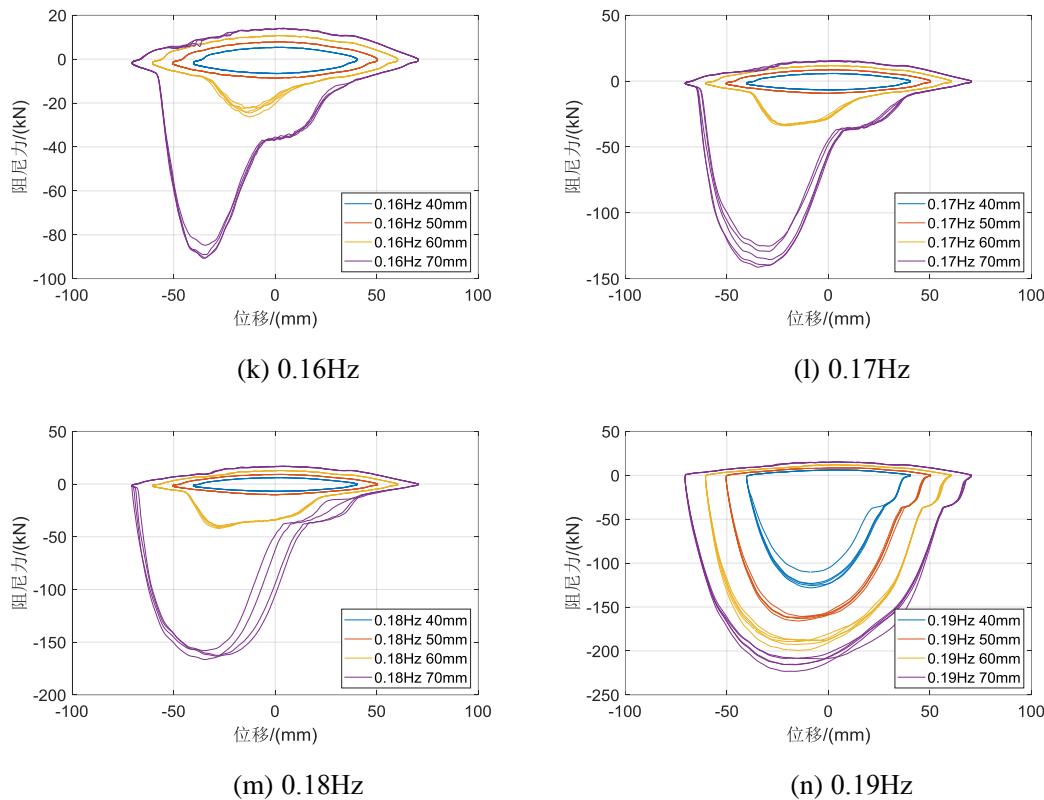
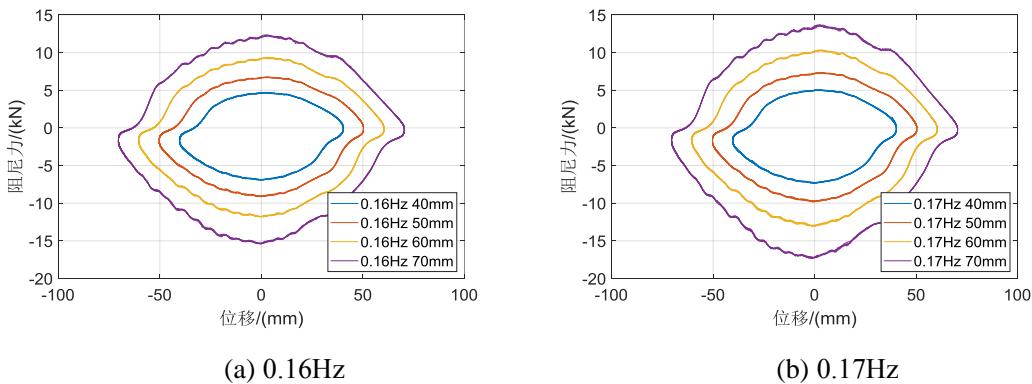


图 3.13 S-1.8 弹簧节流阀单阶梯被动变阻尼装置的滞回曲线

相对于图 3.12 中的滞回曲线，增大节流阀中的弹簧刚度和预压力后，图 3.13 中的滞回曲线随着速度的不断增加，其饱满度也在不断增加。主要是由于弹簧刚度的增加使节流阀对速度的敏感度降低，即增大相同大小的速度，节流阀中弹簧压缩量变小，交叉孔的变化率也更小，其变化特征也就更明显。

图 3.14 为装有 S-2.0 弹簧节流阀单阶梯被动变阻尼装置在不同工况下的典型滞回曲线。相比于前面两组试验结果，在较小速度时的滞回曲线形状变形更加的明显。表现为一种粘弹性阻尼器的滞回曲线特征，主要是因为单向阀中的弹簧刚度过大，对阻尼介质的流动施加了一定的弹性力，只有当液体压力达到单向阀中弹簧预压力才会被打开，形成了另一个流通屏障。



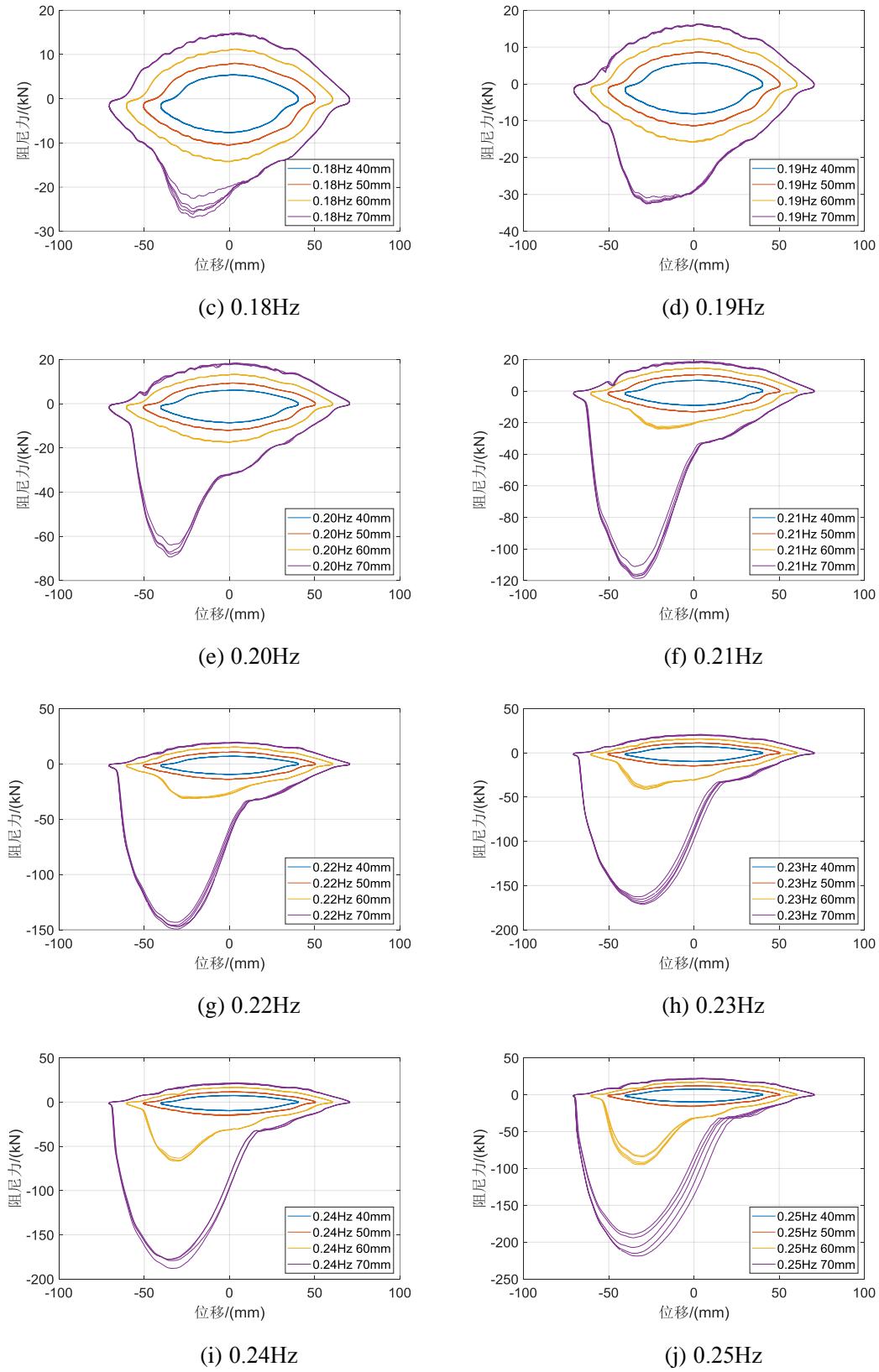


图 3.14 S-2.0 弹簧节流阀单阶梯被动变阻尼装置的滞回曲线

需要说明的是，本次试验将一对节流阀中的一个阀芯固定，其相当于孔隙式粘滞阻尼器。若将两个节流阀均设置为流孔可变形式，滞回曲线上部形状将会与下部

相同，这就实现了双向变阻尼力的输出。

### 3.5.2 最大阻尼力与速度关系分析

图 3.15 为单阶梯被动变阻尼装置在不同节流阀下最大出力与速度的关系。由图可见，当试验加载速度较小时，速度与最大出力呈明显线性关系，装置节流阀的阀口处压力未达到弹簧预压力，交叉孔面积未改变，阻尼器耗能表现与普通孔隙式粘滞阻尼器相同。

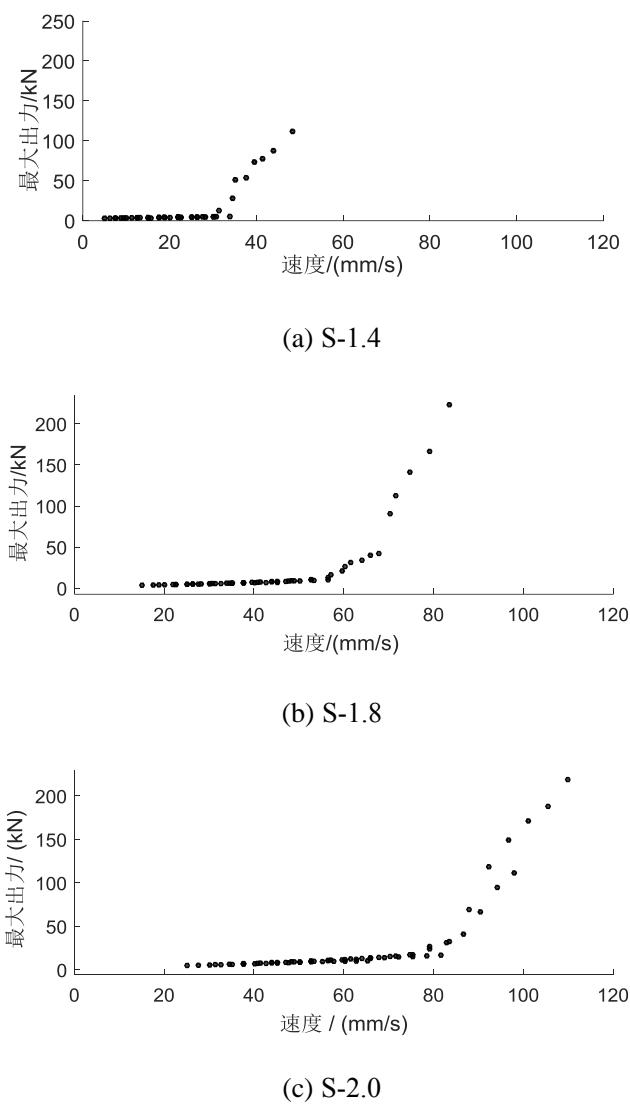


图 3.15 不同线径弹簧下阻尼器最大速度与最大出力的关系

安装不同线径弹簧装置速度达到某阈值后，最大出力均发生非线性增加，即阻尼器粘滞系数发生了突变。图 3.15 中三个工况阻尼系数发生变化速度分别为 30mm/s、60mm/s 和 80mm/s，对应阻尼力为 5.3kN、16.3kN 和 26.9kN，比例接近 1:3.07:5.06。这与节流阀中弹簧预压力的比例 1:3.07:4.96 基本相同，说明阻尼系数

开始变化时的阻尼力与节流阀弹簧预压力成正比。据此可得出，如节流阀弹簧无预压力，装置从加载开始即可进入变阻尼状态，这就实现了控制全过程的变阻尼力输出，同时也验证了最初的设计思路是正确的。在实际应用中，通过改变弹簧初始预压力来有效控制变阻尼装置阻尼系数变化的力区间，针对不同结构进行设计，使变阻尼机构在较大外部输入时起到关键作用。

从图中还可看出，安装不同线径弹簧节流阀的装置在粘滞系数突变后，最大速度与最大出力连线都呈折线增大特征，即阻尼系数未表现明显的非线性变化。这是由于加载装置最大加载速度限制，对阻尼器施加速度有限。但从试验曲线能够看出，粘滞系数随速度反应有着不断变大的趋势。如加载速度继续增大，可知粘滞系数非线性变化特征会更加明显。

另外，本次试验中节流阀交叉孔的形状为圆形，其面积大小随速度的改变较为均匀，因而阻尼器粘滞系数的非线性变化不明显。如交叉孔改为三角形等不规则形状，其面积大小随速度改变将更为显著，阻尼器粘滞系数的强非线性变化将更为突出。不同交叉孔形状和面积对控制效果的影响以及如何对其进行选择确定，也将是后续研究的内容。

在试验过程中，所有试验工况均一次性加载完成，单次连续加载圈数最多达到了 2200 圈，由于加载圈数过多，连接板出现了疲劳脆断破坏，如图 3.16 所示。然而，作为耗能构件的阻尼器各个部件仍保持完好，其试验所得滞回曲线吻合度较好，从另一方面验证了该被动变阻尼装置的耐疲劳性能。



图 3.16 连接板断裂

### 3.6 本章小结

(1) 对单阶梯被动变阻尼装置的主要部件阻尼缸体、节流阀的尺寸规格和阻尼介质的材料属性进行了介绍。以节流阀中的弹簧刚度和预压力为变量，设计了三

种不同的节流阀试件，考察弹簧刚度和预压力对单阶梯被动变阻尼装置的影响。

(2) 对初始设计装置进行了验证试验，调整控制阀设计思路后，得到最终设计方案。设计了装置性能验证的试验方案，试验采用拟静力试验方法竖向加载，考虑变阻尼装置对加载速度的要求，设计了试验各加载工况。

(3) 对单阶梯被动变阻尼装置进行了试验，试验结果表明装置可通过流孔面积的实时改变，对阻尼系数进行动态调整。对比普通粘滞阻尼器，滞回曲线更饱满，耗能能力更强；装置中弹簧如设预压力，速度小时装置耗能效果等同于常规粘滞阻尼器，达到一定速度值时才开始变阻尼力输出，如预压力为零，装置可实现全过程变阻尼力输出；随着装置弹簧预压力的增大，阻尼器力可提供的最大阻尼力不断增大，可考虑通过设置不同大小单向阀协同工作，从而提供宽幅变阻尼力输出。



## 第4章 多阶梯被动变阻尼装置的设计与试验

### 4.1 引言

地震、强风等自然灾害的发生都是不确定的，其过程也是充满随机性的，这就对控制手段提出了很高的要求。通常，被动控制中的粘滞阻尼器等只能对某一频率区间或速度区间的外荷载提供较好的控制，而当外部激励发生极端变化时，所产生的阻尼力将无法满足要求。为了解决上述问题，主动控制和半主动控制应运而生，这两种控制手段能够通过计算机对结构的反应进行计算和分析，以得到适用于当前时刻的最优控制力，因此能够对较宽频域下的荷载进行有效的控制。但是，主动控制与半主动控制依赖于反馈控制，需要外部能量的输入，在自然灾害来临时仍有较大的不确定性。

本章在单阶梯被动变阻尼装置的设计与试验基础上，考虑实际地震多变的特点，设计了多阶梯被动变阻尼装置(Multi-stage passive variable damping device, MPVDD)。通过在不同的速度区间设定不同的变阻尼规律，使阻尼器能够在较宽频域内都能有着较好的控制效果。对多阶梯被动变阻尼装置的性能试验结果验证了阻尼器设计的正确性，能够在不同的速度区间有着不同的变阻尼规律，耗能效果和适用性均优于现有粘滞阻尼器。

### 4.2 多阶梯被动变阻尼装置构造与工作原理

#### 4.2.1 多阶梯被动变阻尼装置构造

通过第二章中提出的单阶梯被动变阻尼装置的设计思路以及试验结果，可以认为单阶梯被动变阻尼装置的阻尼系数能够在一定速度范围内连续变化。但是，仍像引言中说的那样，地震等突发灾害随机性极强，预测也较为困难，传统的被动控制很难对较宽频域内的外部荷载都有最适合的控制效果。同样，虽然单阶梯被动变阻尼装置的阻尼系数能够随速度的变化而不断变化，但也会存在当前的结构需求与阻尼器所能提供的阻尼力不匹配的情况。因此，需要根据不同频段、速度内设计不同的变阻尼规律，以适应不同情况下阻尼力需求。

根据上述考虑，基于单阶梯被动变阻尼装置的设计基础进行了进一步的创新。

通过在阻尼缸体四周设置多组控制阀，使每组控制阀在不同的速度区间参与或退出工作，使阻尼系数在不同速度的区间有着不同的变化率，以适应各种各样的结构需求，如图 4.1 所示。考虑到前期阻尼缸体、控制阀的设计和实验室条件以及安全问题等，本章采用了两阶梯被动变阻尼装置作为研究对象。图 4.2 为两阶梯被动变阻尼装置的设计图。图 4.3 为两阶梯被动变阻尼装置实物图。

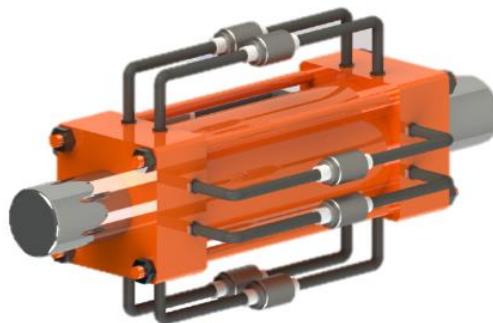


图 4.1 多阶梯被动变阻尼装置

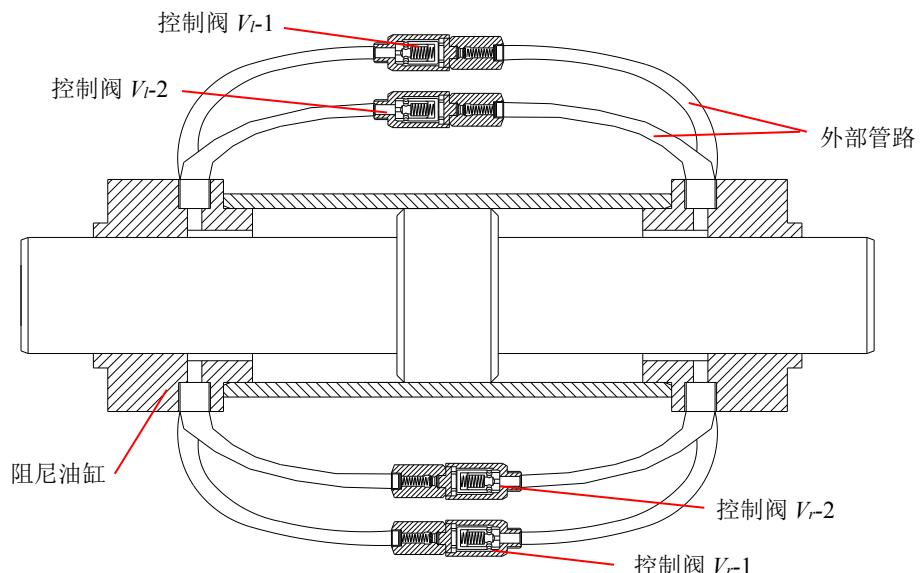


图 4.2 两阶梯被动式变阻尼装置设计图



图 4.3 两阶梯被动式变阻尼装置实物图

如图 4.2 所示，两阶梯被动变阻尼装置同样由阻尼油缸、外部管路和控制阀组成。相比于单阶梯被动变阻尼装置，两阶梯被动变阻尼装置利用了阻尼油缸外部预留的阻尼通道孔，利用外部管路在两侧各增加了一个控制阀。

#### 4.2.2 两阶梯被动变阻尼装置工作原理

多阶梯被动变阻尼装置的工作原理主要是通过多组控制阀对阻尼孔的大小进行多级调控，根据节流阀内有无预压力分为了以下三种情况：

##### 4.2.2.1 两组节流阀中均存在预压力

两个节流阀中都存在预压力时，我们称节流阀弹簧预压力较小的控制阀为  $V_{r-1}$  和  $V_{l-1}$ ，节流阀弹簧预压力较大的控制阀为  $V_{r-2}$  和  $V_{l-2}$ 。在外部激励速度较小时，节流阀入口处的阻尼介质的液体压力均小于其弹簧的预压力，活动阀芯保持相对静止，交叉孔面积恒定，阻尼系数恒定，两阶梯被动变阻尼装置表现为粘滞阻尼器。根据公式 2.1 和公式 2.2，此时的阻尼系数约为单阶梯被动变阻尼装置的 1/2。

当外界激励速度增加，缸内的液体压力达到  $V_{r-1}$  和  $V_{l-1}$  的弹簧预压力时， $V_{r-1}$  和  $V_{l-1}$  会开始参与工作，交叉孔的面积变小，而  $V_{r-2}$  和  $V_{l-2}$  由于弹簧预压力较大，交叉孔的面积保持不变。此时，由于一个方向两个阻尼通道中只有一个节流阀中的交叉孔面积发生改变，交叉孔面积随速度的变化率较小，阻尼系数变化率也较小。两组控制阀中弹簧刚度对多阶梯被动变阻尼装置的阻尼系数阶梯效果有着很大的影响，具体可分为三种状态。

###### a) $V_{l,r-2}$ 中弹簧预压力小于 $V_{l,r-1}$ 中节流阀交叉孔关闭时的弹力

当  $V_{l,r-2}$  中弹簧预压力小于  $V_{l,r-1}$  中节流阀交叉孔关闭时的弹力时，随着外部激励速度的增加，当液体压力达到  $V_{l,r-2}$  中的弹簧的预压力时， $V_{l,r-2}$  开始参与工作，此时  $V_{l,r-1}$  和  $V_{l,r-2}$  交叉孔的面积一同发生变化，相较于  $V_{l,r-1}$  单独工作时，交叉孔面积随速度的变化率增加，阻尼系数变化率也随之增加。当速度达到可以使  $V_{l,r-1}$  中节流阀交叉孔关闭时，此时只有  $V_{l,r-2}$  继续发挥作用，阻尼系数变化率降低，阻尼系数总体呈现“低-高-低”的变化率。

###### b) $V_{l,r-2}$ 中弹簧预压力等于 $V_{l,r-1}$ 中节流阀交叉孔关闭时的弹力

当  $V_{l,r-2}$  中弹簧预压力等于  $V_{l,r-1}$  中节流阀交叉孔关闭时的弹力时，随着  $V_{l,r-1}$  中节流阀交叉孔的关闭， $V_{l,r-2}$  即可参与工作，继续使阻尼系数发生变化，在这种状态下的阻尼系数变化规律与弹簧的刚度有关。弹簧刚度小时，阻尼系数变化率高，

相应的弹簧刚度较大时，阻尼系数变化率会较低，阻尼系数总体呈现一种“高-低”或“低-高”的变化规律，这与弹簧刚度大小有关。

### c) $V_{l,r}-2$ 中弹簧预压力大于 $V_{l,r}-1$ 中节流阀交叉孔关闭时的弹力

当  $V_{l,r}-2$  中弹簧预压力大于  $V_{l,r}-1$  中节流阀交叉孔关闭时的弹力时，随着  $V_{l,r}-1$  中节流阀交叉孔完全关闭，由于  $V_{l,r}-2$  中弹簧预压力较大，液体压力无法推动活动阀芯发生相对运动，此时的被动变阻尼装置阻尼系数恒定。随着速度继续增加，液体压力达到中  $V_{l,r}-2$  弹簧预压力时，被动变阻尼装置呈现出与 b) 中描述的第二阶段相同的变化规律。

#### 4.2.2.2 两组节流阀中均不存在预压力

令两组节流阀中刚度较大的弹簧为  $k_1$ ，刚度较小的弹簧为  $k_2$ 。因为节流阀中没有预压力的存在，两组节流阀中的活动阀芯会同时产生相对移动，此时的阻尼系数变化率较高。由于两组节流阀都连接在同一个阻尼缸体上，其流入口处的液体压力均相同。因此，节流阀中弹簧刚度的大小就决定了交叉孔的开闭程度，在相同的速度下，弹簧刚度小的节流阀中的交叉孔闭合程度会大于弹簧刚度大的节流阀中交叉孔的闭合程度。随着外部激励速度的增加，弹簧刚度小的节流阀中的活动阀芯会率先关闭，仅有弹簧刚度较大的一个节流阀参与工作，此时的阻尼系数变化率较低。在这种情况下就形成了阻尼系数变化率呈现“高-低”的趋势。

#### 4.2.2.3 两组节流阀中仅一个存在预压力

当两组节流阀中只有一组存在预压力时，根据预压力的大小分为三种情况：预压力大于另一个节流阀交叉孔关闭时弹簧的弹力；预压力小于另一个节流阀交叉孔关闭时弹簧的弹力；预压力等于另一个节流阀交叉孔关闭时弹簧的弹力。除了加载初期的阻尼系数恒定状态，这三种状态与(i)中的三种情况类似，在此不再详细描述。

### 4.3 两阶梯被动变阻尼装置试验

#### 4.3.1 试验设计概况

由于采用了与单组阀被动变阻尼装置相同的阻尼油缸，两阶梯被动变阻尼装置也采用了相同的试验布置方法和加载工况。为了探究两阶梯被动变阻尼装置的可行性，我们选择了不同的控制阀组合作为我们的试验对象，见表 4.1。

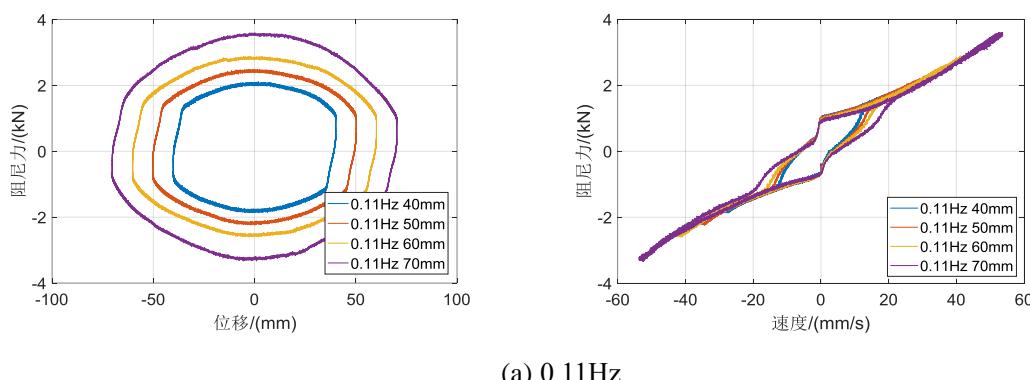
表 4.1 试验对象工况

工况	控制阀 $V_{r,l-1}$	控制阀 $V_{r,l-2}$
1	S-1.4	S-1.4
2	S-1.8	S-1.8
3	S-1.4	S-1.8

如表 4.1 所示, 共设置了三组试验工况, 选用的弹簧都存在一定预压力, 详细数据见表 3.1。其中, 前两组工况是为了与单组阀被动变阻尼装置进行对比, 同时验证多阶梯被动变阻尼装置的一些假设。而第三组试验则是证明多阶梯被动变阻尼装置设计思路的正确性。

#### 4.3.2 试验结果与分析-两组控制阀相同

图 4.4 为设置有两组 S-1.4 控制阀的被动变阻尼装置的力与位移和力与速度的滞回曲线。图 4.5 为设置有两组 S-1.8 控制阀的被动变阻尼装置的力与位移和力与速度的滞回曲线。从两图中的阻尼力与位移的滞回曲线中可以看出, 其曲线特征与单阶梯被动变阻尼装置相似, 但由于控制阀数量的增加, 阻尼介质流通孔面积增加, 阻尼力也有所减小。同时, 从阻尼力与速度的滞回曲线可以明显看出, 当加载速度较小时, 速度与力的曲线表现为直线, 此时的阻尼系数恒定; 随着加载速度增加, 图像斜率逐渐增加, 即阻尼系数随速度逐渐增加。



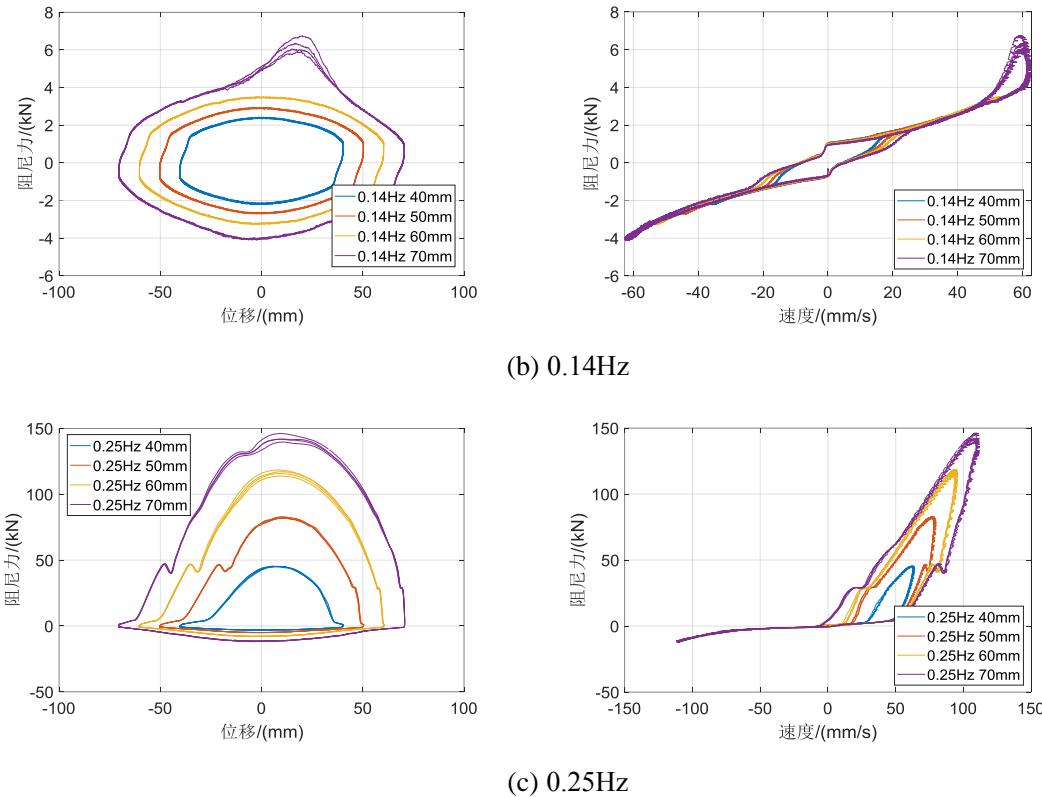


图 4.4 工况 1 滞回曲线

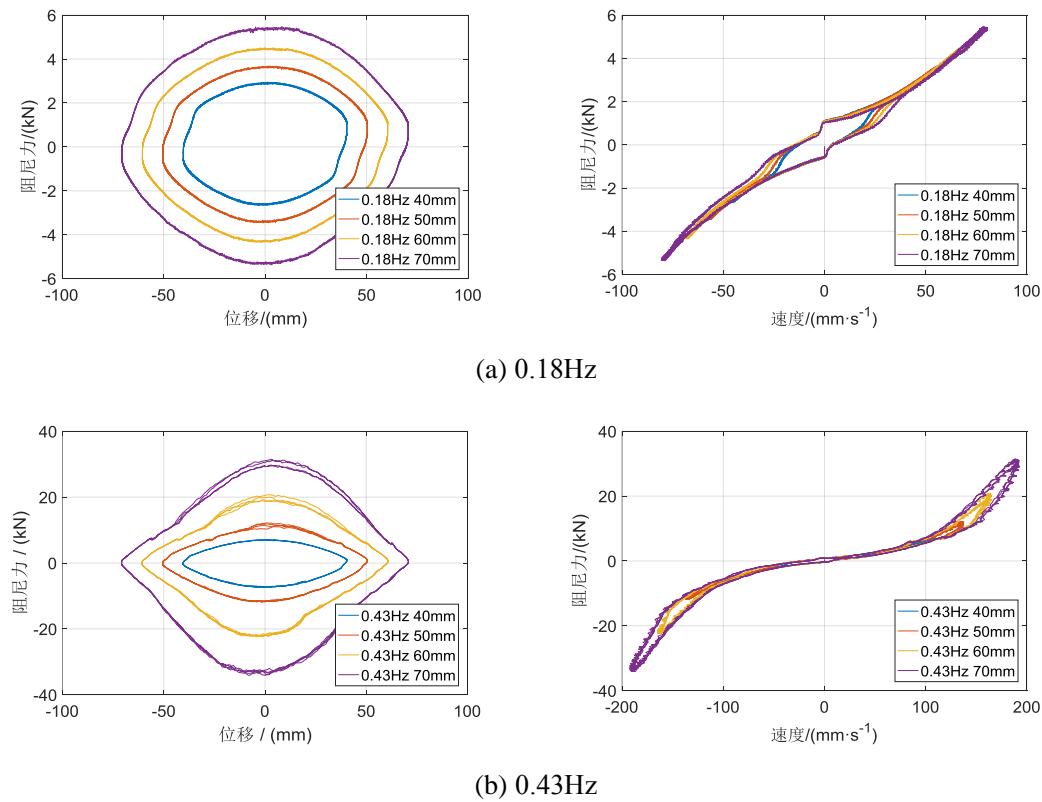


图 4.5 工况 2 滞回曲线

图 4.6 为不同试验加载工况的被动变阻尼装置最大阻尼力与速度之间的关系散点图。表 4.2 为不同工况的阻尼系数。其中，图 4.6(a)为装有单组 S-1.4 弹簧控

制阀和两组 S-1.4 弹簧控制阀两种工况的对比, 图 4.6(b)为装有单组 S-1.8 弹簧控制阀和两组 S-1.8 弹簧控制阀两种工况的对比。从图中可以看出, 无论是设置单组控制阀或是两组控制阀, 在速度较小时阻尼力均表现为线性增加; 达到一定速度阈值后, 阻尼力都发生了突变, 阻尼系数随之改变。

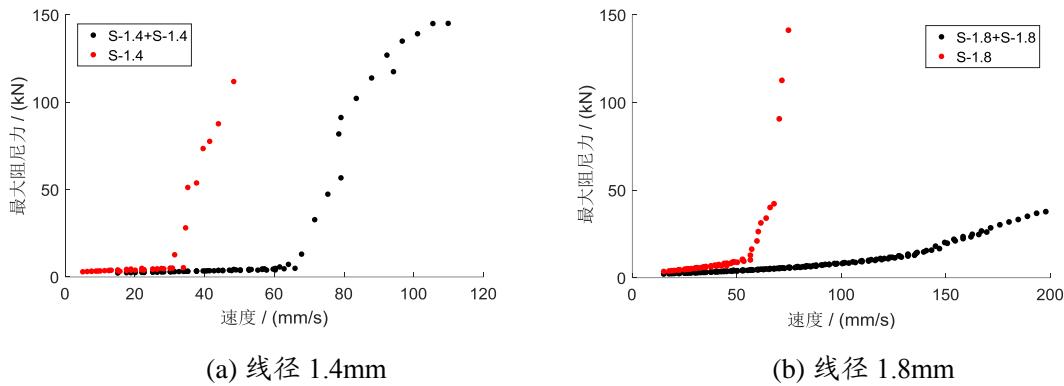


图 4.6 最大阻尼力与速度的关系

表 4.2 不同工况的阻尼系数

弹簧线径 / mm	阻尼系数 / $\text{kN}\cdot\text{s}\cdot\text{m}^{-1}$	
	单组控制阀	两组控制阀
1.4	107.4	50.4
1.8	109.8	49.4

从表 4.2 中我们可以大致估算出其开始阶段的斜率, 加载速度较小时, 由于控制阀入口处的液体压力小于弹簧预压力, 被动变阻尼装置表现为粘滞阻尼器, 其阻尼系数与弹簧线径和弹簧预压力无关。由于设置有两组控制阀时的阻尼介质通道数量为单组控制阀时的两倍, 根据公式 2.4 因此阻尼系数也近似为两组控制阀时的两倍。

### 4.3.3 试验结果与分析-两组控制阀不同

为了体现多阶梯连续变阻尼效果, 我们对装有 S-1.4 弹簧和 S-1.8 弹簧两组控制阀的被动变阻尼装置进行了试验。同时为了对比粘滞阻尼器和被动变阻尼装置的耗能效果, 将一侧的两个控制阀中的活动阀芯固定, 使其交叉孔面积不能随速度的改变而改变, 其阻尼系数也保持为定值。图 4.7 为不同工况下位移与阻尼力和速度与阻尼力的滞回曲线。

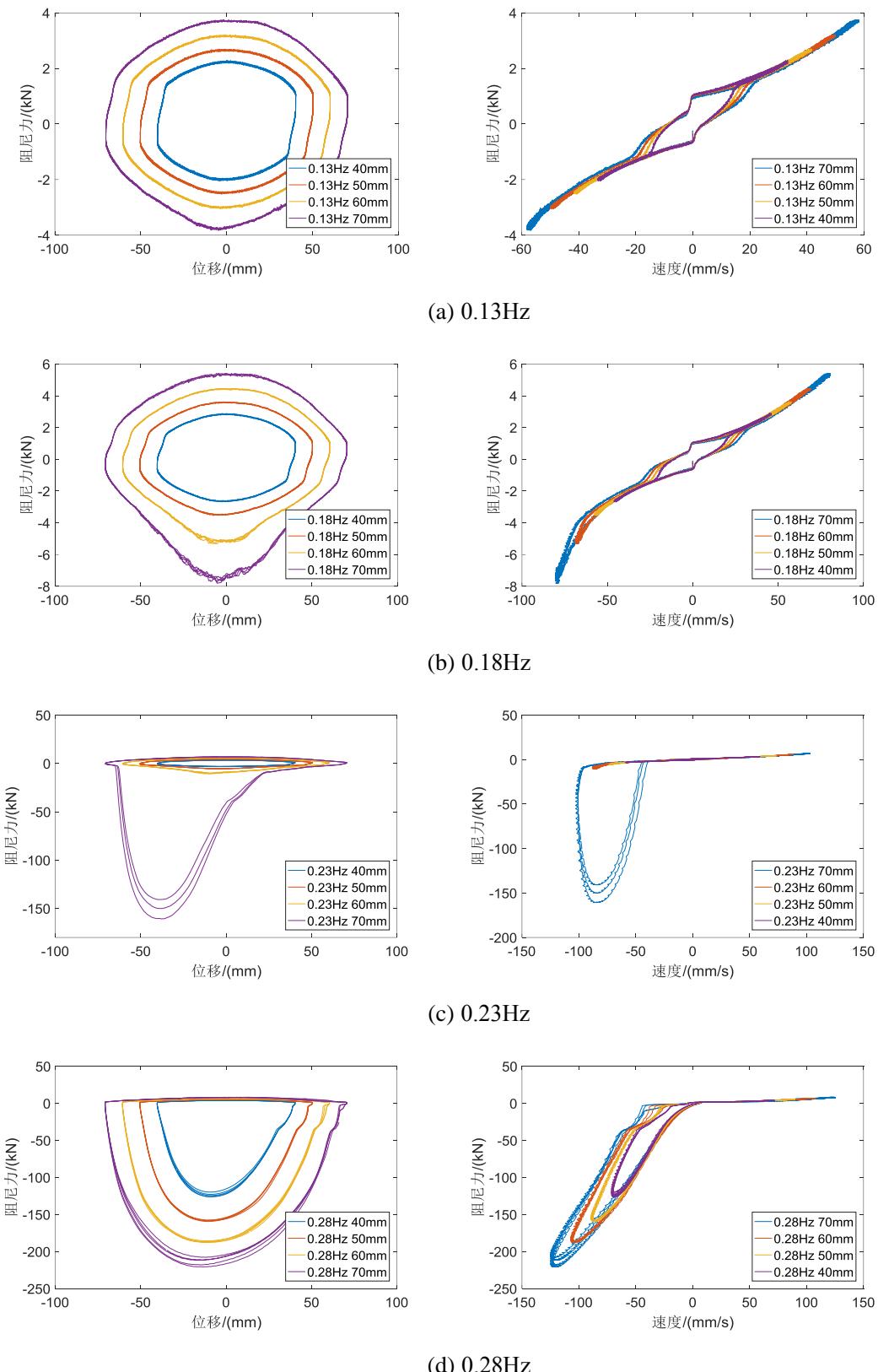


图 4.7 装有 S-1.4 和 S-1.8 弹簧控制阀被动变阻尼装置的滞回曲线

从图 4.7 中我们可以看出，加载速度较小时，位移和阻尼力的滞回曲线呈现一个椭圆形，速度与阻尼力的滞回曲线接近一条直线，整体表现为粘滞阻尼器特征，

这与单阶梯变阻尼装置相同(图4.7(a));随着加载速度增加,位移和阻尼力的滞回曲线下部出现了力的少量增加,同时也能从速度与阻尼力的滞回曲线中看出,在曲线的下方不再是原来的直线,其斜率发生了变化,即阻尼系数发生了变化,此时的变化幅度较小(图4.7(b));加载速度继续增加,在位移与阻尼力的滞回曲线中,上部的阻尼力和下部的阻尼力产生了巨大的差别,此时的阻尼系数变化率较大,从速度与阻尼力的滞回曲线中也能看出较大的斜率变化(图4.7(c));当加载速度达到一个较大值的时候,滞回曲线逐渐饱满,同时由于弹簧行程较短,当加载速度较大时,弹簧被完全压缩,活动阀芯无法继续移动,但节流阀中的交叉孔仍未完全闭合,交叉孔面积保持在一个较小的值,此时的阻尼系数保持不变,滞回曲线表现如图4.7(d)所示。

图4.8为装有S-1.4弹簧和S-1.8弹簧两组控制阀的被动变阻尼装置速度与最大阻尼力之间的关系曲线。从图4.8(a)中可以看出,阻尼系数的变化大致分为了三个阶段:

(1) 当速度小于55mm/s时,我们称这一阶段为固定阻尼系数阶段,此时的力与速度基本成直线关系,阻尼系数恒定,两组控制阀均未参与工作;

(2) 当速度处于55mm/s~85mm/s之间时,我们称这一阶段为第一阶变阻尼阶段,此时最大阻尼力与速度图像的斜率开始逐渐增加,但变化幅度较小,阻尼系数小幅度增加。两组控制阀中只有弹簧预压力较小的控制阀参与工作,在一个方向上只有一个交叉孔面积发生变化,因此面积变化率较低,阻尼变化率也较低;

(3) 当速度大于85mm/s时,我们称这一阶段为第二阶变阻尼阶段,此时最大阻尼力与速度的图像斜率继续增加,阻尼系数大幅度增加。加载速度较大,使液体压力大于较大的弹簧预压力,两组控制阀一同参与工作,两个交叉孔面积同时变化,体现出了较高的阻尼系数变化率。

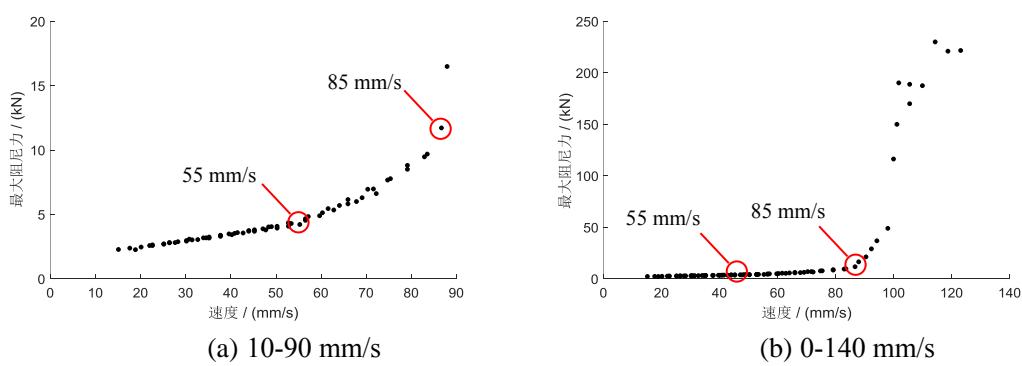


图4.8 S-1.4+S-1.8 的峰值速度与峰值出力关系曲线

表 4.3 为不同工况变阻尼临界力与弹簧预压力的关系。通过单组控制阀的变阻尼临界力与弹簧预压力的对比，可以发现变阻尼临界力与控制阀中弹簧预压力的比例基本相同，如节流阀弹簧无预压力，装置从加载开始即可进入变阻尼状态。对比两组控制阀与单组控制阀的变阻尼临界力可以发现，无论是单组或者两组控制阀，其变阻尼临界力的比例与弹簧预压力的比例都是相同的，其变阻尼临界力不受控制阀数量影响，只与弹簧预压力有关。同时，该结论也验证了上述对于不同变阻尼阶梯的判断。在 55mm/s 时，阻尼力达到了 5.13kN，与 S-1.4 弹簧预压力呈正比关系，此时两阶梯被动变阻尼装置中的 S-1.4 弹簧控制阀开始参与工作；而在 85mm/s 时，阻尼力达到了 16.49kN，与 S1.8 弹簧的预压力同样成正比关系，此时 S-1.4 弹簧控制阀与 S-1.8 弹簧控制阀同时参与工作，阻尼系数变化率增加。

表 4.3 变阻尼临界力与弹簧刚度的关系

工况	弹簧		变阻尼临界力	
	预压力/N	比例	阻尼力/kN	比例
S-1.4	281.15	1.00	5.3	1.00
S-1.8	862.20	3.07	16.3	3.08
S-2.0	1394.60	4.96	26.9	5.08
S-1.4+S-1.4	562.30	2.00	4.94	0.93
S-1.8+S-1.8	1724.40	6.13	15.77	2.98
S-1.4+S-1.8 第一阶	281.15	1.00	5.13	0.97
S-1.4+S-1.8 第二阶	862.20	3.07	16.49	3.11

#### 4.4 多阶梯被动变阻尼装置阻尼力理论公式推导

本节同样以两阶梯被动变阻尼装置为例对其阻尼力理论公式进行推导。本节中仅选取 4.2.2.1 a) 中的情况进行具体说明，其余情况可参考本例进行类比推导。

##### (1) 第一阶段：固定阻尼系数阶段

假设两个节流阀分别称为节流阀 1 和节流阀 2，其中弹簧刚度分别为  $k_1$  和  $k_2$ ，弹簧压缩量分别为  $S_{p1}$  和  $S_{p2}$ ，因此两个弹簧的预压力分别为  $F_{p1}=k_s \cdot S_{p1}$ ,  $F_{p2}=k_s \cdot S_{p2}$ ，且  $F_{p1} > F_{p2}$ 。随着加载速度的增加，节流阀入口处的液体压力首先达到  $F_{p2}$ ，令此时的速度为  $v_0$ 。参考公式 2.24，变阻尼速度：

$$\nu_0 = \sqrt[m]{\frac{k_{s1}S_{p1}}{C_{eo-2}}} \quad (4.1)$$

其中,  $C_{eo-2}$  为此时两阶梯变阻尼装置两个阀芯的流入口处的阻尼系数。

$$C_{eo-2} = \left( \frac{3m+1}{2m} \right)^m \cdot \left( R_{缸}^2 - r_{杆}^2 \right)^m \cdot \left( \frac{b}{2} \right)^{(-3m-1)} \cdot \pi k l_{eo} \left( R_{缸}^2 - r_{杆}^2 - 2 \frac{b^2}{2^2} \right) \quad (4.2)$$

当速度小于  $\nu_0$  时, 变阻尼装置表现为粘滞阻尼器, 参考公式 2.25, 此时的阻尼孔的个数为两个, 因此阻尼力公式为:

$$F_{MPVDD-0} = F_{eo-2} = \left( \frac{3m+1}{2m} \right)^m \cdot \left( R_{缸}^2 - r_{杆}^2 \right)^m \cdot \left( \frac{b}{2} \right)^{(-3m-1)} \cdot \pi k l_{eo} \left( R_{缸}^2 - r_{杆}^2 - 2 \frac{b^2}{2^2} \right) \cdot v^m \quad (4.3)$$

## (2) 第二阶段: 一个节流阀工作

假设节流阀入口处的液体压力达到  $F_{p1}$  时的速度为  $v_1$ 。当速度  $v_1 > v \geq v_0$  时, 节流阀 2 中的交叉孔面积开始发生变化, 由于速度未能达到节流阀 1 的弹簧预压力, 节流阀 1 的交叉孔面积保持不变。此时节流阀压缩量  $d_2$  为:

$$d_2 = b - \frac{F_{MPVDD-0} - F_{p2}}{k_{s2}} \quad (4.4)$$

此时的变阻尼装置内的流量分为两个部分: 流过初始面积大小交叉孔的  $Q_1$  和流过变化面积交叉孔  $Q_2$ 。 $Q_1$  为交叉孔中  $d=b$  时的流量:

$$Q_1 = \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left( \frac{b}{2} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)b}{3m+1} \right) \quad (4.5)$$

参考公式 2.27, 可得  $Q_2$  为:

$$Q_2 = \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left( \frac{b}{2} - \frac{F_{eo-2} - F_{p2}}{2k_{s2}} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \cdot \left( b - \frac{F_{eo-2} - F_{p2}}{k_{s2}} \right) \right) \quad (4.6)$$

因此  $Q=Q_1+Q_2$ ,

$$Q = \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left[ \left( \frac{b}{2} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)b}{3m+1} \right) + \left( \frac{b}{2} - \frac{F_{eo-2} - F_{p2}}{2k_{s2}} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \cdot \left( b - \frac{F_{eo-2} - F_{p2}}{k_{s2}} \right) \right) \right] \quad (4.7)$$

由流体的连续性方程可知, 此时的变阻尼装置内流量有如下等式:

$$Q = (A_c - A_p) \cdot v = (\pi R_{缸}^2 - \pi r_{杆}^2) \cdot v \quad (4.8)$$

因此，此时的阻尼力  $F_{MPVDD-1}$  为：

$$\begin{aligned}
 F_{MPVDD-1} &= C_{MPVDD-1} \cdot v^m \\
 &= \frac{2KL \left( \frac{m+1}{nm} \right)^m (\pi R_{\text{缸}}^2 - \pi r_{\text{杆}}^2)^m \cdot v^m}{\left[ \left( \frac{b}{2} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)b}{3m+1} \right) + \left[ 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left( b - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s2}S_{p2}}{k_{s2}} \right) \right] \left[ \frac{b}{2} - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s2}S_{p2}}{2k_{s2}} \right]^{\frac{1}{m}} \right]^m}
 \end{aligned} \tag{4.9}$$

同时也可知节流阀入口处的液体压力达到  $F_{p1}$  时的速度  $v_1$  为：

$$v_1 = \sqrt[m]{\frac{k_{s1}S_{p1}}{C_{MPVDD-1}}} \tag{4.10}$$

(3) 第三阶段：两个节流阀工作

当速度  $v \geq v_1$  时，此时的节流阀流入口处的液体压力大于  $F_{p1}$ ，两个节流阀中的交叉孔一同开始面积变化，此时节流阀 1 中弹簧压缩量为：

$$d_1 = b - \frac{F_{eo-2} - F_{p1}}{k_{s1}} \tag{4.11}$$

两个节流阀交叉孔面积均发生变化，节流阀 2 中的流量  $Q_2$  保持不变，而节流阀 1 中的  $Q_1$  则变为：

$$Q_1 = \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left( \frac{b}{2} - \frac{F_{eo-2} - F_{p1}}{2k_{s1}} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \cdot \left( b - \frac{F_{eo-2} - F_{p1}}{k_{s1}} \right) \right) \tag{4.12}$$

因此，在此阶段总的流量  $Q$  为：

$$\begin{aligned}
 Q &= \frac{m}{m+1} \left( \frac{\Delta p}{2KL} \right)^{\frac{1}{m}} \left[ \left( \frac{b}{2} - \frac{F_{eo-2} - F_{p1}}{2k_{s1}} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \cdot \left( b - \frac{F_{eo-2} - F_{p1}}{k_{s1}} \right) \right) \right. \\
 &\quad \left. + \left( \frac{b}{2} - \frac{F_{eo-2} - F_{p2}}{2k_{s2}} \right)^{\frac{1}{m}+2} \left( 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \cdot \left( b - \frac{F_{eo-2} - F_{p2}}{k_{s2}} \right) \right) \right]
 \end{aligned} \tag{4.13}$$

此阶段的阻尼力  $F_{MPVDD-2}$  为：

$$\begin{aligned}
 F_{MPVDD-1} &= C_{MPVDD-1} \cdot v^m \\
 &= \frac{2KL \left( \frac{m+1}{nm} \right)^m (\pi R_{\text{缸}}^2 - \pi r_{\text{杆}}^2)^m \cdot v^m}{\left[ \left[ 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left( b - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s1}S_{p1}}{k_{s1}} \right) \right] \left[ \frac{b}{2} - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s1}S_{p1}}{2k_{s1}} \right]^{\frac{1}{m}} + \left[ 2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left( b - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s2}S_{p2}}{k_{s2}} \right) \right] \left[ \frac{b}{2} - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s2}S_{p2}}{2k_{s2}} \right]^{\frac{1}{m}} \right]^m}
 \end{aligned}$$

(4.14)

通过上述推导，我们可以得到在两组节流阀均存在预压力且控制阀 1 中弹簧预压力小于节流阀 2 交叉孔关闭的弹力时的两阶梯被动变阻尼装置阻尼力公式：

$$F = \begin{cases} \frac{2KL\left(\frac{m+1}{nm}\right)^m (\pi R_{缸}^2 - \pi r_{杆}^2)^m \cdot v^m}{\left[2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left(b - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s1}S_{p1}}{k_{s1}}\right)\right] \left(\frac{b}{2} - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s1}S_{p1}}{2k_{s1}}\right)^{2+\frac{1}{m}} + \left[2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left(b - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s2}S_{p2}}{k_{s2}}\right)\right] \left(\frac{b}{2} - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s2}S_{p2}}{2k_{s2}}\right)^{2+\frac{1}{m}}} & v \geq v_1 \\ \frac{2KL\left(\frac{m+1}{nm}\right)^m (\pi R_{缸}^2 - \pi r_{杆}^2)^m \cdot v^m}{\left(\frac{b}{2}\right)^{\frac{1}{m+2}} \left(2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)b}{3m+1}\right) + \left[2a - \frac{2am}{2m+1} + \frac{(m+1)}{3m+1} \left(b - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s2}S_{p2}}{k_{s2}}\right)\right] \left(\frac{b}{2} - \frac{C_{eo-2}v^m - k_{s2}S_{p2}}{2k_{s2}}\right)^{2+\frac{1}{m}}} & v_0 \leq v < v_1 \\ \left(\frac{3m+1}{2m}\right)^m \cdot (R_{缸}^2 - r_{杆}^2)^m \cdot \left(\frac{b}{2}\right)^{(-3m-1)} \cdot \pi k l_{eo} \left(R_{缸}^2 - r_{杆}^2 - 2\frac{b^2}{2^2}\right) \cdot v^m & v \leq v_0 \end{cases} \quad (4.15)$$

## 4.5 本章小结

(1) 在单阶梯被动变阻尼装置的基础上进行了创新，设计了多阶梯被动变阻尼装置，并以两阶梯被动变阻尼装置为例，详细介绍了不同工况组合下的工作原理。

(2) 对两阶梯被动变阻尼装置进行了性能试验研究。对两组控制阀相同、两组控制阀不同的两种情况三种工况下的变阻尼装置进行了详细研究。试验结果表明：两阶梯被动变阻尼装置能够随外部激励速度的变化实时机械式改变其阻尼系数，并在不同速度区间拥有不同的阻尼系数，可实现对不同速度响应的宽域值非线性阻尼力输出，从而具有耗能能力强和不需外部能源的优越性。

(3) 多阶梯被动变阻尼装置可通过设定装置总阶梯数量，控制阀内的弹簧预压力及弹簧刚度值，实现阻尼力输出过程的可设计性，这为其实现类似半主动控制最优控制力的输出过程提供了可能。



# 第5章 基于被动变阻尼装置高层建筑结构风振控制分析

## 5.1 引言

20世纪以来，高层建筑结构层出不穷，其占建筑用地较小，能够大量集中人口，利用建筑内竖向交通的便利性提高了人们的生产效率。近年来，中国的高层和超高层建筑不断涌现，从1934年在上海建成的83.8米高上海国际饭店到2016年建成的高达632米的上海中心大厦，高层建筑的发展也反映了中国社会的不断进步与发展。

从高层建筑结构定义上讲大于27米的住宅和大于24米的单层厂房都属于高层结构。但真正决定高层建筑属性的是结构的高宽比，只有当结构的高宽比较大时才能反映出高层建筑结构的真实状态。对于这种高层建筑结构，通常由于水平方向刚度较小、高度较高、自振周期较长，使其属于柔性结构体系，风致振动非常明显。传统的通过增加结构刚度的方法来抵抗风致振动有很多的缺点，如增加结构自重，增大地震反应、造价高等。结构振动技术作为一项相对较为高效并且廉价的方式广泛被人们采用。

本章在前期设计两种被动变阻尼装置的基础上，将这两种装置应用于高层结构的风振控制。通过在不同风压荷载下，对设置有变阻尼装置的306米76层Benchmark模型结构响应进行了数值计算分析。将单阶梯被动变阻尼装置与使用普通粘滞阻尼器结构进行对比，研究两种控制方式下阻尼器数量对结构风振控制效果的影响，证明了单阶梯被动变阻尼装置在风振控制中的可行性；将不同阶梯数的多阶梯被动变阻尼装置进行对比分析，验证了多阶梯被动变阻尼装置的强适应性和出力范围广的特点。所做分析可为变阻尼装置在高层结构风振控制中的应用提供研究基础。

## 5.2 单阶梯被动变阻尼装置风振控制分析

试验证明，单阶梯被动变阻尼装置(single-stage Passive variable damping device, SPVDD)的阻尼系数能够随速度的改变而实时改变，阻尼系数的变化依赖于控制阀的弹簧压缩和阀芯的机械式运动，需要少量的反应时间。由于风荷载是一种周期较

长，反应相对较弱的荷载类型，较为适合被动变阻尼装置的作用机理，因此可以采用被动变阻尼装置对高层建筑结构的风致振动进行有效的控制。

### 5.2.1 SPVDD 计算模型与结构运动方程

根据被动变阻尼装置试验结果，阻尼力随速度呈现非线性变化，其斜率即阻尼系数也在呈现不断增大的趋势。为了体现变阻尼装置阻尼系数随速度可变的优点，同时为了简化计算，数值计算中选取耗能装置阻尼系数与速度呈线性关系。同时考虑了弹簧有无预压力两种形式，弹簧有预压力时的阻尼系数与阻尼力的公式见(5.1)和(5.2)，无预压力时的阻尼力公式见(5.3)和(5.4)。

$$C_{SPVDD} = \begin{cases} a \cdot v + c_0 & v \geq v_0 \\ c_0 & v_0 > v \geq 0 \end{cases} \quad \text{变阻尼阶段} \quad (5.1)$$

$$U_{SPVDD} = \begin{cases} (av) \cdot (v - v_0) + c_0 v_0 & v \geq v_0 \\ c_0 \cdot v & v_0 > v \geq 0 \end{cases} \quad (5.2)$$

$$C_{SPVDD} = a \cdot v + c_0 \quad (5.3)$$

$$U_{SPVDD} = (av + c_0) \cdot v \quad (5.4)$$

其中， $a$  为变阻尼系数，与变阻尼装置的设计参数有关；在公式(5.1)和(5.2)中  $c_0$  为固定阻尼系数阶段的阻尼系数，在公式(5.3)和(5.4)中  $c_0$  为阻尼器的初始阻尼系数， $c_0$  只与控制阀阀体和阀芯的设计参数有关，与弹簧刚度和预压力无关； $v_0$  为变阻尼临界速度； $v$  为外界激励速度。

为研究 SPVDD 在高层建筑中对风致振动的控制效果，选取多自由度体系作为研究对象，对无控结构、粘滞阻尼器控制结构和单阶梯被动变阻尼装置控制结构进行了对比分析，体系的简化分析模型如图 5.1 所示。

根据上述简化分析模型，采用高阶单步算法进行计算。高阶单步算法是一种时程分析算法，它具有无条件稳定、速度快和精度高等突出优点。结构的动力学运动方程为：

$$[\mathbf{M}] \ddot{x} + [\mathbf{C}] \dot{x} + [\mathbf{K}] x = \mathbf{F}(t) - \mathbf{F}_d \quad (5.5)$$

其中， $[\mathbf{M}]$  为结构的质量矩阵； $[\mathbf{C}]$  为结构的阻尼矩阵； $[\mathbf{K}]$  为结构的刚度矩阵； $\ddot{x}$ 、 $\dot{x}$  和  $x$  分别为结构的加速度、速度和位移； $\mathbf{F}_d = [\mathbf{I}] \cdot [\mathbf{U}]$ ， $\mathbf{I}$  为阻尼器位置矩阵； $\mathbf{F}(t)$  为各个质点处的集中风荷载。

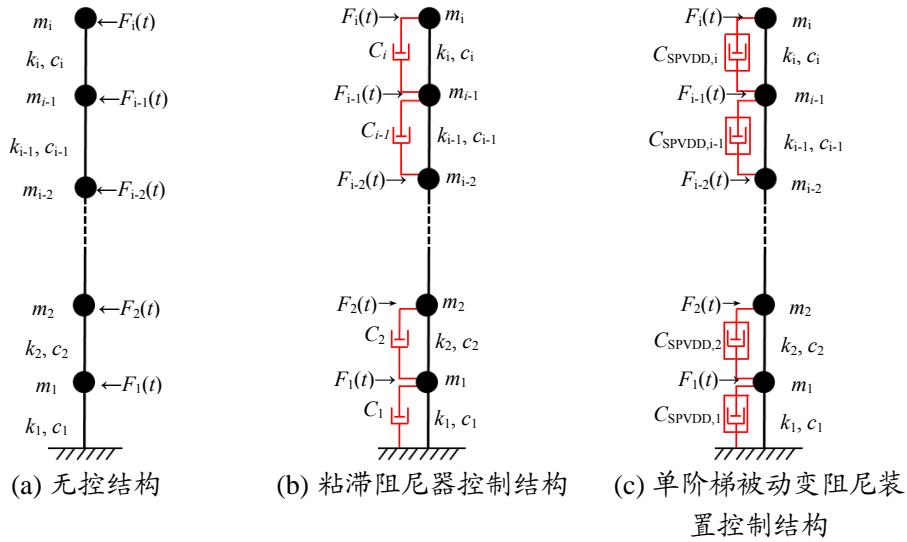


图 5.1 简化分析模型

公式(5.5)的高阶单步法的逐步积分公式为:

$$\left. \begin{aligned} \{\boldsymbol{x}_{n+1}\} &= [\mathbf{G}_{11}]\{\boldsymbol{x}_n\} + [\mathbf{G}_{12}]\{\dot{\boldsymbol{x}}_n\} - [\mathbf{Q}_{12}]\{\ddot{\boldsymbol{x}}_n\} + [\mathbf{M}]^{-1}[\mathbf{R}_{12}]([\mathbf{I}]\{\mathbf{U}_{SPVDD,n}\} - \mathbf{F}_n) \\ \{\dot{\boldsymbol{x}}_{n+1}\} &= [\mathbf{G}_{12}]\{\boldsymbol{x}_n\} + [\mathbf{G}_{22}]\{\dot{\boldsymbol{x}}_n\} - [\mathbf{Q}_{22}]\{\ddot{\boldsymbol{x}}_n\} + [\mathbf{M}]^{-1}[\mathbf{R}_{22}]([\mathbf{I}]\{\mathbf{U}_{SPVDD,n}\} - \mathbf{F}_n) \\ \{\ddot{\boldsymbol{x}}_{n+1}\} &= [\mathbf{M}]^{-1}(-\mathbf{F}_n + [\mathbf{I}]\{\mathbf{U}_{SPVDD,n+1}\} - [\mathbf{C}]\{\dot{\boldsymbol{x}}_{n+1}\} - [\mathbf{K}]\{\boldsymbol{x}_{n+1}\}) \end{aligned} \right\} \quad (5.6)$$

取性能函数指标为:

$$\mathbf{J} = \frac{1}{2}\{\boldsymbol{x}\}^T W_1 [\mathbf{K}]\{\boldsymbol{x}\} + \frac{1}{2}\{\dot{\boldsymbol{x}}\}^T W_2 [\mathbf{M}]\{\dot{\boldsymbol{x}}\} + \frac{1}{2}([\mathbf{I}]\{\mathbf{U}\})^T [\mathbf{K}]^{-1} [\mathbf{I}]\{\mathbf{U}_{ocf}\} \quad (5.7)$$

式中,  $W_1$ 、 $W_2$ 为权参数, 对于具体结构可由试算来确定, 令  $\delta\mathbf{J}_{n+1}=0$ , 可得:

$$[\mathbf{I}]\{\mathbf{U}_{ocf,n+1}\} = [\mathbf{D}_1]\{\boldsymbol{x}_n\} + [\mathbf{D}_2]\{\dot{\boldsymbol{x}}_n\} - [\mathbf{D}_3]\{\ddot{\boldsymbol{x}}_n\} + [\mathbf{D}_4]\mathbf{F}_{n+1} \quad (5.8)$$

为了实现闭环控制, 舍去  $[\mathbf{D}_4]\mathbf{F}_{n+1}$ , 因此最优控制力为:

$$[\mathbf{I}]\{\mathbf{U}_{ocf,n+1}\} = [\mathbf{D}_1]\{\boldsymbol{x}_n\} + [\mathbf{D}_2]\{\dot{\boldsymbol{x}}_n\} - [\mathbf{D}_3]\{\ddot{\boldsymbol{x}}_n\} \quad (5.9)$$

采用公式(4.9)的计算方法可以得到此刻状态下结构所需的最优控制力  $\mathbf{U}_{ocf}$ , 可与不同时刻的被动变阻尼装置的阻尼力进行对比, 用于被动变阻尼装置阻尼力的优化。

### 5.2.2 结构计算模型和风荷载选取

用于计算的结构模型选取在第二届国际振动控制研讨会(香港)中提出的拟在澳大利亚墨尔本建造的高 306 米, 共 76 层的框架核心筒结构。该 Benchmark 结构

主要用于研究不同控制手段和控制策略在风致振动下的有效性和适用性问题，主要包括在顶部设置 AMD 或 TMD 等，或在合适的位置设置粘滞阻尼器、金属阻尼器、粘弹性阻尼器和电/磁流变阻尼器等<sup>[110]</sup>。

结构平面呈方形，结构及其使用活荷载总重 153000 t，总体积 510000 m<sup>3</sup>，结构高宽比为 306/42=7.3，属于风敏感结构。除首层和部分中间层外，层高均为 3.9 m，内核心筒尺寸为 21 m×21 m，每层有 24 根柱子，均匀分布于筒周边，并且在各层楼板处与高 0.9m、宽 0.4m 的箱形截面梁固定连接。柱尺寸、核心筒厚度及各楼层质量随高度变化<sup>[111]</sup>。结构的平面和立面图如图 5.2 所示。

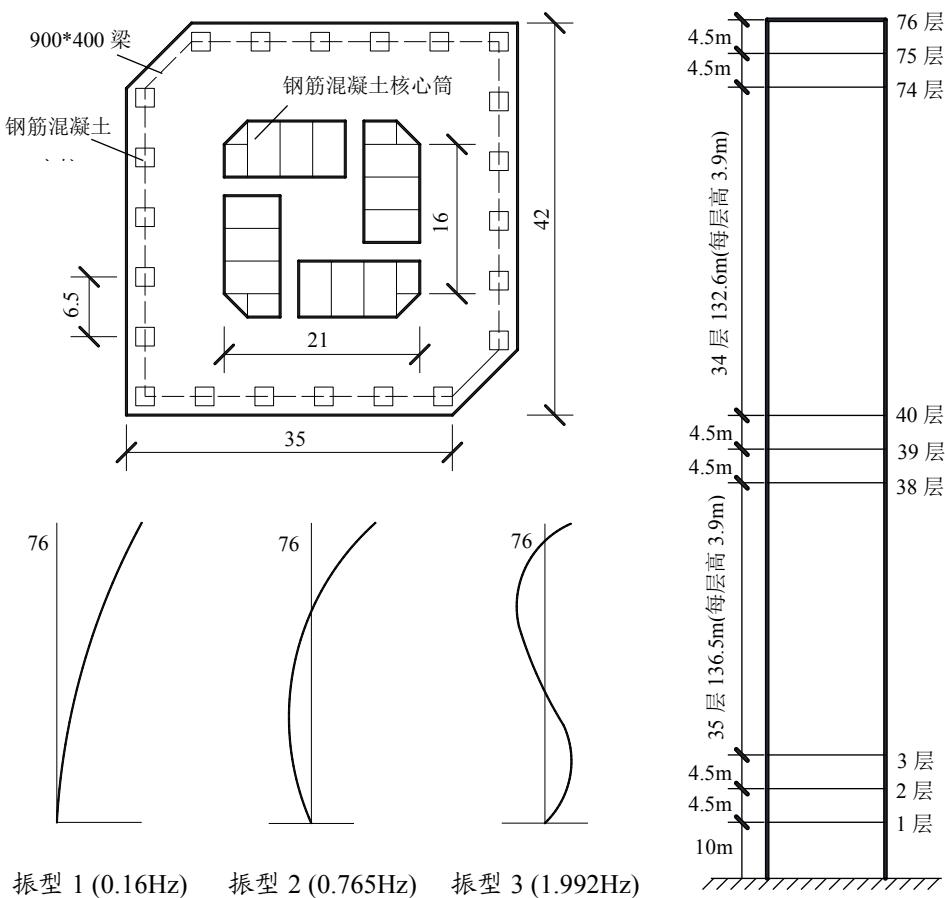


图 5.2 模型结构的基本信息和前三阶振型

为检验被动变阻尼装置对结构风致振动的控制效果，分析采用了 Samali 等人<sup>[112]</sup>在悉尼大学风洞试验室进行的该 76 层结构刚性模型风洞试验结果。试验得到的风荷载结果记录长度为 27 秒，包含结构每一层的等效集中荷载。在试验数据处理的基础上可以得到原结构 1 小时长的横风向和顺风向风荷载时程，通过比例缩放参数( $v_H/47.25$ )<sup>2</sup> 可以得到相应不同标准风速下的风荷载，其中  $v_H$  为梯度高度处风速， $v_H=47.25\text{m/s}$  是相应标准风速  $v_{10}=13.5\text{m/s}$  时梯度高度  $H=300\text{m}$  处的风速。

为减小计算工作量, 第三阶段风振控制的 Benchmark 问题研究采用前 900 秒的横风向荷载作为标准输入荷载, 并假定横风向与顺风向风荷载互不相关, 因此结构的风振反应分析可以分别独立地进行。

根据《建筑结构荷载规范》<sup>[113]</sup>中对于基本风压和 10 米高处, 50 年重现期的基本风速之间关系为: (5.10)

$$\omega_0 = \frac{1}{2} \rho v_0^2 \quad (5.11)$$

不同高度处的风速换算关系为:

$$v_0 = v_z \left( \frac{10}{z} \right)^a \quad (5.12)$$

其中,  $z$  为高度;  $v_0$  为基本风速;  $v_z$  为  $z$  高度处的风速;  $\omega_0$  为基本风压;  $a$  为地面粗糙度指数, 地面粗糙度为 C 级时取 0.22;  $\rho$  为空气密度。

选取地面粗糙度为 C 级, 空气密度为  $1.25 \times 10^{-3}$  t/m<sup>3</sup>, 得到了基本风压为 0.3 kN/m<sup>2</sup>、0.6 kN/m<sup>2</sup> 和 0.9 N/m<sup>2</sup> 的风荷载, 表 5.1 为各个风荷载的参数, 图 5.3 为基本风压为 0.3 kN/m<sup>2</sup> 时结构顶层的脉动风荷载时程曲线。

表 5.1 脉动风荷载参数

工况	基本风压 /(kN·m <sup>-2</sup> )	10 米标准风速 (m·s <sup>-1</sup> )	300 米处风速 (m·s <sup>-1</sup> )	比例系数
1	0.3	21.91	46.30	0.96
2	0.6	30.98	65.47	1.92
3	0.9	37.95	80.20	2.88

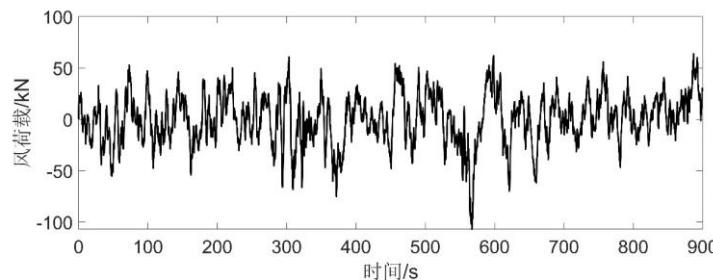


图 5.3 结构顶层脉动风荷载时程曲线

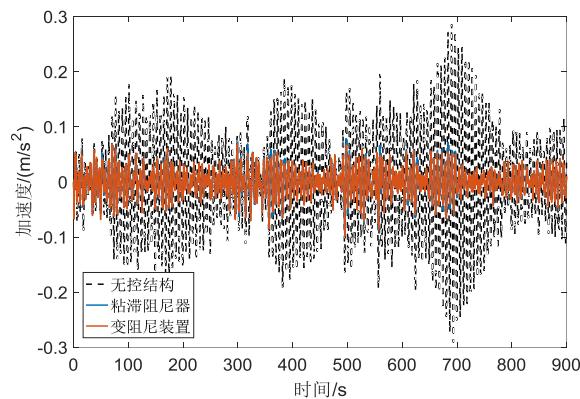
### 5.2.3 模型结构风控响应分析

高层建筑风振响应较大且舒适度要求很高，因此要对结构加速度反应进行必要控制。相对于其他被动控制手段，被动变阻尼装置阻尼系数随速度实时可变，当结构层间速度较大时可提供较大的阻尼力，因此可对风振响应进行较好地控制。以下按阻尼器各层均匀和局部布置两种情况，对安装被动变阻尼装置和粘滞阻尼器的结构模型风振控制效果，应用公式(5.6)进行计算和对比分析。

为对粘滞阻尼器与被动变阻尼装置控制效果进行对比，选取粘滞阻尼器阻尼系数为  $450000 \text{ kN}\cdot\text{sec}/\text{m}$ 。同时，为使对比更具有代表性，首先在模型每一层均放置一个粘滞阻尼器，计算在基本风压  $0.3 \text{ kN}/\text{m}^2$  下结构响应，得到结构顶层加速度峰值控制率。选取无初始预压力阻尼力（公式(5.4)），随后将被动变阻尼装置按照同样方法置于结构中，调整确定变阻尼系数  $a$ ，使得结构顶层的加速度峰值控制率相同，最终得到变阻尼系数  $a=7\times 10^8$ 。

#### 5.2.3.1 阻尼器均匀布置风控效果对比分析

将粘滞阻尼器和被动变阻尼装置放置于结构每一层中，图 5.4 和图 5.5 为结构顶层在不同基本风压作用下的加速度和位移时程曲线，表 5.2 为结构加速度峰值响应及控制效果，表 5.3 为结构加速度均方根值及控制效果，表 5.4 为结构位移峰值响应及控制效果，表 5.5 为结构位移均方根值及控制效果。

(a)  $0.3\text{kN}/\text{m}^2$

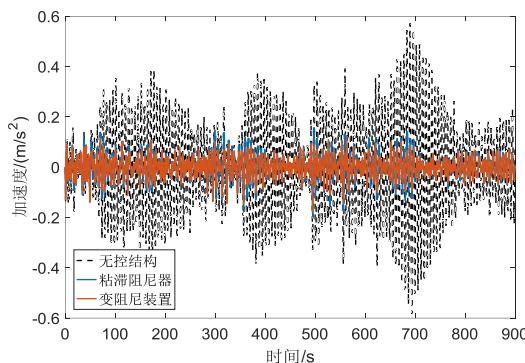
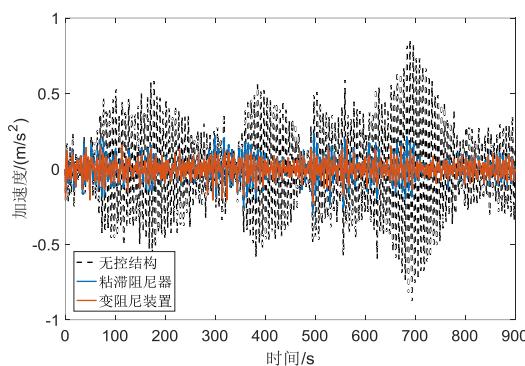
(b)  $0.6\text{kN/m}^2$ (c)  $0.9\text{kN/m}^2$ 

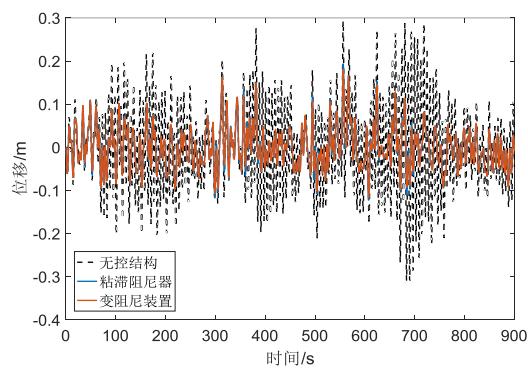
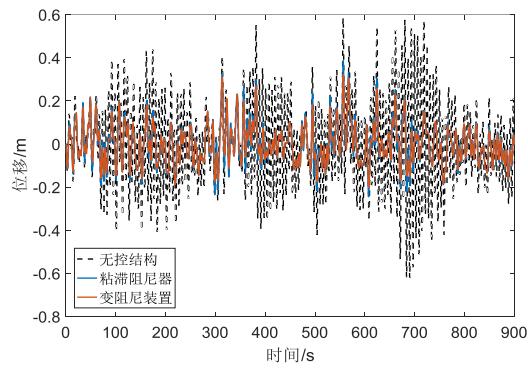
图 5.4 不同基本风压下结构顶层加速度时程曲线

表 5.2 结构加速度峰值响应及控制效果

层 数	无控结构			变阻尼装置			粘滞阻尼器			控制 率%			
	0.3 kN/m <sup>2</sup>	0.6 kN/m <sup>2</sup>	0.9 kN/m <sup>2</sup>	0.3 kN/m <sup>2</sup>	0.6 kN/m <sup>2</sup>	0.9 kN/m <sup>2</sup>	0.3 kN/m <sup>2</sup>	0.6 kN/m <sup>2</sup>	0.9 kN/m <sup>2</sup>				
	Acc. mm/s <sup>2</sup>	Acc. mm/s <sup>2</sup>	Acc. mm/s <sup>2</sup>	Acc. mm/s <sup>2</sup>	控制 率%	Acc. mm/s <sup>2</sup>	控制 率%	Acc. mm/s <sup>2</sup>	控制 率%	Acc. mm/s <sup>2</sup>	Acc. mm/s <sup>2</sup>		
30	6.60	13.20	19.80	2.18	67.01	4.15	68.54	5.71	71.17	2.15	4.30	6.45	67.42
40	10.36	20.71	31.07	3.09	70.21	5.33	74.26	7.19	76.85	3.27	6.54	9.80	68.45
50	14.42	28.84	43.26	4.16	71.12	7.12	75.32	9.39	78.28	4.80	9.60	14.40	66.70
60	18.98	37.95	56.93	5.75	69.70	9.83	74.11	12.45	78.13	6.55	13.11	19.66	65.46
70	24.90	49.80	74.70	8.14	67.33	13.72	72.45	17.78	76.19	8.43	16.85	25.28	66.16
76	29.07	58.14	87.21	9.88	66.01	17.75	69.47	23.04	73.59	9.78	19.55	29.33	66.37

表 5.3 结构加速度均方根值及控制效果

层 数	无控结构			变阻尼装置			粘滞阻尼器						
	0.3 kN/m <sup>2</sup>	0.6 kN/m <sup>2</sup>	0.9 kN/m <sup>2</sup>	0.3 kN/m <sup>2</sup>	0.6 kN/m <sup>2</sup>	0.9 kN/m <sup>2</sup>	0.3 kN/m <sup>2</sup>	0.6 kN/m <sup>2</sup>	0.9 kN/m <sup>2</sup>	RMS mm/s <sup>2</sup>	RMS mm/s <sup>2</sup>	RMS mm/s <sup>2</sup>	控制 率%
	RMS mm/s <sup>2</sup>												
	mm/s <sup>2</sup>	mm/s <sup>2</sup>											
30	1.94	3.88	5.82	0.54	72.15	0.89	77.04	1.20	79.36	0.53	1.06	1.58	72.79
40	3.17	6.33	9.50	0.86	72.84	1.40	77.94	1.87	80.36	0.86	1.71	2.57	72.94
50	4.58	9.17	13.75	1.22	73.28	1.97	78.54	2.60	81.06	1.23	2.47	3.70	73.08
60	6.16	12.32	18.48	1.63	73.54	2.60	78.91	3.42	81.51	1.65	3.30	4.96	73.18
70	7.85	15.71	23.56	2.07	73.64	3.28	79.09	4.30	81.76	2.10	4.20	6.30	73.24
76	8.96	17.93	26.89	2.37	73.59	3.75	79.06	4.91	81.75	2.40	4.79	7.19	73.25

(a) 0.3kN/m<sup>2</sup>(b) 0.6kN/m<sup>2</sup>

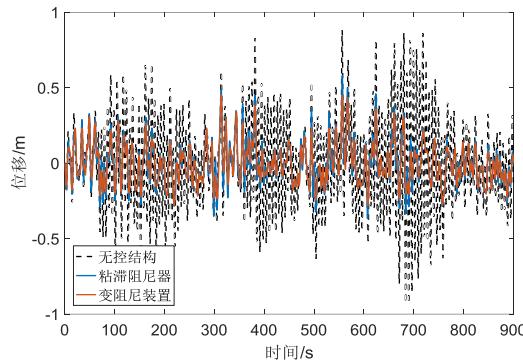
(c)  $0.9 \text{ kN/m}^2$ 

图 5.5 不同基本风压下结构顶层位移时程曲线

表 5.4 结构位移峰值响应及控制效果

层 数	无控结构			变阻尼装置			粘滞阻尼器			控制 率%			
	0.3 $\text{kN/m}^2$	0.6 $\text{kN/m}^2$	0.9 $\text{kN/m}^2$	0.3 $\text{kN/m}^2$	0.6 $\text{kN/m}^2$	0.9 $\text{kN/m}^2$	0.3 $\text{kN/m}^2$	0.6 $\text{kN/m}^2$	0.9 $\text{kN/m}^2$				
	Dis.	Dis.	Dis.	Dis.	控制	Dis.	控制	Dis.	控制	Dis.	Dis.		
	/mm	/mm	/mm	/mm	率%	/mm	率%	/mm	率%	/mm	/mm		
30	6.54	13.08	19.62	4.05	38.09	7.31	44.07	10.25	47.72	4.34	8.68	13.03	33.59
40	10.87	21.74	32.61	6.65	38.80	12.00	44.82	16.79	48.52	7.14	14.27	21.41	34.37
50	15.87	31.75	47.62	9.58	39.67	17.23	45.73	24.06	49.48	10.27	20.54	30.81	35.30
60	21.40	42.81	64.21	12.72	40.55	22.84	46.64	31.84	50.42	13.65	27.29	40.94	36.24
70	27.25	54.49	81.74	15.99	41.33	28.64	47.44	40.02	51.05	17.14	34.28	51.42	37.09
76	30.98	61.97	92.95	18.06	41.72	32.32	47.84	45.23	51.34	19.36	38.72	58.08	37.51

表 5.5 结构位移均方根值及控制效果

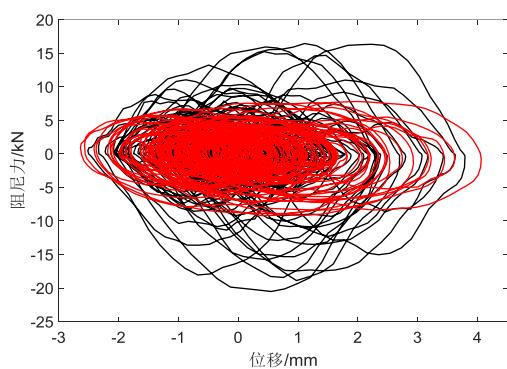
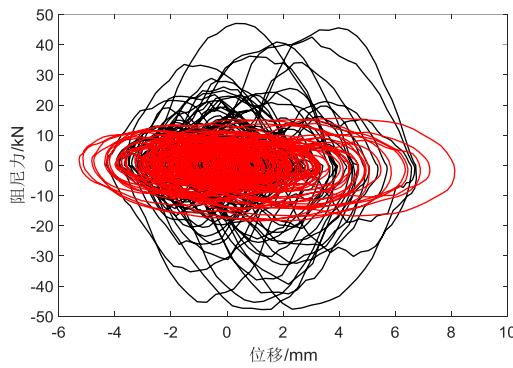
层 数	无控结构			变阻尼装置			粘滞阻尼器			控制 率%			
	0.3 $\text{kN/m}^2$	0.6 $\text{kN/m}^2$	0.9 $\text{kN/m}^2$	0.3 $\text{kN/m}^2$	0.6 $\text{kN/m}^2$	0.9 $\text{kN/m}^2$	0.3 $\text{kN/m}^2$	0.6 $\text{kN/m}^2$	0.9 $\text{kN/m}^2$				
	RMS	RMS	RMS	RMS	控制	RMS	控制	RMS	控制	RMS	RMS		
	mm	mm	mm	mm	率%	mm	率%	mm	率%	mm	mm		
30	2.07	4.14	6.21	1.02	50.50	1.94	53.11	2.83	54.44	1.03	2.06	3.10	50.16
40	3.44	6.88	10.32	1.69	50.77	3.20	53.43	4.67	54.79	1.71	3.41	5.12	50.40
50	5.02	10.03	15.05	2.45	51.09	4.64	53.80	6.74	55.19	2.47	4.95	7.42	50.70
60	6.75	13.50	20.25	3.28	51.41	6.19	54.17	8.99	55.60	3.31	6.62	9.92	51.00

续表 5.5 结构位移均方根值及控制效果

70	8.58	17.15	25.73	4.14	51.72	7.80	54.53	11.32	55.99	4.18	8.36	12.53	51.28
76	9.74	19.48	29.23	4.69	51.88	8.82	54.71	12.81	56.19	4.73	9.46	14.20	51.43

从图表中可以看出，通过调整变阻尼系数，两种阻尼器在基本风压  $0.3 \text{ kN/m}^2$  下的顶层加速度和位移控制效果基本相同。随着风荷载的增强，由于普通粘滞阻尼器阻尼系数固定，在不同基本风压下的控制效果相同。被动变阻尼装置阻尼系数随速度可变，随着基本风压的增强，加速度和位移控制效果也逐渐提高，粘滞阻尼器对结构顶层加速度峰值控制率为 66.37%，被动变阻尼装置在不同基本风压下加速度峰值控制率为 66.01%，69.47% 和 73.59%。粘滞阻尼器对结构顶层位移峰值控制率为 37.51%，被动变阻尼装置在不同基本风压下位移峰值控制率为 41.72%，47.84% 和 51.34%。因此被动变阻尼器装置具有更宽的有效控制范围和更强的适应性。

图 5.6 为结构顶层阻尼器的滞回曲线，通过对比回可以看出，被动变阻尼装置在位移较小的情况下，最大出力为粘滞阻尼器的 2-3 倍，滞回曲线饱满，耗能效果明显优于粘滞阻尼器。

(a)  $0.3\text{kN/m}^2$ (b)  $0.6\text{kN/m}^2$

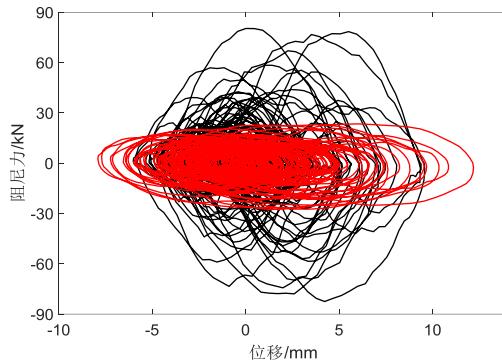
(c)  $0.9\text{kN/m}^2$ 

图 5.6 结构顶层阻尼器的滞回曲线

### 5.2.3.2 阻尼器局部布置风控效果对比分析

出于经济性考虑,设计中一般不在各层都布置阻尼器。鉴于高层建筑的风振响应特点,顶层层间速度响应较大,因此可将阻尼器优先布置于结构顶部楼层。

将两种阻尼器各一个分别放置于结构顶层中,图 5.7 为结构在不同基本风压下的风荷载下的层加速度峰值。可见单个变阻尼装置的控制效果明显优于普通粘滞阻尼器,并且随着风荷载的增强,顶层加速度控制效果由 33.32% 增加为 40.92% 和 46.42%。而普通粘滞阻尼器控制效果维持不变。

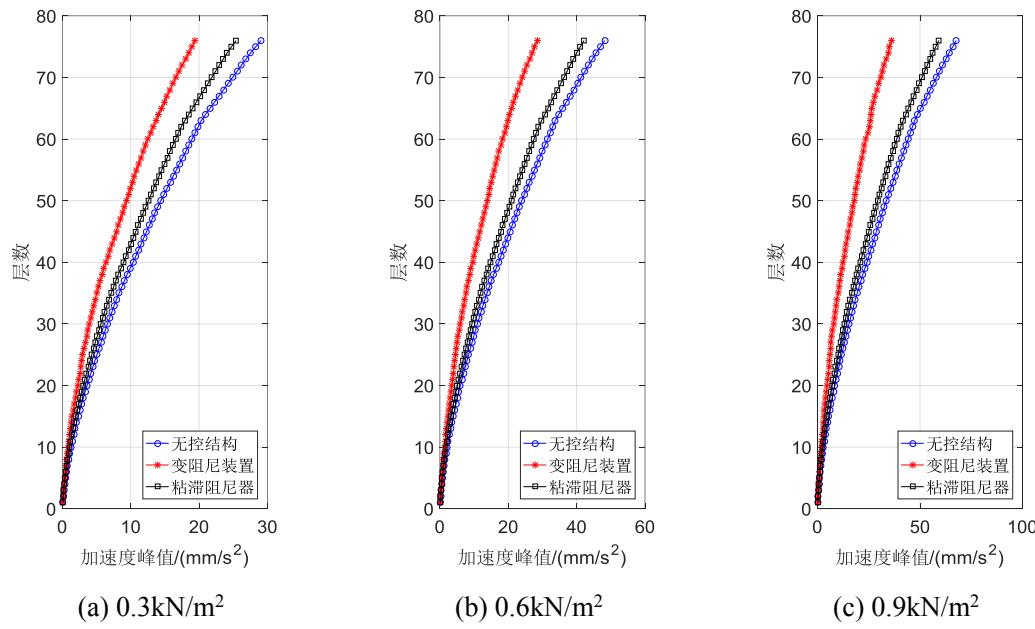


图 5.7 不同风压下结构层加速度峰值

从结构顶层自上而下开始,各层依次增加布置一个被动变阻尼装置和粘滞阻尼器,直至各层均匀布置阻尼器。图 5.8 为结构顶层加速度控制率与阻尼器个数的关系。从图中可见,布置少量被动变阻尼装置,就可以达到与设置粘滞阻尼器相同

的控制效果。

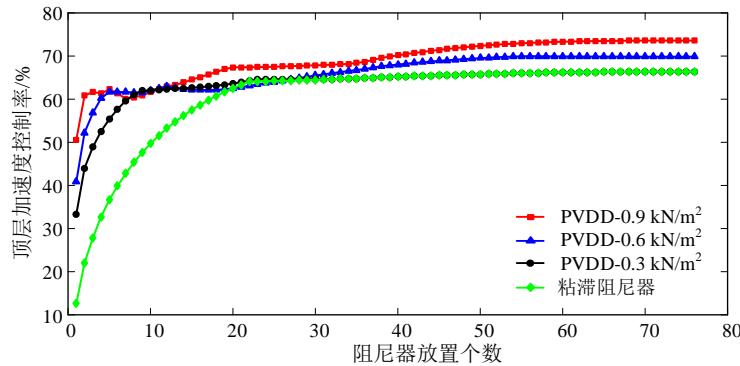
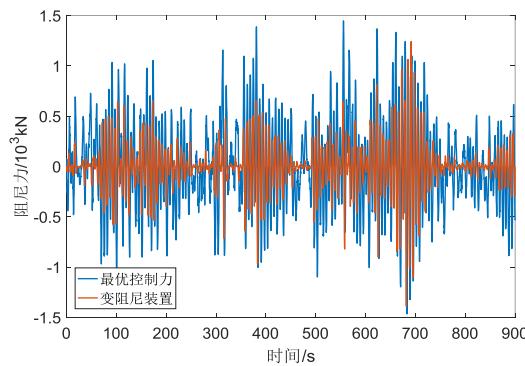


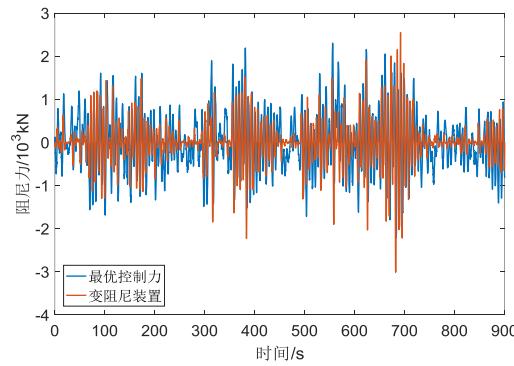
图 5.8 阻尼器个数与加速度控制率的关系

### 5.2.3.3 被动变阻尼装置控制力设计分析

不同高层结构的最优附加阻尼比范围存在差异，超出这个范围施加控制可能产生反作用。根据公式（5.9），采用高阶单步法结合 LQR 控制算法计算最优控制力，将其与被动变阻尼装置输出的阻尼力进行对比。图 5.9 为变阻尼耗能器置于结构顶层时，阻尼力输出与对应最优控制力比较。



(a)  $0.3\text{kN}/\text{m}^2$



(b)  $0.6\text{kN}/\text{m}^2$

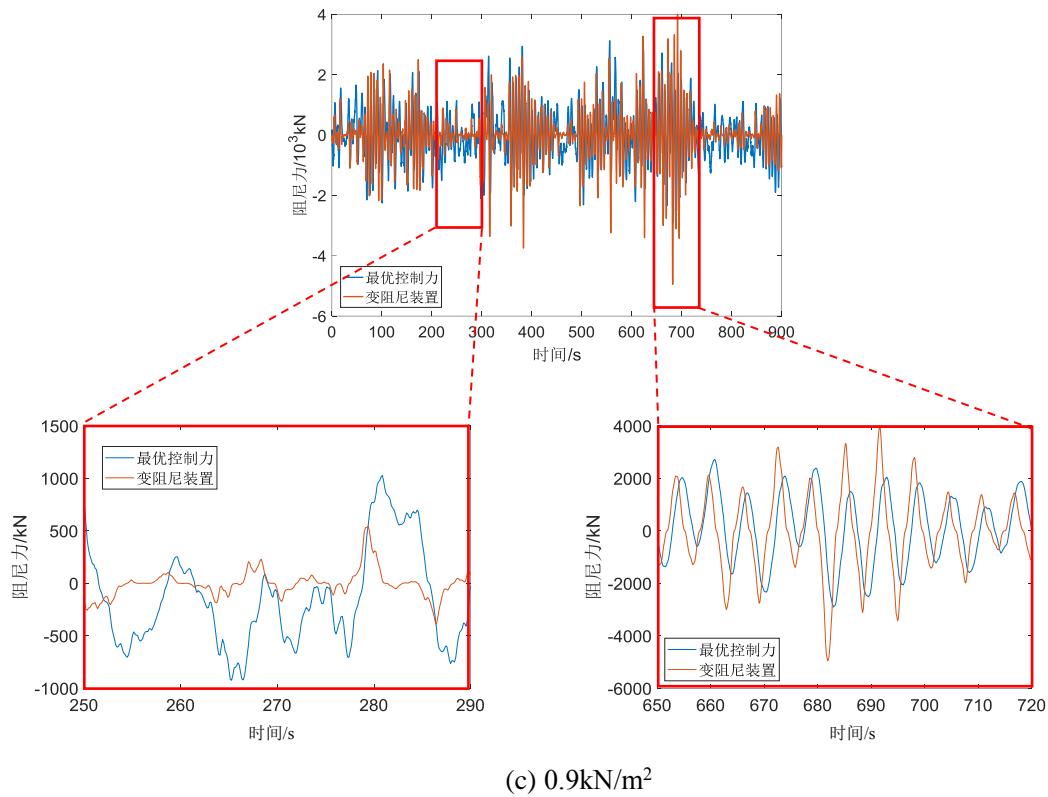


图 5.9 不同风压下最优控制力计算值与装置输出阻尼力值对比

从图中可以看出，随着基本风压的增大，装置阻尼力逐渐接近最优控制力，但在结构反应较小时装置输出阻尼力偏小，此时的阻尼系数偏小；在较大出力时，装置控制力大于最优控制力，阻尼系数偏大。因此，可考虑安装多组控制阀的变阻尼装置，使结构在不同速度区间有着不同的变阻尼规律，在合理附加阻尼比区间内进行阻尼系数变化。这给被动变阻尼装置基于结构最优控制效果的设计提供了启示。

### 5.3 多阶梯被动变阻尼装置风振控制分析

试验证明，相对于单阶梯被动变阻尼装置，多阶梯被动变阻尼装置能够在不同速度区间拥有不同的阻尼系数变化规律，出力范围更广，通过调整其内部构造可以适应不同种类的振动控制需求。通过 5.2 节中对单阶梯被动变阻尼装置的风振控制效果分析，我们发现单阶梯被动变阻尼装置虽然能够较好控制结构的风致振动，但在力较大或较小时无法与最优控制力相匹配。因此，可以通过多阶梯被动变阻尼装置对不同区间的变阻尼规律进行设置，使阻尼力和最优控制力能够更好地匹配。本节对基于多阶梯被动变阻尼装置的高层建筑结构的风振控制效果进行了研究，并对不同阶梯的变阻尼装置进行了对比分析，分析结果证明了多阶梯被动变阻尼装置有更强的适应性和更大的出力范围。

### 5.3.1 MPVDD 的计算模型

不同于单阶梯被动变阻尼装置，多阶梯变阻尼装置需要在不同的速度区间里拥有不同的变阻尼规律，因此需要考虑多个变阻尼规律和变阻尼速度区间，相对于单阶梯被动变阻尼装置更为复杂。为了简化计算，同样将阻尼系数与速度的关系设置为线性关系，在不同的速度区间里，设置不同的变阻尼系数，这样就可以得到与多阶梯被动变阻尼装置相类似的多阶梯变阻尼效果。当变阻尼装置存在固定阻尼系数阶段时，各个速度区间的变阻尼规律可以表示为：

$$c_i = \begin{cases} a_i v & v \geq v_i \\ \dots & \dots \\ a_2 v & v_3 > v \geq v_2 \\ a_1 v & v_2 > v \geq v_1 \\ c_0 & v_1 > v \geq 0 \end{cases} \quad (5.13)$$

其中， $c_0$  为阻尼系数恒定阶段的阻尼系数； $v_1 \dots v_i$  为不同阶段的速度阈值； $a_1 \dots a_i$  为变阻尼系数，与被动变阻尼装置的设计参数有关。同时，不同阶段的阻尼系数都是在上一阶段阻尼系数基础上继续增加的，因此，多阶梯被动变阻尼装置的阻尼系数为：

$$C = \begin{cases} a_i(v - v_{i-1}) + \sum_{n=1}^{i-1} a_n(v_{n+1} - v_n) + c_0 & v \geq v_i \\ \dots & \dots \\ a_2(v - v_2) + a_1(v_2 - v_1) + c_0 & v_3 > v \geq v_2 \\ a_1(v - v_1) + c_0 & v_2 > v \geq v_1 \\ c_0 & v_1 > v \geq 0 \end{cases} \quad \begin{matrix} \text{变阻尼系数阶段} \\ \text{固定阻尼系数阶段} \end{matrix} \quad (5.14)$$

相对应的阻尼力为：

$$F = \begin{cases} \left[ a_i(v - v_{i-1}) + \sum_{n=1}^{i-1} a_n(v_{n+1} - v_n) + c_0 \right] \cdot v^m & v \geq v_i \\ \dots & \dots \\ [a_2(v - v_2) + a_1(v_2 - v_1) + c_0] \cdot v^m & v_3 > v \geq v_2 \\ [a_1(v - v_1) + c_0] \cdot v^m & v_2 > v \geq v_1 \\ c_0 \cdot v^m & v_1 > v \geq 0 \end{cases} \quad (5.15)$$

阻尼系数和阻尼力与速度的关系如图 5.10 所示。从图中可以看出，随着阶梯数的增加与变化，阻尼力范围越来越大，对外部激励的适应能力也越来越强。

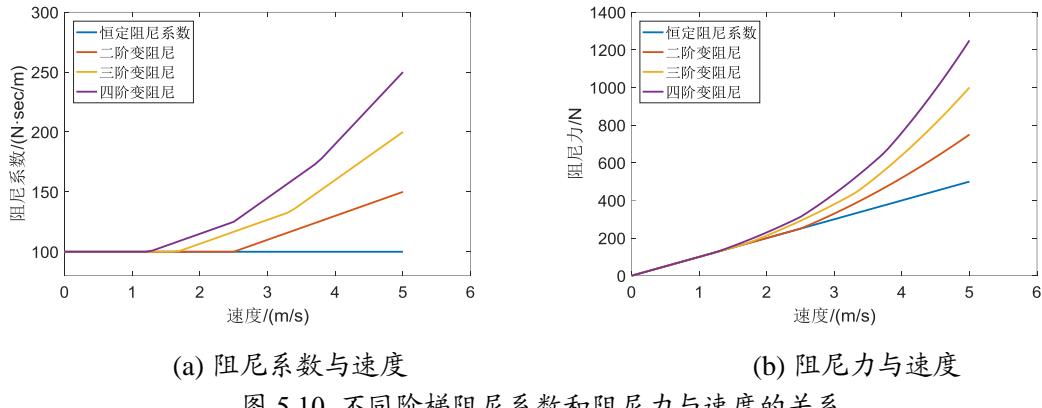


图 5.10 不同阶梯阻尼系数和阻尼力与速度的关系

为了简化计算过程，同时体现多阶梯被动变阻尼装置的变阻尼特性，本节采取三阶梯被动变阻尼装置为例解释控制效果，变阻尼装置中第一阶段不设置预压力，三个阶梯均为变阻尼阶段。计算中所采用的阻尼力公式为：

$$F = \begin{cases} \left[ 9 \times 10^7 (v - v_{2,i}) + 2 \times 10^7 (v_{2,i} - v_{1,i}) + 5 \times 10^6 v_{1,i} + 5 \times 10^4 \right] \cdot v & v \geq v_{2,i} \\ \left[ 2 \times 10^7 (v - v_{1,i}) + 5 \times 10^6 v_{1,i} + 5 \times 10^4 \right] \cdot v & v_{2,i} > v \geq v_{1,i} \\ \left[ 5 \times 10^6 v + 5 \times 10^4 \right] \cdot v & v_{1,i} > v \geq 0 \end{cases} \quad (5.16)$$

其中， $v_{1,i}$ 、 $v_{2,i}$  分别为第一阶梯和第二阶梯变阻尼临界速度， $i$  为阻尼器所在层数。本节中采用了与 5.2 节中相同的风荷载，将  $v_{1,i}$ 、 $v_{2,i}$  分别设置为在  $0.3\text{kN}/\text{m}^2$  和  $0.6\text{kN}/\text{m}^2$  风荷载激励下，无控结构的每一层层间速度峰值。

多阶梯被动变阻尼装置有着出力范围广、适应性强的优点。为了体现其特点，本节采用与 5.2 节中相同的风荷载，同时将三阶梯变阻尼中的初始阻尼系数（粘滞阻尼器）、单阶梯变阻尼和两阶梯变阻尼进行了对比，所对应的粘滞阻尼器、一阶变阻尼和两阶变阻尼阻尼力公式分别为：

$$F = 5 \times 10^4 \cdot v \quad (5.17)$$

$$F = 5 \times 10^6 v + 5 \times 10^4 \quad (5.18)$$

$$F = \begin{cases} 2 \times 10^7 (v - v_{1,i}) + 5 \times 10^6 v_{1,i} + 5 \times 10^4 & v_{2,i} > v \geq v_{1,i} \\ 5 \times 10^6 v + 5 \times 10^4 & v_{1,i} > v \geq 0 \end{cases} \quad (5.19)$$

### 5.3.2 模型结构风振响应分析

#### 5.3.2.1 弱风压激励响应分析

将四种阻尼器分别置于结构的每一层中，每一层仅放置一个。结构在  $0.3\text{kN}/\text{m}^2$  风荷载下的顶层加速度和位移时程曲线如图 5.11 和图 5.12 所示，加速度峰值和位

移峰值及其控制率见表 5.6 和表 5.7。

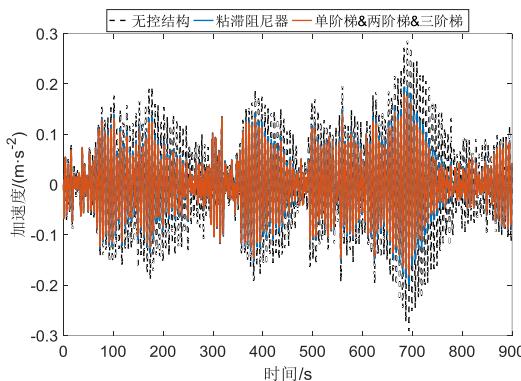


图 5.11 结构顶层加速度时程曲线- $0.3\text{kN/m}^2$

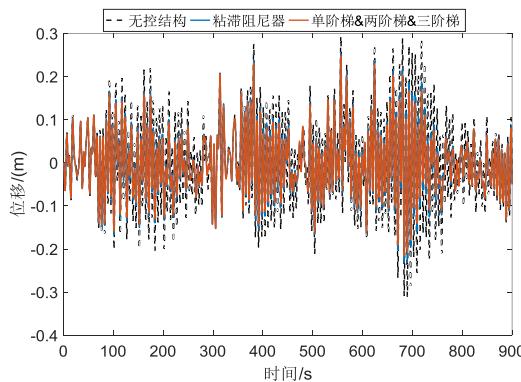


图 5.12 结构顶层位移时程曲线- $0.3\text{kN/m}^2$

表 5.6 结构加速度响应和控制率- $0.3\text{kN/m}^2$

层数	无控结构		粘滞阻尼器		单阶梯&两阶梯&三阶梯	
	加速度/(m/s <sup>2</sup> )	加速度/(m/s <sup>2</sup> )	控制率/%	加速度/(m/s <sup>2</sup> )	控制率/%	
30	6.60	4.35	34.06	3.84	41.82	
40	10.36	6.80	34.31	6.05	41.60	
50	14.42	9.56	33.69	8.71	39.62	
60	18.98	12.92	31.92	11.83	37.67	
70	24.90	17.00	31.74	15.52	37.67	
76	29.07	19.89	31.58	17.98	38.15	

由于第一阶梯变阻尼临界速度为  $0.3\text{kN/m}^2$  无控结构的层间加速度峰值，因此在此风荷载下，单阶梯、两阶梯和三阶梯变阻尼对结构控制效果相同。从上述图表中可以看出与 5.2 节中相同的结论，即变阻尼装置相对于粘滞阻尼器对加速度和位移都有着更好的控制效果。

表 5.7 结构位移响应和控制效果-0.3kN/m<sup>2</sup>

层数	无控结构	粘滞阻尼器	单阶梯&两阶梯&三阶梯		
	位移/m	位移/m	控制率/%	位移/m	控制率/%
30	6.54	5.59	14.57	5.47	16.33
40	10.87	9.21	15.27	9.02	17.03
50	15.87	13.31	16.13	13.04	17.89
60	21.40	17.77	17.00	17.39	18.75
70	27.25	22.40	17.81	21.92	19.56
76	30.98	25.34	18.21	24.80	19.96

### 5.3.2.2 中风压激励响应分析

图 5.13 和图 5.14 为在 0.6kN/m<sup>2</sup> 风荷载下的顶层加速度和位移时程曲线, 加速度峰值和位移峰值及其控制率见表 5.8 和表 5.9。

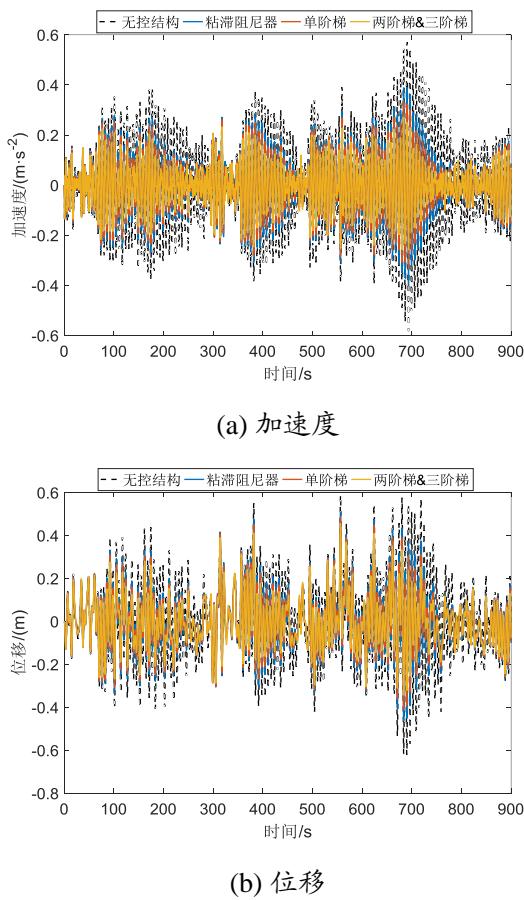
图 5.13 结构顶层时程曲线-0.6kN/m<sup>2</sup>

表 5.8 结构加速度响应和控制率- $0.6\text{kN/m}^2$ 

层数	无控结构		粘滞阻尼器		单阶梯		两阶梯&三阶梯	
	加速度	加速度	控制率	加速度	控制率	加速度	控制率	
	$/(\text{m/s}^2)$	$/(\text{m/s}^2)$	%	$/(\text{m/s}^2)$	%	$/(\text{m/s}^2)$	%	
30	13.20	8.70	34.06	6.93	47.50	5.83	55.87	
40	20.71	13.61	34.31	11.41	44.94	9.61	53.62	
50	28.84	19.12	33.69	16.24	43.69	13.59	52.89	
60	37.95	25.84	31.92	22.00	42.03	17.77	53.18	
70	49.80	34.00	31.74	29.00	41.77	23.28	53.25	
76	58.14	39.78	31.58	33.51	42.37	27.08	53.42	

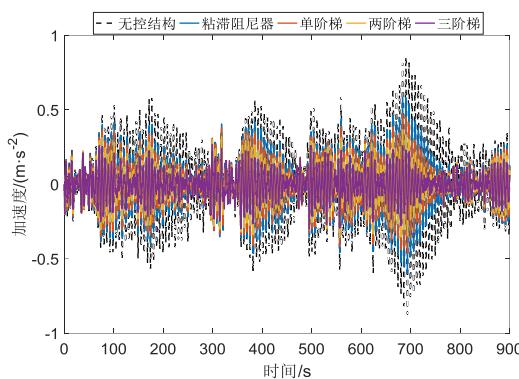
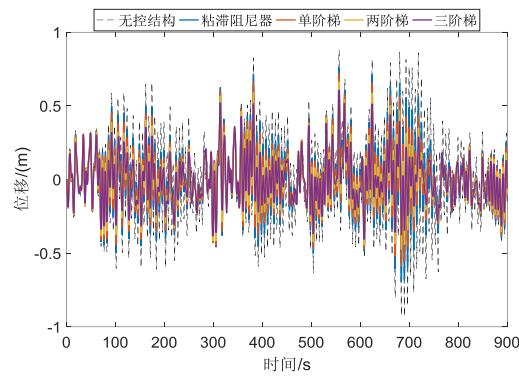
表 5.9 结构位移响应和控制率- $0.6\text{kN/m}^2$ 

层数	无控结构		粘滞阻尼器		单阶梯		两阶梯&三阶梯	
	位移/ $\text{m}$	位移/ $\text{m}$	控制率/%	位移/ $\text{m}$	控制率/%	位移/ $\text{m}$	控制率/%	
30	13.08	11.17	14.57	10.75	17.83	10.11	22.69	
40	21.74	18.42	15.27	17.72	18.53	16.66	23.39	
50	31.75	26.63	16.13	25.60	19.38	24.05	24.24	
60	42.81	35.53	17.00	34.14	20.24	32.06	25.10	
70	54.49	44.79	17.81	43.03	21.04	40.38	25.90	
76	61.97	50.68	18.21	48.68	21.45	45.67	26.31	

相对于  $0.3\text{kN/m}^2$  风荷载激励下，此时的变阻尼装置对加速度和位移的控制效果均逐渐提高，而粘滞阻尼器的控制率则保持不变。粘滞阻尼器和变阻尼装置对结构顶层加速度的控制效果差由  $0.3\text{kN/m}^2$  风荷载时的 7% 提高至 22%，对位移的控制效果差也从 1.7% 提升到 8%，提升效果明显。

### 5.3.2.3 强风压激励响应分析

图 5.15 和图 5.16 为在  $0.9\text{kN/m}^2$  风荷载下的顶层加速度和位移时程曲线，加速度峰值和位移峰值及其控制率见表 5.10 和表 5.11。

图 5.14 结构顶层加速度时程曲线- $0.9\text{kN/m}^2$ 图 5.15 结构顶层位移时程曲线- $0.9\text{kN/m}^2$ 表 5.10 结构加速度响应和控制率- $0.9\text{kN/m}^2$ 

层 数	无控结构		粘滞阻尼器		单阶梯		两阶梯		三阶梯	
	加速度 $/(\text{m/s}^2)$	加速度 $/(\text{m/s}^2)$	控制率 /%	加速度 $/(\text{m/s}^2)$	控制率 /%	加速度 $/(\text{m/s}^2)$	控制率 /%	加速度 $/(\text{m/s}^2)$	控制率 /%	加速度 $/(\text{m/s}^2)$
30	19.80	13.06	34.06	9.78	50.59	8.25	58.33	7.05	64.39	
40	31.07	20.41	34.31	16.31	47.52	13.37	56.96	11.00	64.60	
50	43.26	28.68	33.69	23.18	46.41	18.82	56.50	15.04	65.23	
60	56.93	38.76	31.92	31.03	45.49	24.44	57.06	19.95	64.96	
70	74.70	50.99	31.74	41.05	45.05	31.33	58.06	26.08	65.08	
76	87.21	59.67	31.58	47.53	45.51	36.52	58.12	30.17	65.41	

表 5.11 结构位移响应和控制率- $0.9\text{kN/m}^2$ 

层 数	无控结构		粘滞阻尼器		单阶梯		两阶梯		三阶梯	
	位移/m	位移/m	控制率/%	位移/m	控制率/%	位移/m	控制率/%	位移/m	控制率/%	位移/m
30	19.62	16.76	14.57	15.87	19.12	14.72	24.98	13.51	31.10	
40	32.61	27.63	15.27	26.15	19.81	24.24	25.68	22.24	31.81	
50	47.62	39.94	16.13	37.78	20.66	34.99	26.53	32.06	32.67	

续表 5.11 结构位移响应和控制率-0.9kN/m<sup>2</sup>

60	64.21	53.30	17.00	50.39	21.52	46.62	27.39	42.67	33.54
70	81.74	67.19	17.81	63.49	22.33	58.69	28.20	53.65	34.37
76	92.95	76.02	18.21	71.82	22.73	66.36	28.61	60.63	34.78

在 0.9kN/m<sup>2</sup> 风荷载下, 由于此时的速度达到了第三阶梯阻尼力的范围, 因此粘滞阻尼器、单阶梯、两阶梯和三阶梯变阻尼分别有着各自的控制率。从上述图表中可以明显看出, 在风荷载相同的情况下, 随着变阻尼装置的阶梯数增加, 其对于加速度和位移的控制效果都随之增加。此时的粘滞阻尼器和三阶梯变阻尼装置对结构顶层加速度的控制效果相对于 0.3kN/m<sup>2</sup> 风荷载时提高了 34%, 位移控制效果也提高了 16.5%, 说明了多阶梯变阻尼装置对结构响应的控制效果能够随着风荷载强度的提高而提高, 并且随着阶梯数的增加, 其控制效果也是不断增加的。

图 5.17 为 0.9kN/m<sup>2</sup> 风荷载激励时结构顶层阻尼器阻尼力与位移、阻尼力与速度的滞回曲线, 图 5.18 为阻尼器阻尼系数与速度的关系。

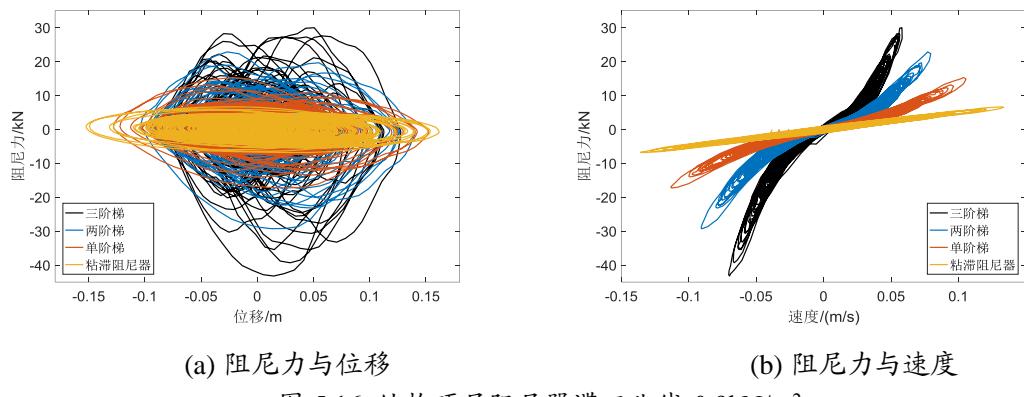
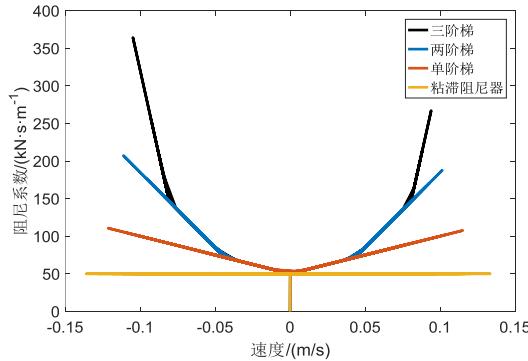
图 5.16 结构顶层阻尼器滞回曲线-0.9kN/m<sup>2</sup>

图 5.17 结构顶层阻尼器阻尼系数与速度的关系

从图 5.17(a)中可以看出, 随着阶梯数的不断增加, 结构的最大位移逐渐减小, 但变阻尼装置的滞回曲线饱满程度不断增加, 其耗能能力也随之增加。在图 5.17(b)

中，曲线的斜率代表着阻尼器的阻尼系数，从图中可以看出，随着变阻尼装置阶梯数的增加，曲线的斜率不断增加，代表着其阻尼系数随着阶梯数的增加而不断增加。从图 5.18 中可以看出，对于粘滞阻尼器，其阻尼系数与速度无关；而对于变阻尼装置，随着速度的变化，图形的斜率不断增加，即阻尼系数的变化率也是随之增加的。通过上述对比可以看出，相对于粘滞阻尼器和单阶梯被动变阻尼装置，多阶梯变阻尼装置有着更广的出力范围，阻尼系数的变化区间也更大，因此其适用范围和适应性更强。

### 5.3.2.4 变阻尼系数参数分析

不同的变阻尼系数对阻尼器的阻尼力输出有着很大的影响，因此对不同阶梯的变阻尼参数对结构顶层加速度和位移峰值的控制率进行了参数分析研究。图 5.19 为第一阶梯变阻尼系数在  $0.3\text{kN/m}^2$  风荷载下对结构响应的控制率，图 5.20 为第二阶梯变阻尼系数在  $0.6\text{kN/m}^2$  风荷载下对结构响应的控制率，图 5.21 为第三阶梯变阻尼系数在  $0.9\text{kN/m}^2$  风荷载下对结构响应的控制率。

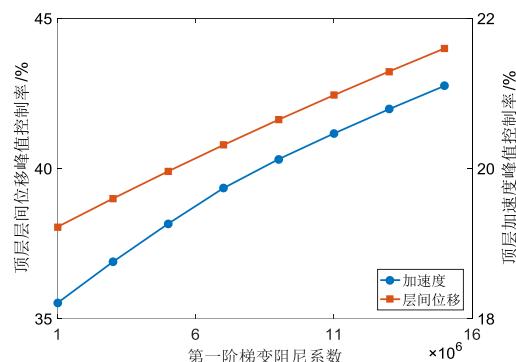


图 5.18 第一步变阻尼系数对控制率的影响- $0.3\text{kN/m}^2$

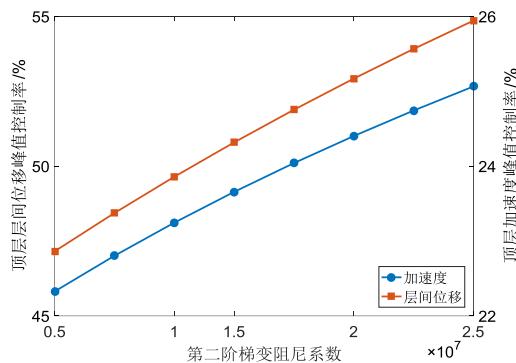
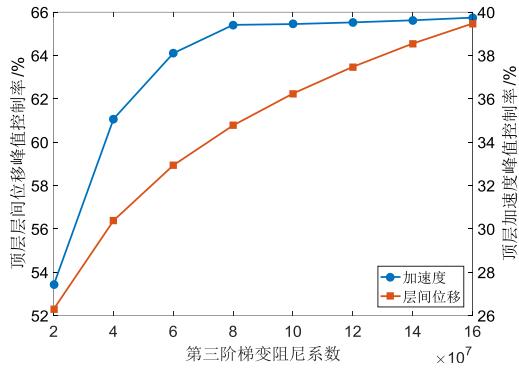


图 5.19 第二步变阻尼系数对控制率的影响- $0.6\text{kN/m}^2$

图 5.20 第三阶梯变阻尼系数对控制率的影响-0.9kN/m<sup>2</sup>

从上述图中可以看出，随着变阻尼系数的不断增大，各个变阻尼阶梯都能在自己所控制的区间呈现对结构响应的控制率不断增大的趋势。但在  $0.9\text{kN}/\text{m}^2$  时，随着第三阶梯变阻尼系数的增大，达到一定数值时，多阶梯变阻尼装置对顶层加速度峰值的控制效果增加不明显，基本稳定在一个恒定的控制率，阻尼器的个数成为了限制其控制率的另一个因素，但此时其对于顶层位移峰值的控制率仍不断增加。可见，当多阶梯变阻尼装置随着变阻尼系数的增大，无法对加速度进一步控制时，仍可以对结构的位移进行较好的控制。

## 5.4 本章小结

(1) 根据单阶梯被动变阻尼装置的试验结果，建立了简化阻尼系数和阻尼力的计算模型和结构运动方程。应用 76 层结构风振控制 Benchmark 模型，通过等效方法得到了不同基本风压下风荷载输入值。

(2) 在阻尼器均匀布置和阻尼器局部布置两种情况下，对设有单阶梯变阻尼装置和粘滞阻尼器的结构进行了风振控制对比分析。结果表明：相对于粘滞阻尼器，当阻尼器均匀布置时，单阶梯变阻尼装置对结构响应的控制效果，能够随着风荷载的不断增大而增大，其阻尼力为粘滞阻尼器阻尼力的 2-3 倍；在局部布置时，采用较少数量的单阶梯变阻尼装置，就能够达到与较多数量粘滞阻尼器相同的控制效果；随着风荷载的不断增大，单阶梯变阻尼装置阻尼力逐渐接近最优控制力，这让通过被动控制的手段实现半主动控制效果成为了可能。

(3) 建立了多阶梯被动变阻尼装置的简化计算模型，以三阶梯变阻尼装置为例，对其在不同强度风荷载下的结构响应控制效果进行了研究，并对变阻尼系数进行了参数分析。结果表明：多阶梯被动变阻尼装置的控制效果同样能够随着风荷载的增大而增大；同时，通过对比不同阶梯数的变阻尼装置，随着阶梯数的增加，其

对于结构响应的控制效果不断增大；通过对不同阶梯的变阻尼系数进行参数分析，多阶梯变阻尼装置能够在弱风荷和中等风荷载载下，对结构的加速度和位移均进行有效的控制；在强风荷载下，阻尼器数量成为了限制结构加速度控制效果的瓶颈，而对结构的位移仍可继续进行有效的控制。这些都体现出了多阶梯变阻尼装置阻尼力出力范围广，适应性强和多目标控制的优点。



# 第6章 被动变阻尼装置高层建筑风振控制性能化设计方法

## 6.1 引言

风荷载作为高层建筑的主导设计荷载，在整个高层建筑设计中起着绝对控制作用。随着高层建筑的建筑高度和设计方案难度的逐渐增大，对设计人员造成了很大的挑战，目前设计规范远远落后于设计方法和设计理论，仅仅参照现有规范已无法满足设计需求。

由于结构振动控制技术的发展，各种各样的新式耗能装置层出不穷，这些装置均能够对结构的响应进行有效的控制，但由于装置类型和工作原理大多相差较大，无法提出统一的设计方法来进行风振控制设计，而针对某一种装置的设计方法研究也较少，因此无法大规模应用，导致了资源的浪费。

通过前期对被动变阻尼装置的试验研究和风振控制分析，结构表明被动变阻尼装置能够对结构风致振动进行较好的控制。因此，本章在前期研究基础上，针对单阶梯被动变阻尼装置和多阶梯被动变阻尼装置分别提出了基于性能的高层建筑风振控制设计方法。通过对不同大小风荷载设定性能水准和性能指标，同时考虑加速度（舒适性）和层间位移（安全性）的要求，在不同风荷载下对被动变阻尼装置进行设计。经过工程实例设计，表明了设计方法的有效性，所做研究为被动变阻尼装置在高层建筑风振控制中的应用提供了研究基础和应用前景。

## 6.2 性能化设计方法与性能水准、性能指标的设定

### 6.2.1 性能化设计方法概述

传统的抗震“三水准”设防和“两阶段”设计作为结构抗震性态设计准则已经应用多年，抗震性态设计方法作为一种兼顾设计共性和个性的方法，能够根据不同结构类型确定性能目标和水准，并建立不同的抗震设防标准，确保结构的正常使用和安全<sup>[114]</sup>。然而，风荷载作为影响结构正常使用和安全性的另一中荷载类型，与抗震的性态设计相比，抗风性能设计还没有一个官方的明确的定义。

风荷载作为一个在结构使用过程中一直存在的外荷载，时时刻刻影响着结构

的正常使用和安全。国外研究人员结合人机工程学和试验心理学等有关理论，对人体在不同加速度下的体感进行了分类，而中国现有规范中仅对重现期为 10 年的风荷载进行了加速度限值，其值已经处于让人“感到烦恼”的范围内。随着风荷载的增大，加速度造成的不舒适会逐渐增加，极大的影响了结构的正常使用。

目前，基于结构性能的结构抗风设计理论和方法的研究严重滞后于抗震性态设计的研究<sup>[115]</sup>。抗震设计需要考虑结构在极端罕遇地震下的弹塑性非线性变形，与抗震设计不同，抗风设计偏重于对结构正常使用极限状态的考察，包括结构的使用舒适性(加速度)和最大弹性位移。通过抗震性态设计方法对结构进行抗震设计，而对风荷载只按照规范规定的普通方法，显然会造成资源的浪费。因此，在进行抗震性态设计的基础上对结构风致振动进行基于性能的设计，才能最大程度利用结构和耗能装置的能力。

基于性能的结构抗风设计方法的目的，是在不同大小的风致振动之下，结构自身或耗能装置能够保证结构的安全性和舒适性。通过在不同大小风荷载下设定不同的性能指标和性能水准，保证建筑结构在其整个生命周期内所能遭受的风荷载都能有效地抵御，并且保证设计的经济性。与传统的抗风设计方法相比，基于性能的结构抗风设计方法，首先根据所期望的抗风水准，在保证满足规范规定的基础上，对结构在正常使用极限时的结构舒适度和安全进行了考虑，进一步保证了结构的安全性和经济性。

### 6.2.2 性能水准与性能指标的设定

《高层建筑混凝土结构技术规程》(JGJ 3—2010) 中对于高层建筑结构的水平位移限制和舒适度进行了规定。高度不大于 150m 的高层建筑，其楼层层间位移峰值和层高之比，框架结构不得大于 1/500，框架-剪力墙、框架核心筒、板柱-剪力墙结构不得大于 1/800，筒中筒、剪力墙结构不得大于 1/1000；除框架结构外的转换层不得大于 1/1000；高度大于 250 米的结构，其楼层层间位移峰值和层高之比不得大于 1/500；高度在 150~250 米之间地结构进行线性插值取得<sup>[116]</sup>。

规范中对于舒适度也有着相关的要求。在 150 米及以上高度的结构，其在重现期为 10 年的风荷载下加速度峰值对于住宅和公寓等不得超过  $0.15\text{m/s}^2$ ，对于办公和旅馆等不得超过  $0.25\text{m/s}^2$ 。

文献[126]中给出了于基于性能的结构抗风设计理论框架，考虑结构的舒适性

和安全性，对结构风振的性能水准和不同建筑类别的风振性能指标进行了划分。

文中将结构风振性能水准分为四个水平：性能健康、性能亚健康、性能病态和性能丧失。其中，结构完好，系统和设施运行良好，功能不受影响时称为性能健康；结构基本完好，个别构件出现损伤，系统和设施运行较好，局部功能受到影响时称为性能亚健康；结构受损，部分构件出现严重损坏，系统和设施运行基本受阻，大部分功能受到较大影响时称为性能病态；结构严重受损，系统和设施不能运行，功能丧失，但未有倒塌现象称为性能丧失。同时，根据建筑的用途和重要程度将建筑分成四个等级，见表 6.1。

表 6.1 建筑类别划分

建筑类别	用途
I	医院、高精度仪器、通讯中心、救灾中心等
II	住宅、科研、办公等用途的建筑
III	商业写字楼、综合类公共建筑、大多数高层建筑
IV	工业建筑、桥梁建筑等

不同建筑类别的加速度和结构变形限制性能水准见表 6.2 和表 6.3。

表 6.2 加速度性能水准

建筑类别	结构顶层加速度/(m/s <sup>2</sup> )					
	<0.05	<0.15	<0.25	<0.35	<0.50	>0.50
I 性能健康	性能亚健康	性能病态	性能丧失	-	-	-
II 性能健康		性能亚健康	性能病态	性能丧失	-	-
III 性能健康			性能亚健康	性能病态	性能丧失	
IV 性能健康				性能亚健康	性能丧失	

表 6.3 层间位移性能水准

结构体系	层间位移限制	
	性能亚健康	性能丧失
框架	1/550	1/50
框架-剪力墙、框架-核心筒、板柱-剪力墙	1/800	1/100
筒中筒、剪力墙	1/1000	1/120
框支层	1/1000	1/120

根据上述性能水准和指标的设定，参考《高层建筑混凝土结构技术规程》，并

考虑多阶梯被动变阻尼装置的特点，提出了多阶梯被动变阻尼装置高层建筑风振控制设计性能指标和性能水准。根据风荷载的基本风压将风荷载分为四个等级：弱风压( $0.3\text{kN/m}^2 \leq \omega_0 < 0.5\text{kN/m}^2$ )，中风压( $0.5\text{kN/m}^2 \leq \omega_0 < 0.9\text{kN/m}^2$ )，强风压( $\omega_0 \geq 0.9\text{kN/m}^2$ )。不同建筑类别加速度的性能水准见表 6.4，不同结构体系的层间位移性能水准见表 6.5。

表 6.4 不同建筑类别结构加速度性能水准

建筑类别	加速度限值( $\text{m/s}^2$ )		
	弱风压	中风压	强风压
I	<0.05	<0.05	<0.15
II	<0.15	<0.25	<0.35
III	<0.25	<0.35	<0.5
IV	<0.35	<0.5	-

表 6.5 不同结构体系层间位移性能水准

结构体系	层间位移限值		
	弱风压	中风压	强风压
框架	1/550	1/550	1/400
框架-剪力墙、框架-核心筒、板柱-剪力墙	1/800	1/800	1/500
筒中筒、剪力墙	1/1000	1/1000	1/800
框支层	1/1000	1/1000	1/800

上述性态指标和性态水准充分考虑了多阶梯被动变阻尼装置的自身性能。在弱风压下和中风压下，保证结构加速度在一个舒适的区间内，结构的层间位移处在结构正常使用弹性范围内；在强风压中，保证结构内加速度不使人烦躁不安，无法忍受，保证结构层间位移，使结构处于安全范围内，不发生倒塌现象。

### 6.3 单阶梯被动变阻尼装置高层建筑风振控制性能化设计方法

单阶梯被动变阻尼装置的试验表明，单阶梯变阻尼装置的阻尼系数能够随速度变化而连续变化。通过对单阶梯变阻尼装置在高层建筑风振控制的分析研究，证明了单阶梯被动变阻尼装置对结构响应的控制效果能够随着风荷载的增强而增大，因此可用于结构风振控制。本节考虑加速度和结构层间位移的影响，提出了基于单阶梯被动变阻尼装置高层建筑风振控制性能简化设计方法，具体设计方法如下。

### 6.3.1 设计方法提出

根据上述性能指标和性能水准的要求,结合单阶梯被动变阻尼装置的特点,提出了基于性能的单阶梯被动变阻尼装置高层建筑结构风振控制简化设计方法,设计流程图如图 6.1 所示。

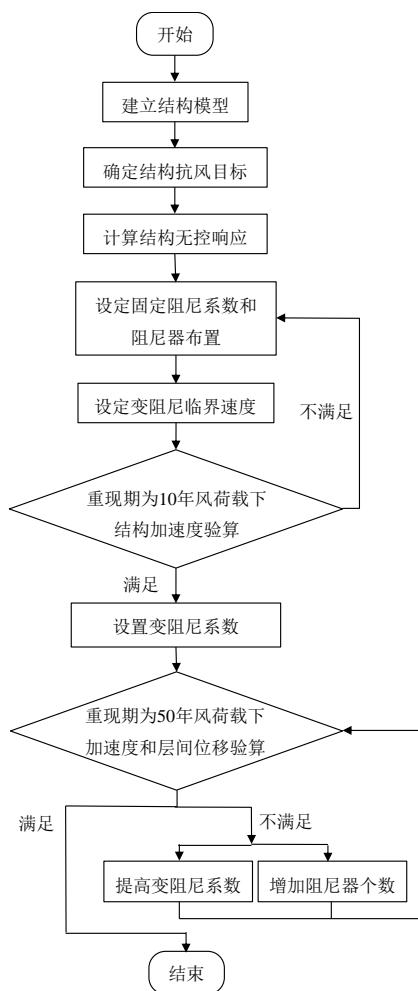


图 6.1 单阶梯被动变阻尼装置风振控制设计方法流程图

首先,建立结构的数值计算模型,由结构所处位置根据《建筑结构荷载规范》中的规定确定结构的类型,地面粗糙程度和不同重现期的风荷载基本风压。通过数值计算得到结构在无控制装置下的响应(包括加速度、层间速度和层间位移等),确定结构是否需要进行风振控制。

然后,参考规范中对粘滞阻尼器风振控制设计方法的要求,得到单阶梯变阻尼装置固定阻尼系数阶段的阻尼系数和放置层数、个数。在重现期为 10 年的风荷载下对结构进行分析,设定在该风荷载输入下结构无控状态的层间速度最大值为变阻尼临界速度。对预设的阻尼系数和阻尼器个数在该风荷载下,对结构的响应进行分析,若不满足该风压下两个性能指标的要求。则增加阻尼器个数或阻尼系数,若

满足则进行下一步设计。

最后，设定变阻尼系数，在重现期为 50 年的风荷载下进行验算，若不满足性能要求，则调整变阻尼系数或增加阻尼器个数，直至满足性能指标的要求。

### 6.3.2 工程设计实例

#### 6.3.2.1 结构模型的建立与风荷载选取

所选结构位于广东省某地市中心，属于 III 类建筑。结构主体为框架结构，地上共 30 层，东西方向 6 跨，南北方向 5 跨，跨间距均为 6.1m。除首层 5.5m 外，其它层均为 4m。经计算，首层质量为  $5.32 \times 10^5 \text{kg}$ ，第二层质量为  $5.65 \times 10^5 \text{kg}$ ，第三层到第二十层各层均为  $5.51 \times 10^5 \text{kg}$ 。首层层间剪切刚度为  $5 \times 10^8 \text{N/m}$ ，第二层为  $7 \times 10^8 \text{N/m}$ ，其余层剪切刚度由下至上逐渐递减。结构的前三阶模态和自振频率如图 6.2 所示。

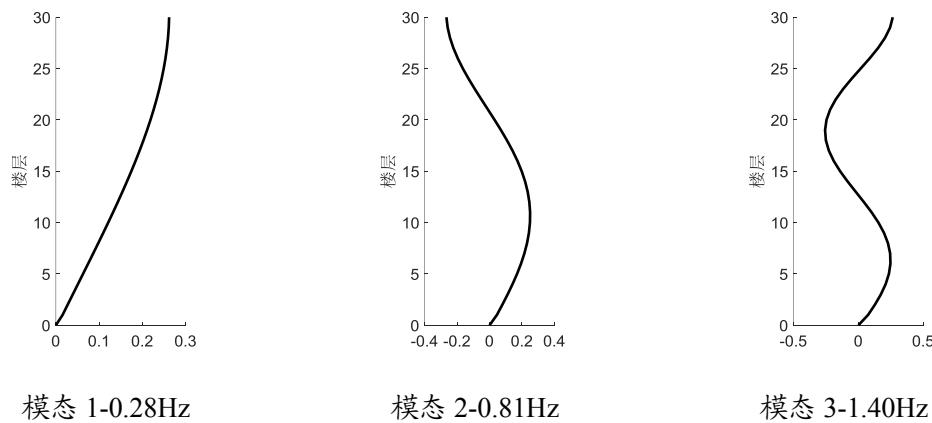


图 6.2 模型结构的模态和自振频率

风荷载采用基于 Davenport 脉动风速谱，并采用线性滤波器法中自回归模型 (Autoregressive Models, AR) 法来模拟结构的脉动风时程，模拟相关函数只考虑高度方向的相关性，AR 模型阶数为 4 阶。根据规范中对当地风荷载强度的规定，选取了基本风压为  $0.3 \text{ kN/m}^2$ 、 $0.6 \text{ kN/m}^2$  和  $0.9 \text{ kN/m}^2$  的三个等级的风荷载作为重现期为 10 年、50 年和 100 年的风荷载，分别对应着弱风压、中风压和强风压。通过公式(5.1)得到了 10 米高度处的折算风速，表 6.6 为所选取风荷载的基本参数。根据《建筑结构荷载规范》选取地面粗糙度类别为 C 类。图 6.3 仅列出结构 30 层三个等级的脉动风时程曲线和脉动风功率谱密度函数，从功率谱密度对比图中可以看出，计算机模拟的功率谱与 Davenport 脉动风速谱吻合较好，证明该方法模拟的风荷载的正确性。

表 6.6 风荷载基本参数信息

风荷载	基本风压/(kN/m <sup>2</sup> )	10 米风速/(m/s)	模拟时间/s	模拟步长/s
1	0.3	21.91	400	0.1
2	0.6	30.98	400	0.1
3	0.9	37.95	400	0.1

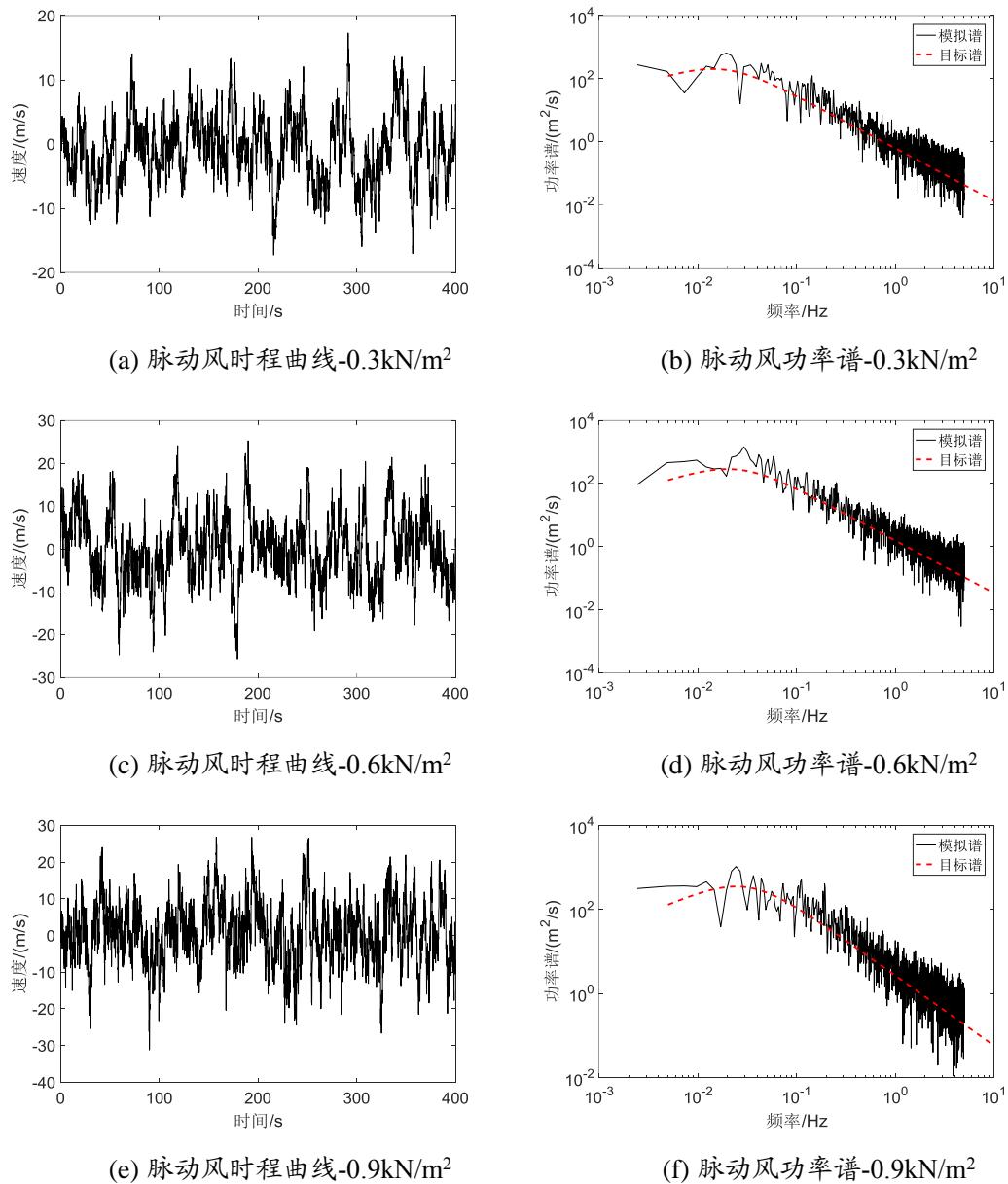


图 6.3 脉动风速时程曲线和功率谱密度函数

在三种风荷载下，结构在无控状态下的加速度和层间位移峰值见表 6.7。

表 6.7 无控结构加速度和层间位移响应

层数	0.3kN/m <sup>2</sup>		0.6kN/m <sup>2</sup>		0.9kN/m <sup>2</sup>	
	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	$\Delta u/h * 10^{-3}$	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	$\Delta u/h * 10^{-3}$	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	$\Delta u/h * 10^{-3}$
10	20.20	0.59	42.76	1.71	59.18	2.30
15	23.34	0.79	44.52	1.98	67.45	3.09
20	20.59	0.92	56.11	2.13	101.41	3.35
25	27.20	1.05	69.87	2.18	109.61	3.71
30	34.24	1.01	83.95	2.04	117.26	3.77

从表中可以看出，该结构在  $0.3\text{kN}/\text{m}^2$  和  $0.6\text{kN}/\text{m}^2$  时，加速度超过了性态水准中的  $25\text{mm}/\text{s}^2$  和  $35\text{mm}/\text{s}^2$  的限值；在  $0.6\text{kN}/\text{m}^2$  和  $0.9\text{kN}/\text{m}^2$  时，层间位移均超过了性态水准中  $1/550$  和  $1/300$  的限值，需要对其进行风振控制。

### 6.3.2.2 固定阻尼系数设定和阻尼器布置

根据业主对于造价的要求，初步设定在 30-15 层各放置一个变阻尼装置，令阻尼系数与速度呈线性关系，采用公式(5.2)作为设计所用阻尼力公式。

首先在  $0.3\text{kN}/\text{m}^2$  风荷载下，对固定阻尼系数阶段对结构响应的控制效果进行分析，结构顶层加速度和层间位移峰值随阻尼系数的变化率如图 6.4 和图 6.5 所示。

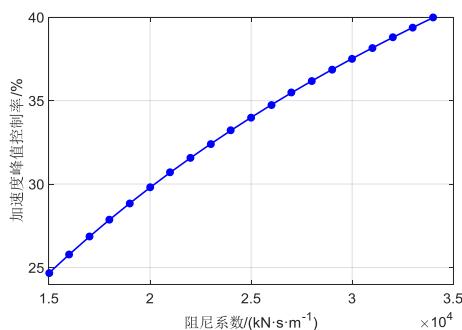


图 6.4 结构顶层加速度峰值控制率与阻尼系数的关系

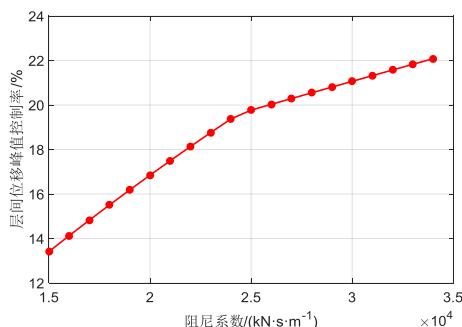


图 6.5 结构顶层层间位移峰值控制率与阻尼系数的关系

根据性能指标中的要求，在基本风压为  $0.3\text{kN/m}^2$  风荷载下，结构顶层加速度峰值不得超过  $0.25\text{m/s}^2$ ，因此令阻尼系数为  $1.8 \times 10^4 \text{kN}\cdot\text{s}\cdot\text{m}^{-2}$ ，此时的结构顶层加速度和位移时程曲线见图 6.6 和图 6.7，部分楼层的加速度和位移峰值响应及其控制率见表 6.8。

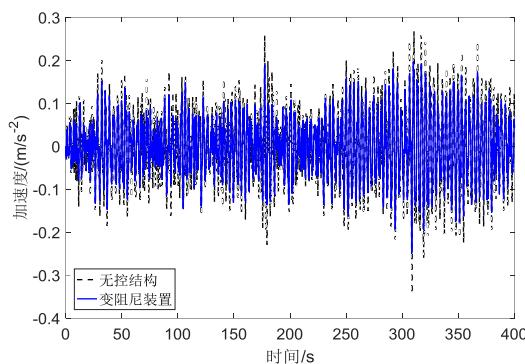


图 6.6 结构顶层加速度时程曲线- $0.3\text{kN/m}^2$

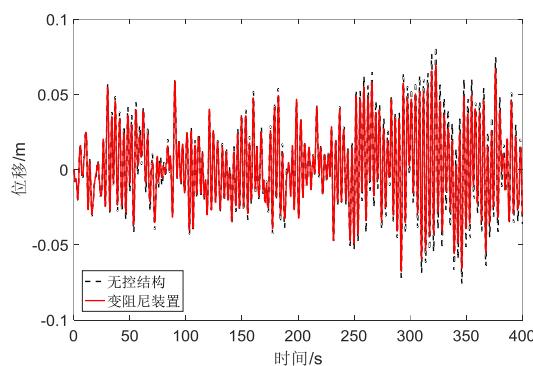


图 6.7 结构顶层位移时程曲线- $0.3\text{kN/m}^2$

表 6.8 结构响应及控制率- $0.3\text{kN/m}^2$

层数	无控结构		单阶梯被动变阻尼装置控制结构			
	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	$\Delta u/h * 10^{-3}$	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	控制率/%	$\Delta u/h * 10^{-3}$	控制率/%
10	20.20	0.59	14.90	26.24	0.49	16.31
15	23.34	0.79	17.07	26.87	0.67	15.09
20	20.59	0.92	17.57	14.70	0.79	14.41
25	27.20	1.05	21.30	21.69	0.89	14.74
30	34.24	1.01	24.70	27.87	0.85	15.52

通过选取上述对阻尼器布置和阻尼系数的选取，结构的响应均满足了当前风荷载下的性能要求。在此设置的基础上，对基本风压为  $0.6\text{kN/m}^2$  的风荷载下的结

构响应进行控制。在  $0.6\text{kN/m}^2$  风荷载下，变阻尼系数的大小对结构加速度和层间位移的影响见图 6.8 和图 6.9。

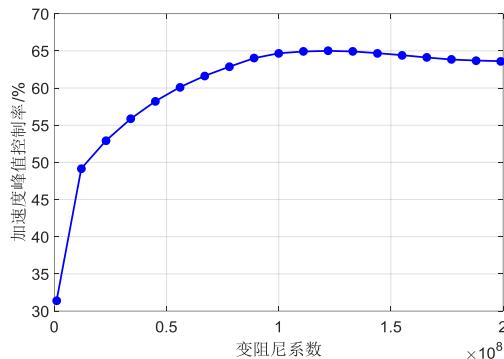


图 6.8 结构顶层加速度峰值控制率与变阻尼系数的关系

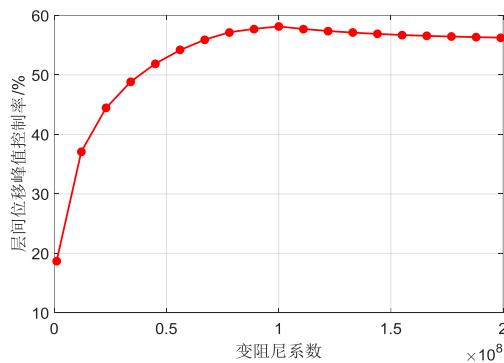


图 6.9 结构顶层层间位移峰值控制率与变阻尼系数的关系

从上图中可见，随着变阻尼系数的增加，结构响应的控制率呈现一个“增长-稳定”的状态，变阻尼系数的增大无法继续提高其对结构响应的控制效果。根据性能指标中对于  $0.6\text{kN/m}^2$  风荷载下结构响应的限制，选取变阻尼系数  $a=4.7\times 10^{10}$ ，此时结构的加速度和位移时程曲线见图 6.10 和图 6.11，部分楼层的加速度和位移峰值响应及其控制率见表 6.9。

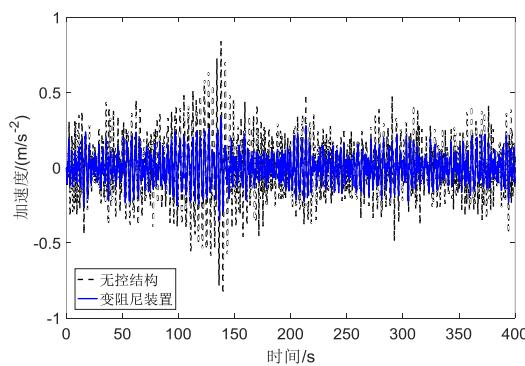
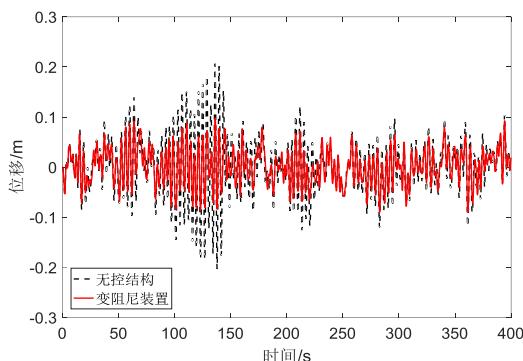


图 6.10 结构顶层加速度时程曲线- $0.6\text{kN/m}^2$

图 6.11 结构顶层位移时程曲线- $0.6\text{kN}/\text{m}^2$ 表 6.9 结构响应及控制率- $0.6\text{kN}/\text{m}^2$ 

层数	无控结构		单阶梯被动变阻尼装置控制结构			
	加速度 $/(\text{mm}/\text{s}^2)$	$\Delta u/h * 10^{-3}$	加速度 $/(\text{mm}/\text{s}^2)$	控制率/%	$\Delta u/h * 10^{-3}$	控制率/%
10	42.76	1.71	22.82	46.63	0.98	42.26
15	44.52	1.98	30.68	31.09	1.09	45.13
20	56.11	2.13	28.07	49.97	1.08	49.52
25	69.87	2.18	30.88	55.80	1.05	51.76
30	83.95	2.04	34.75	58.60	0.97	52.37

通过上述设置，结构在弱风压和中风压下都能够保证其对于结构良好的控制效果。但仍可发现，随着单阶梯被动变阻尼装置的变阻尼系数不断增大，其对于结构的控制效果已经基本达到了极限，若想进一步对结构进行控制，必须增加阻尼器的个数，对经济性造成了一定影响。因此，当结构抗风需求较高时，在保证经济性的同时，又要求对多级风荷载进行有效控制，可选用多阶梯被动变阻尼装置进行风振控制设计。

## 6.4 多阶梯被动变阻尼装置高层建筑风振控制设计方法

相对于单阶梯被动变阻尼装置，多阶梯被动变阻尼装置拥有更广的阻尼力输出范围，并且可以根据需求在不同速度区间设定不同的变阻尼规律，相比之下有着更广泛的容错性和适应性。通过多阶梯被动变阻尼装置对高层建筑风振控制的分析中可以看出，其在较低风压风荷载下可以有效地对结构的加速度和层间位移进行控制，同时保持结构内使用者的舒适性和结构自身的安全性；在较高风压下，在保持原有加速度控制效果的同时，可以对结构的层间位移进一步的控制，保证了结

构的安全，给予人们足够的逃生时间。

#### 6.4.1 设计方法提出

基于多阶梯被动变阻尼装置的装置特点和上述性能指标、性能水准的设定，并参考粘滞阻尼器风振控制设计方法，提出了基于性能的多阶梯被动变阻尼装置高层建筑结构风振控制实用设计方法，设计流程图如图 6.12 所示。

设计过程大致分为四步。在第一个设计步骤中，首先需要对结构进行模型的建立，再根据结构所处地理位置，结合高层建筑设计规范确定抗风目标及参数（包括基本风压、地面粗糙程度等），根据结构的抗风目标选取合适的性能水准，最后计算结构在重现期为 10 年、50 年、100 年风荷载下的无控响应，确定结构是否需要进行风振控制设计。

在第二个步骤中，根据甲方对于预算的控制初步设定变阻尼装置个数，并根据变阻尼装置的自身限制设定初始阻尼系数和变阻尼规律，将重现期为 10 年和 50 年风荷载作用下无控结构的层间速度分别设定为 1-2 阶，2-3 阶的变阻尼临界速度。重现期为 10 年的风荷载下，对第一阶梯变阻尼系数进行参数分析，此时的结构的安全性无需考虑，而舒适性是影响结构使用的关键因素，因此对结构加速度和层间位移进行验算，选取合适的第一阶梯变阻尼系数。

在第三个步骤中，在阻尼器布置、变阻尼装置初始阻尼系数、第一阶梯变阻尼系数和变阻尼临界速度确定后，对结构施加重现期为 50 年的风荷载，此时舒适性和安全性都应着重考虑。选取合适的第二阶梯变阻尼系数，对结构加速度和层间位移响应进行验算，若此时的阻尼力未达到该阶梯最大出力则继续提高变阻尼系数，若达到了该阶梯最大出力则增加阻尼器个数，直至满足性态水准要求。

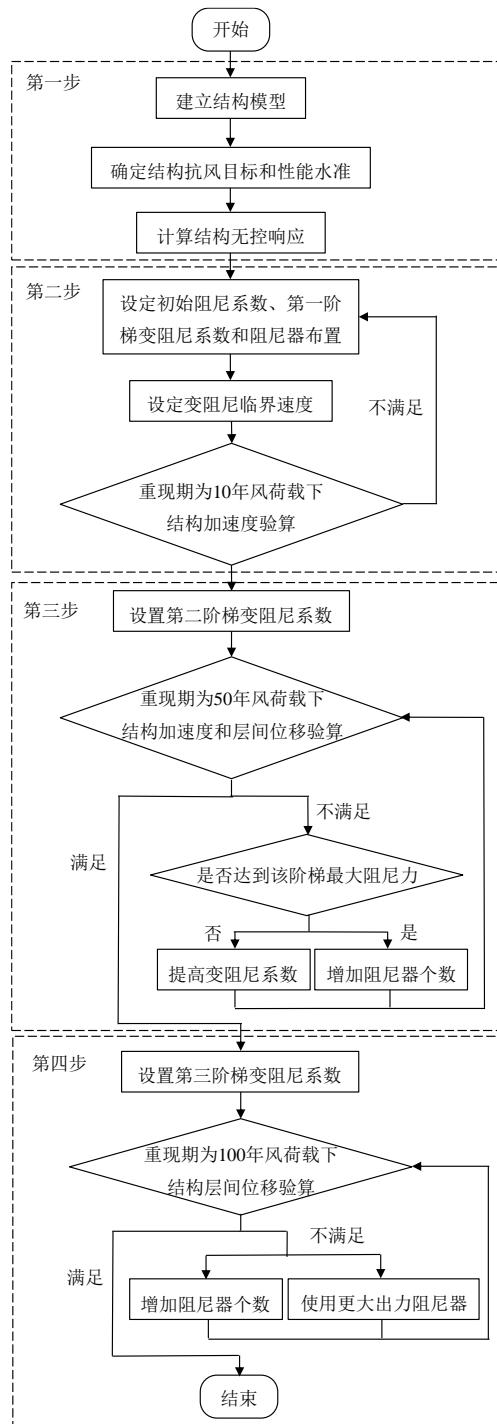


图 6.12 设计方法流程图

在第四个步骤中，此时的风荷载较大，安全性问题远远比舒适性问题重要。选取适当的第三阶梯变阻尼系数，对结构施加重现期为 100 年风荷载下的层间位移进行验算，若不满足则增加阻尼器个数或使用更大出力的变阻尼装置。

## 6.4.2 工程设计实例

### 6.4.2.1 (第一步) 工程概况和风荷载选取

本算例采用与 6.3 节中相同的结构模型和风荷载, 在此不再赘述。

### 6.4.2.2 (第二步) 确定变阻尼装置初始参数

考虑经济性要求, 暂定在 30~15 层各放置一个变阻尼装置, 设定阻尼系数与速度呈线性关系, 初始阻尼系数为  $5000\text{kN}\cdot\text{s}/\text{m}$ , 通过对阻尼器安全性和耐久性考虑, 令第一阶梯阻尼力范围为 2~8kN, 第二阶梯阻尼力范围为 8~15kN, 第三阶梯阻尼力范围为 15~25kN。对第一阶梯变阻尼系数进行参数分析, 其与顶层加速度峰值控制率和顶层层间位移峰值控制率的关系如图 6.13 和图 6.14 所示。

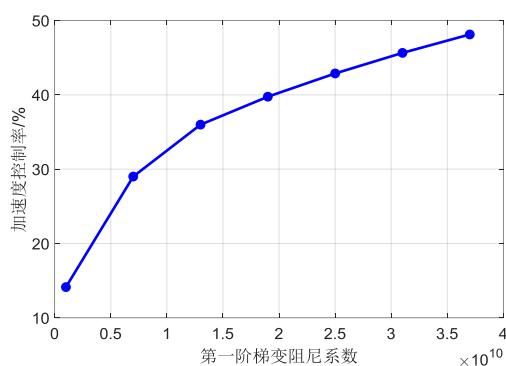


图 6.13 第一阶梯变阻尼系数对顶层加速度峰值控制率的影响

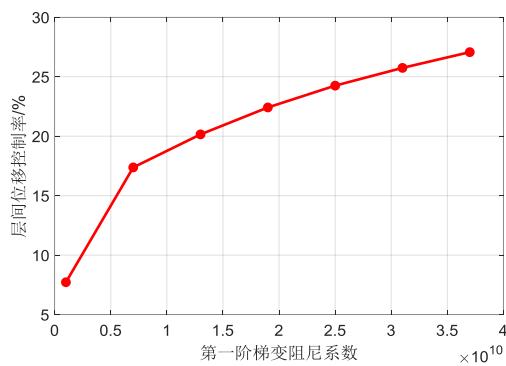
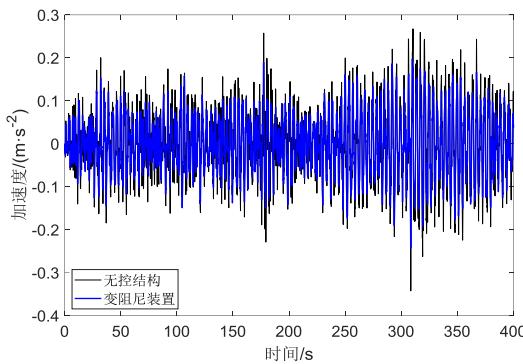
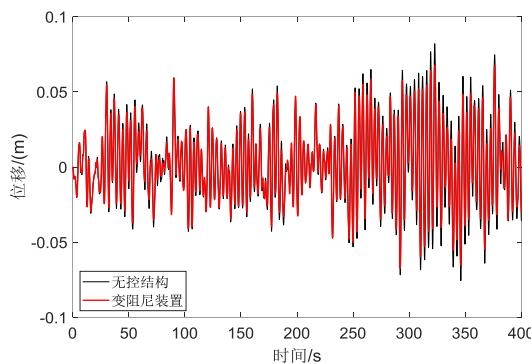


图 6.14 第一阶梯变阻尼系数对顶层层间位移峰值控制率的影响

从图中可以看出, 随着第一阶梯变阻尼系数的增加, 加速度和层间位移的峰值控制率呈现不断增长的趋势。最终, 选取  $a_1=6\times 10^9$  作为第一阶梯变阻尼系数, 此时结构的加速度和层间位移峰值响应及控制效果见表 6.10, 结构顶层加速度和位移时程曲线见图 6.15 和图 6.16。

图 6.15 结构顶层加速度时程曲线- $0.3\text{kN}/\text{m}^2$ 图 6.16 结构顶层位移时程曲线- $0.3\text{kN}/\text{m}^2$ 表 6.10  $0.3\text{kN}/\text{m}^2$  风荷载下结构响应和控制效果

层数	无控结构		多阶梯被动变阻尼装置控制结构			
	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	$\Delta u/h * 10^{-3}$	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	控制率/%	$\Delta u/h * 10^{-3}$	控制率/%
10	20.20	0.59	13.61	32.64	0.47	19.07
15	23.34	0.79	16.17	30.71	0.65	17.50
20	20.59	0.92	17.43	15.37	0.77	16.54
25	27.20	1.05	20.72	23.84	0.87	16.61
30	34.24	1.01	24.31	29.01	0.83	17.38

从上述图表中可以看出，所选第一阶梯变阻尼系数能够使结构的加速度和层间位移处于“性能健康”状态，加速度峰值控制率为 29.01%，其值在规定的  $0.25\text{m}/\text{s}^2$  之内，层间位移也远小于其规定的限制。

#### 6.4.2.3（第三步）确定第二阶梯变阻尼系数

与第二步过程类似，设定第一阶梯变阻尼临界速度为无控结构在  $0.3\text{kN}/\text{m}^2$  风荷载下的层间位移峰值，对结构在  $0.6\text{kN}/\text{m}^2$  风荷载下的响应进行分析。在对第二

阶梯变阻尼系数  $a_2$  进行参数分析时,为了体现其阻尼力范围广的特点,  $a_2$  应大于  $a_1$ 。图 6.17 和图 6.18 分别为  $a_2$  对结构顶层加速度峰值和层间位移峰值控制率的影响。

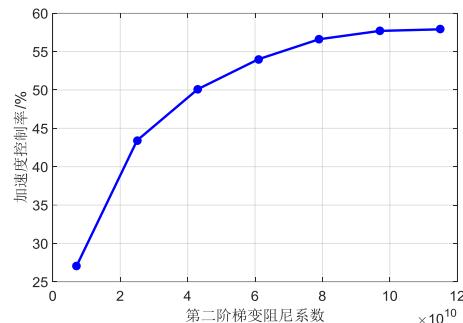


图 6.17 第二階梯變阻尼系数对顶层加速度峰值控制率的影响

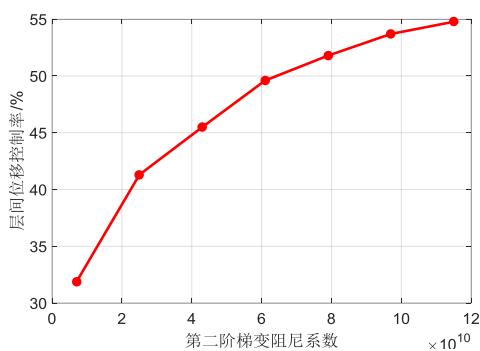


图 6.18 第二階梯變阻尼系数对顶层层间位移峰值控制率的影响

从图中可以看出,随着第二階梯變阻尼系数不断增加,结构顶层加速度的控制率逐渐稳定在 58%左右,此时的阻尼力也达到了此阶段最大阻尼力 15kN,无法使结构的加速度满足性能水准中“性能亚健康”状态,因此需要在原有 15 个变阻尼装置的基础上增加装置的个数。选取  $a_2=11.5\times10^{10}$ ,增加变阻尼装置的个数,图 6.19 为阻尼器放置层数与顶层加速度控制效果的关系。

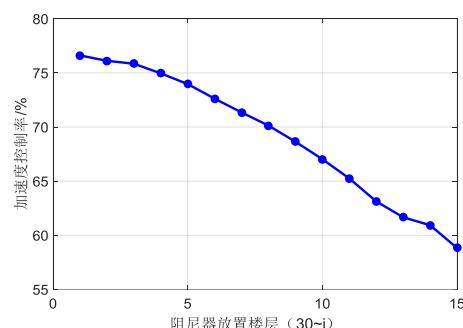


图 6.19 结构顶层加速度与阻尼器放置层数的关系

随着变阻尼装置放置个数的不断增加,相应的对顶层加速度控制效果不断增加。当阻尼器放置于 14-30 层时,结构顶层的加速度控制率为 60.93%,满足“性

能亚健康”加速度小于  $0.35\text{m/s}^2$  的要求。此时结构顶层加速度和位移时程曲线见图 6.20 和图 6.21，结构的加速度和层间位移峰值响应及控制效果见表 6.11。

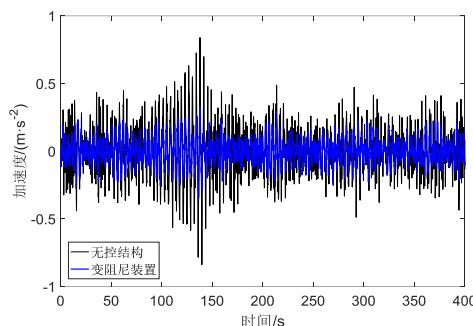


图 6.20 结构顶层加速度时程曲线- $0.6\text{kN/m}^2$

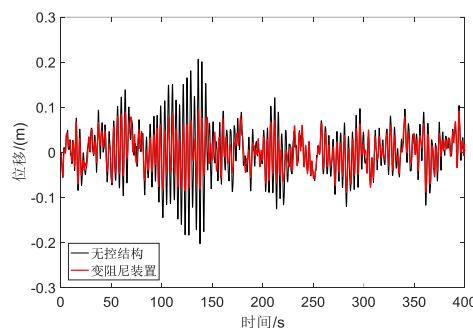


图 6.21 结构顶层位移时程曲线- $0.6\text{kN/m}^2$

表 6.11  $0.6\text{kN/m}^2$  风荷载下结构响应和控制效果

层数	无控结构		多阶梯被动变阻尼装置控制结构			
	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	$\Delta u/h * 10^{-3}$	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	控制率/%	$\Delta u/h * 10^{-3}$	控制率/%
10	42.76	1.71	22.10	48.31	0.93	45.26
15	44.52	1.98	30.09	32.41	1.01	49.13
20	56.11	2.13	27.41	51.16	1.00	52.98
25	69.87	2.18	30.09	56.93	0.97	55.31
30	83.95	2.04	32.80	60.93	0.90	55.81

#### 6.4.2.4（第四步）确定第三阶梯变阻尼系数

在增加一个变阻尼装置的基础上，在  $0.9\text{kN/m}^2$  风荷载激励下对第三阶梯变阻尼系数进行参数分析，第三阶梯变阻尼系数对顶层加速度和层间位移峰值控制率的影响见图 6.22、图 6.23。

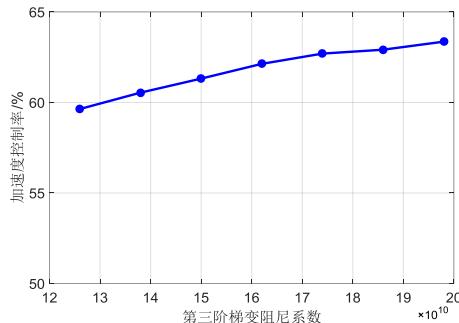


图 6.22 第三階梯变阻尼系数对顶层加速度峰值控制率的影响

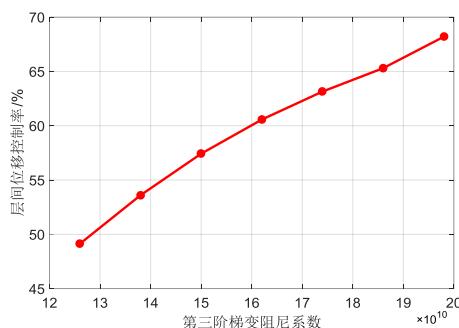
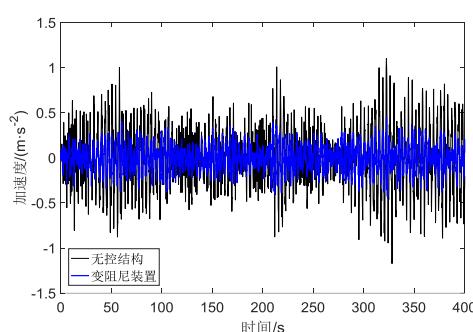
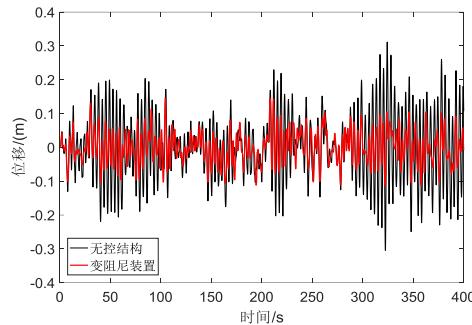


图 6.23 第三階梯变阻尼系数对顶层层间位移峰值控制率的影响

由于阻尼器个数的增加，在 $0.9\text{kN/m}^2$ 风荷载时，随着第三階梯阻尼系数的增大，虽然对加速度的控制率变化不明显，但仍能够对层间位移有着很好的控制效果，这与第五章中的分析结果相同，再一次验证了多階梯变阻尼装置对多目标的控制的适应性。最终选择 $a_3=13.8\times 10^{10}$ ，此时结构顶层加速度和位移时程曲线见图 6.24 和图 6.25，结构的加速度和层间位移峰值响应及控制效果见表 6.12。

图 6.24 结构顶层加速度时程曲线- $0.9\text{kN/m}^2$

图 6.25 结构顶层位移时程曲线- $0.9\text{kN/m}^2$ 表 6.12  $0.9\text{kN/m}^2$  风荷载下结构响应和控制效果

层数	无控结构		多阶梯被动变阻尼装置控制结构			
	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	$\Delta u/h * 10^{-3}$	加速度 /(mm/s <sup>2</sup> )	控制率/%	$\Delta u/h * 10^{-3}$	控制率/%
10	59.18	2.30	42.54	28.12	130.84	43.16
15	67.45	3.09	40.11	40.53	166.58	46.11
20	101.41	3.35	58.39	42.42	163.42	51.23
25	109.61	3.71	46.12	57.92	174.71	52.93
30	117.26	3.77	45.85	60.90	175.72	53.34

通过上述分析和设计，达到了风荷载性能设计中对于两个性能指标的要求。通过对上述两种设计方法的工程实例设计分析发现，单阶梯被动变阻尼装置相对于多阶梯变阻尼装置结构相对简单，但无法对多等级风荷载进行性能设计，适用于抗风要求低的结构使用；多阶梯被动变阻尼装置能够对结构抗风进行分段设计，在不同阶段考虑不同的性能指标，但结构相对复杂，造成了设计和加工上的不便，造价成本也相对较高，因此适用于抗风要求较高的结构使用。

## 6.5 本章小结

(1) 介绍了基于高层建筑风振控制的性能设计概念，并结合设计规范，提出了针对被动变阻尼装置的风振设计性能水准和性能指标。该性能指标和性能水准考虑了不同风荷载等级、不同建筑类别和不同结构类型的区别，分别进行了单独的规定，可为被动变阻尼装置的抗风性能设计提供设计基准。

(2) 针对单阶梯被动变阻尼装置提出了风振控制性能化设计方法，结合工程实例，对其在弱风压和中风压下的响应进行了控制，结果表明单阶梯变阻尼装置结

构相对简单，对于低风压有着很好的控制效果。该设计方法可用于抗风要求较低的结构使用。

(3) 针对多阶梯被动变阻尼装置提出了风振控制性能化设计方法，该设计方法在重现期为 10 年、50 年和 100 年的风荷载下，可同时对弱风压下的舒适度，强风下的耐久性和超强风压下的安全性进行考虑设计。该设计方法适用于抗风要求较高的结构使用。

## 第7章 结论与展望

### 7.1 结论

为了解决传统粘滞阻尼器阻尼系数固定、阻尼力出力范围窄和半主动控制磁流变阻尼器等需要外部能源供应的问题，通过对现有装置原理分析，结合现有油缸孔隙式粘滞阻尼器，本文设计研发了一种新型被动变阻尼装置。研究对该装置进行了从设计原理实现，到装置设计制造与性能试验，再到基于装置高层建筑风振控制效果分析，最后给出了应用该装置高层建筑风振控制性能化设计方法的系统研究，具体结论如下：

(1) 根据粘滞阻尼器的工作原理和阻尼力理论公式，通过分析得到了被动变阻尼装置的设计原理：阻尼系数与流孔半径的四次幂即阻尼孔面积的平方成反比，流孔的面积增加，阻尼系数减小，输出的阻尼力减小；流孔的面积减少，阻尼系数增大，输出的阻尼力增大。根据流体力学相关理论，对节流阀中有无弹簧预压力两种情况下的阻尼力理论公式进行了推导，得到了不同工作状态和不同速度区间的被动变阻尼装置阻尼力公式，从公式中可见阻尼系数是一个与速度相关的变量，从理论上验证了被动变阻尼装置在设计上的正确性。

(2) 根据变阻尼原理，设计了单阶梯被动变阻尼装置，并对其进行了性能试验研究。试验结果表明装置可通过流孔面积的实时改变，对阻尼器的阻尼系数进行动态调整。对比普通粘滞阻尼器，滞回曲线更饱满，耗能能力更强；装置中弹簧如设预压力，速度小时装置耗能效果等同于常规粘滞阻尼器，达到一定速度值时才开始变阻尼力输出，如预压力为零，装置可实现全过程变阻尼力输出；随着装置弹簧预压力的增大，阻尼器力可提供的最大阻尼力不断增大，因此可考虑通过设置不同大小单向阀协同工作，从而提供宽幅变阻尼力输出。

(3) 在单阶梯被动变阻尼装置设计试验的基础上，设计了多阶梯被动变阻尼装置，对两组控制阀相同、两组控制阀不同两种情况，三种工况下的变阻尼装置进行了详细研究，试验结果表明：两阶梯被动变阻尼装置能够随外部激励速度的变化实时机械式改变其阻尼系数，并在不同速度区间拥有不同的阻尼系数，实现对不同速度响应的宽域值非线性阻尼力输出，具有耗能能力强和不需外部能源的优越性。同时，通过设定装置总阶梯数量各和控制阀内的弹簧预压力及弹簧刚度值，实现阻

尼力输出过程的可设计性，这为其实现类似半主动控制最优控制力的输出过程提供了可能。

(4) 对设有单阶梯和多阶梯被动变阻尼装置的高层建筑结构，分别进行了基于 Benchmark 结构模型的风振控制研究。单阶梯被动变阻尼装置对结构响应的控制效果能够随着风荷载的不断增大而增大，其阻尼力为传统粘滞阻尼器阻尼力的 2-3 倍。同时，随着风荷载的不断增大，单阶梯变阻尼装置阻尼力逐渐接近最优控制力，让使用被动控制的手段实现半主动控制的效果成为了可能。通过对不同阶梯数的被动变阻尼装置进行的对比分析表明，随着被动变阻尼装置阶梯数的增加，其出力范围也随之不断增大。同时发现，多阶梯被动变阻尼装置可以在不同风压下对结构响应进行多目标控制，这使多阶梯被动变阻尼装置在多种荷载、不同大小的外部激励下对结构进行有效的控制成为了可能。

(5) 分别提出了针对单阶梯和多阶梯被动变阻尼装置高层建筑风振控制性能设计方法，根据此设计方法可以对重现期为 10 年、50 年和 100 年的风荷载下的结构响应进行有选择性的控制，既能在弱风压下保证结构舒适性，又能在强风压下保证结构安全性。此设计方法的提出对被动变阻尼装置在高层建筑风振控制中的应用提供了设计思路。

## 7.2 展望

本文对被动变阻尼装置和其在风荷载下的控制效果进行了初步研究，验证了被动变阻尼装置的可行性和优越性，为进一步的研究提供了基础。在研究过程中仍发现了一些问题没有进行深入研究，主要包含以下方面：

(1) 单阶梯变阻尼装置可以随着速度的变化实时改变阻尼系数，其关键在于交叉孔的面积变化，这个变化包含两个方面：面积变化速度和单位速度面积变化大小。本文在被动变阻尼装置的性能试验中只考虑了圆形交叉孔在不同弹簧预压力下的表现，没有考虑弹簧刚度以及交叉孔形状对被动变阻尼装置性能的影响。同时，当液体流经节流阀中流入口时会产生一定的阻尼力，该阻尼力与弹簧压力相互作用，因此节流阀流入口的大小对被动变阻尼装置的影响也应该被考虑。

(2) 本文采取了较多的假设，对较规则的矩形交叉孔被动变阻尼装置的阻尼力公式进行了推导。由于交叉孔形状对被动变阻尼装置变阻尼规律有着很大影响，复杂交叉孔的阻尼力非线性程度较高，可能无法得到显式解。因此，可采用计算流

体力学(CFD)方法对被动变阻尼装置进行建模，采用计算机模拟的方法对不同形式的变阻尼装置进行有效计算。

(3) 多阶梯被动变阻尼装置能够实现宽域阻尼力输出，并在不同速度区间有着不同的变阻尼规律，可以对结构进行多目标控制。相对于单阶梯被动变阻尼装置，多阶梯被动变阻尼装置采用了多组控制阀，结构相对复杂。因此，在保证宽域阻尼力输出和多阶梯变阻尼规律的基础上，对多阶梯被动变阻尼装置进行简化设计，既可以保证阻尼器的适用性也可以保证其可靠性。

(4) 多阶梯被动变阻尼装置在较大外部激励时可以对位移有良好的控制效果，这是其他被动控制阻尼器所达不到的。传统隔震结构随可以对结构加速度进行有效的控制，但在罕遇地震下隔震支座会发生屈服，产生较大的不可恢复的位移。因此，利用多阶梯被动变阻尼装置对结构隔震层在罕遇地震下的位移进行控制是非常可行的。



## 参考文献

- [1] Towhata I. Geotechnical earthquake engineering[M]. Springer Science & Business Media, 2008.
- [2] Coburn A W, Spence R J S. Earthquake protection[M]. Chichester: Wiley, 2002.
- [3] Wu L, Wang B, Geng S. Growing typhoon influence on East Asia[J]. Geophysical Research Letters, 2005, 32(18).
- [4] 张培震, 邓起东, 张竹琪, et al. 中国大陆的活动断裂、地震灾害及其动力过程[J]. 中国科学: 地球科学, 2013(10):1607-1620.
- [5] 程正泉, 陈联寿, 徐祥德, et al. 近 10 年中国台风暴雨研究进展[J]. 气象, 2005, 31(12):3-9.
- [6] 梁必骐, 梁经萍, 温之平. 中国台风灾害及其影响的研究[J]. 自然灾害学报, 1995(1).
- [7] 黄尚廉. 智能结构系统——减灾防灾的研究前沿[J]. 土木工程学报, 2000, 33(4):1-5.
- [8] Yao J T P. Concept of Structural Control[J]. Journal of the Structural Division, 1972, 98(7):1567-1574.
- [9] 李宏男. 结构振动与控制. 北京: 中国建筑工业出版社, 2005.
- [10] 周福霖. 工程结构减振控制. 北京: 地震出版社, 1997.
- [11] 吴波, 李惠. 建筑结构被动控制的理论与应用. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学出版社, 1997.
- [12] Passive and active structural vibration control in civil engineering[M]. Springer, 2014.
- [13] Alkhatib R, Golnaraghi M F. Active structural vibration control: a review[J]. Shock and Vibration Digest, 2003, 35(5): 367.
- [14] 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.
- [15] Spencer Jr B F, Nagarajaiah S. State of the art of structural control[J]. Journal of structural engineering, 2003, 129(7): 845-856.
- [16] Chang J C H, Soong T T. Structural control using active tuned mass dampers[J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1980, 106(6): 1091-1098.
- [17] 欧进萍. 结构振动控制-主动、半主动和智能控制. 北京: 科学出版社, 2003.
- [18] 阎维明,周福霖,谭平. 土木工程结构振动控制的研究进展[J]. 世界地震工程,1997,(02):8-20.
- [19] 张志强. 建筑结构黏滞阻尼减震设计[M]. 中国建筑工业出版社, 2012.
- [20] 欧进萍, 丁建华. 油缸间隙式粘滞阻尼器理论与性能试验[J]. 地震工程与工程振动, 1999,

19(4):82-89.

[21] 丁建华, 欧进萍. 油缸孔隙式粘滞阻尼器理论与性能试验[J]. 世界地震工程, 2001, 17(1):30-35.

[22] 周云, 张敏, 吕继楠, 等. 新型黏滞阻尼器的力学性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2013(1):8-15.

[23] 丁洁民, 王世玉, 吴宏磊. 黏滞阻尼器在超高层结构设计中的应用[J]. 建筑钢结构进展, 2016, 18(4):46-52.

[24] 韩建平, 靳旭. 具位移放大机制的流体黏滞阻尼器性能及减震效果分析[J]. 地震工程与工程振动, 2016, 01(2):85-92.

[25] 张芮, 翁大根, 黄斐骏, 等. 高层建筑设置黏滞阻尼器减振探讨[J]. 地震工程与工程振动, 2014(s1):841-848.

[26] Pall A. Performance-based design using pall friction dampers-an economical design solution[C]//13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, BC, Canada. 2004, 70: 576-571.

[27] Pall A. The making of mega Pall friction dampers for Torre Cuarzo office tower in Mexico City[C]//Proceedings of the 16th World Conference on Earthquake Engineering. 2017.

[28] 韩建强, 张会峰, 乔杨. 滑动长孔高强螺栓摩擦阻尼器滞回性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(S2):322-327.

[29] 隋伟宁, 周魁, 董锐. 新型转动型摩擦阻尼器设计及应用[J]. 建筑结构, 2018, 48(S2):404-408.

[30] 吴斌, 张纪刚, 欧进萍. Pall型摩擦阻尼器的试验研究与数值分析[J]. 建筑结构学报, 2003, 24(2).

[31] 钱辉, 李宏男, 任文杰, et al. 形状记忆合金复合摩擦阻尼器设计及试验研究[J]. 建筑结构学报, 2011(9):58-64.

[32] Kaynia A M, Biggs J M, Veneziano D. Seismic effectiveness of tuned mass dampers[J]. Journal of the Structural Division, 1981, 107(8): 1465-1484.

[33] Hrovat D, Barak P, Rabins M. Semi-active versus passive or active tuned mass dampers for structural control[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1983, 109(3): 691-705.

[34] Kwok K C S, Samali B. Performance of tuned mass dampers under wind loads[J]. Engineering Structures, 1995, 17(9): 655-667.

- [35] Kelly J M. Base isolation: origins and development[J]. EERC News, 1991, 12(1): 1-3.
- [36] 唐家祥, 刘在华. 建筑结构基础隔震. 武汉: 华中理工大学出版社, 1993.
- [37] 朱宏平,唐家祥. 叠层橡胶隔震支座的振动传递特性[J]. 工程力学,1995,(04):109-114.
- [38] 刘文光,周福霖,庄学真,冯德民,三山刚史,加藤泰正. 铅芯夹层橡胶隔震垫基本力学性能研究[J]. 地震工程与工程振动,1999,(01):93-99.
- [39] 付伟庆, 于德湖, 刘文光, et al. 高层隔震模型结构双向地震反应的数值计算与试验[J]. 振动与冲击, 2010, 29(5).
- [40] 付伟庆, 王焕定, 丁琳, et al. 规则型高层隔震结构实用设计方法研究[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2007, 39(10):1541-1545.
- [41] 付伟庆, 王焕定, 刘文光, et al.. LRB 隔震结构模型振动台试验研究(1)[J]. 哈尔滨工业大学学报,2007(02):201-205.
- [42] 付伟庆, 王焕定, 刘文光, et al. LRB 隔震结构模型振动台试验研究(2)[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2007(4).
- [43] Ai Q. State-of-the-art of story isolation system [J][J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2004, 6.
- [44] Ryan K L, Earl C L. Analysis and design of inter-story isolation systems with nonlinear devices[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2010, 14(7): 1044-1062.
- [45] Kelly J M, Eidinger J M, Derham C J. A practical soft story earthquake isolation system[R]. Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California, 1977.
- [46] 宋晓, 谭平, 周福霖, et al. 层间隔震结构参数分析与减震性能研究[J]. 地震工程与工程振动, 2018, 38(05):43-51.
- [47] Li Y , Li J , Li W , et al. A state-of-the-art review on magnetorheological elastomer devices[J]. Smart Materials and Structures, 2014, 23(12):123001.
- [48] Behrooz M, Wang X, Gordaninejad F. Modeling of a new semi-active/pассиве magnetorheological elastomer isolator[J]. Smart Materials and Structures, 2014, 23(4): 045013.
- [49] 魏克湘, 孟光, 夏平, et al. 磁流变弹性体隔振器的设计与振动特性分析[J]. 机械工程学报, 2011, 47(11):69-74.
- [50] Zhang G, Wang H, Qing O, et al. Numerical analysis of multiphysical field for independent three-stage magnetorheological damper of double rod during recoil process of artillery[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, 2019:

0954406219838583.

- [51] Fu W, Zhang C, Sun L, et al. Experimental investigation of a base isolation system incorporating MR dampers with the high-order single step control algorithm[J]. Applied Sciences, 2017, 7(4): 344.
- [52] Fu W, Zhang C, Li M, et al. Experimental Investigation on Semi-Active Control of Base Isolation System Using Magnetorheological Dampers for Concrete Frame Structure[J]. Applied Sciences, 2019, 9(18): 3866.
- [53] 付伟庆, 段存坤, 李茂, et al. 被动式变阻尼隔震结构减震效果分析[J]. 中国科技论文, 2019, 14(02):175-180.
- [54] 付伟庆, 李茂, 张春巍, et al. 基于被动变阻尼装置高层结构风振控制效果对比分析[J]. 地震工程与工程振动, 2019, 39(05):95-103.
- [55] 赵祥, 宋治辰, 周铁钢, et al. 采用变阻尼式 TMD 的钢框架结构振动台试验[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2019, 47(06):115-120.
- [56] 赵祥, 刘忠华, 王社良, et al. 变阻尼式 TMD 对小雁塔减震控制研究[J]. 振动与冲击, 2018, 37(08):93-98+131.
- [57] 汪志昊, 陈政清. 永磁式电涡流调谐质量阻尼器的研制与性能试验[J]. 振动工程学报, 2013, 26(03):374-379.
- [58] 陈政清, 黄智文. 一种板式电涡流阻尼器的有限元模拟及试验分析[J]. 合肥工业大学学报(自然科学版), 2016, 39(04):499-502.
- [59] 陈政清, 黄智文, 田静莹. 电涡流调谐质量阻尼器在钢-混凝土组合楼盖振动控制中的应用研究[J]. 建筑结构学报, 2015, 36(S1):94-99.
- [60] 欧进萍, 隋莉莉. 结构振动控制的半主动磁流变质量驱动器(MR-AMD)[J]. 地震工程与工程振动, 2002(02):108-114.
- [61] 孙洪鑫, 王修勇, 陈政清. 磁流变式调谐液柱阻尼器的两级双态半主动控制[J]. 振动与冲击, 2012, 31(09):160-165.
- [62] 宋璨, 王修勇, 陈政清. 磁流变式调谐液柱阻尼器的离复位控制[J]. 振动工程学报, 2010, 23(01):26-30.
- [63] 孙洪鑫, 王修勇, 陈政清, et al. 磁流变式调谐液柱阻尼器对桥梁风致扭转振动的控制效果[J]. 中国公路学报, 2010, 23(01):58-65.
- [64] 孙洪鑫, 陈政清, 王修勇. 磁流变式调谐液柱阻尼器对结构风致抖振控制研究[J]. 振动工程学报, 2008(03):255-260.

- [65] 王修勇, 孙洪鑫, 陈政清. 磁流变式调谐液柱阻尼器对地震作用的控制研究[J]. 振动与冲击, 2008(05):19-23+170-171.
- [66] 毕凤荣, 曹荣康, Xu Wang, et al. 基于 MRE 的变刚度变阻尼减振器设计研究[J]. 振动与冲击, 2019, 38(03):192-198.
- [67] 李英, 闫维明, 纪金豹. 变间隙粘滞阻尼器的性能分析[J]. 震灾防御技术, 2006(02):153-162.
- [68] 梁沙河, 李爱群, 彭枫北. 幂率流体变阻尼黏滞阻尼器的动力性能试验研究[J]. 工业建筑, 2010, 40(05):39-42.
- [69] 梁沙河, 李爱群, 张志强. 多自由度体系下变阻尼黏滞阻尼减震结构的计算分析方法[J]. 工业建筑, 2010, 40(05):43-46.
- [70] 梁沙河, 李爱群, 彭枫北. 变阻尼粘滞阻尼器的减震原理和力学模型分析[J]. 特种结构, 2009, 26(03):49-53.
- [71] 黄镇, 李爱群. 新型黏滞阻尼器原理与试验研究[J]. 土木工程学报, 2009, 42(06):61-65.
- [72] 黄镇, 李爱群, 陆飞. 调节阀式粘滞阻尼器原理与性能试验[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2007(03):517-520.
- [73] Pinkaew T , Fujino Y . Effectiveness of semi-active tuned mass dampers under harmonic excitation[J]. Engineering Structures, 2001, 23(7):850-856.
- [74] Sun C , Nagarajaiah S . Study on semi-active tuned mass damper with variable damping and stiffness under seismic excitations[J]. Structural Control & Health Monitoring, 2014, 21(6):890-906.
- [75] Li Y , Li J , Li W , et al. Development and characterization of a magnetorheological elastomer based adaptive seismic isolator[J]. Smart Materials and Structures, 2013, 22(3):035005.
- [76] Li Y , Li J , Tian T , et al. A highly adjustable magnetorheological elastomer base isolator for applications of real-time adaptive control[J]. Smart Materials and Structures, 2013, 22(9):095020.
- [77] Yang J , Du H , Li W , et al. Experimental study and modeling of a novel magnetorheological elastomer isolator[J]. Smart Materials and Structures, 2013, 22(1):117001.
- [78] Kurino H, Tagami J, Shimizu K, et al. Switching oil damper with built-in controller for structural control[J]. Journal of Structural Engineering, 2003, 129(7): 895-904.
- [79] Wongprasert N, Symans M D. Experimental evaluation of adaptive elastomeric base-isolated structures using variable-orifice fluid dampers[J]. Journal of Structural Engineering, 2005, 131(6): 867-877.

- [80] Sapiński B, Rosół M, Węgrzynowski M. Investigation of an energy harvesting MR damper in a vibration control system[J]. Smart Materials and Structures, 2016, 25(12): 125017.
- [81] 项海帆. 结构风工程研究的现状和展望[J]. 振动工程学报, 1997(3).
- [82] Hand M M, Simms D A, Fingersh L J, et al. Unsteady aerodynamics experiment phase VI: wind tunnel test configurations and available data campaigns[R]. National Renewable Energy Lab., Golden, CO.(US), 2001.
- [83] Chen F, Li Q S, Wu J R, et al. Wind effects on a long-span beam string roof structure: Wind tunnel test, field measurement and numerical analysis[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2011, 67(10): 1591-1604.
- [84] Zhou X, Qiang S, Peng Y, et al. Wind tunnel test on responses of a lightweight roof structure under joint action of wind and snow loads[J]. Cold Regions Science and Technology, 2016, 132: 19-32.
- [85] 楼文娟, 孙炳楠, 唐锦春. 高耸格构式结构风振数值分析及风洞试验[J]. 振动工程学报, 1996(3):318-322.
- [86] Deodatis G. Simulation of ergodic multivariate stochastic processes[J]. Journal of engineering mechanics, 1996, 122(8): 778-787.
- [87] Aas-Jakobsen K, Strømmen E. Time domain buffeting response calculations of slender structures[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2001, 89(5): 341-364.
- [88] Shinozuka M. Simulation of multivariate and multidimensional random processes[J]. The Journal of the Acoustical Society of America, 1971, 49(1B): 357-368.
- [89] Deodatis G, Shinozuka M. Auto-regressive model for nonstationary stochastic processes[J]. Journal of engineering mechanics, 1988, 114(11): 1995-2012.
- [90] Iannuzzi A, Spinelli P. Artificial wind generation and structural response[J]. Journal of structural engineering, 1987, 113(12): 2382-2398.
- [91] 欧进萍, 王永富. 设置 TMD,TLD 控制系统的高层建筑风振分析与设计方法[J]. 地震工程与工程振动, 1994(2):61-75.
- [92] 徐怀兵, 欧进萍. 设置混合调谐质量阻尼器的高层建筑风振控制实用设计方法[J]. 建筑结构学报, 2017(6).
- [93] 瞿伟廉, 毛增达. 设置粘弹性阻尼器钢结构高层建筑抗震抗风设计的实用方法[J]. 建筑结构学报, 1998(3).

- [94] 陈鑫, 李爱群, 王洪, et al. 自立式高耸钢结构黏滞阻尼减振技术及其设计方法[J]. 建筑结构学报, 2016, 37(6):78-84.
- [95] 陈鑫, 李爱群, 王泳, et al. 高耸钢烟囱环形 TLD 减振试验与数值模拟[J]. 建筑结构学报, 2015, 36(1):37-43.
- [96] 陈斯聪, 周云, 商城豪. 基于黏滞阻尼器耗散功率的超高层结构风振设计方法[J]. 建筑结构, 2017, 47(08):69-75.
- [97] 周云, 胡登云, 张超, et al. 变性能黏滞阻尼器隔震结构体系抗风与隔震分析[J]. 建筑结构, 2017, 47(08):76-81.
- [98] 周云, 陈小兵, 汪大洋. 基于能量的结构风振控制设计方法研究[J]. 振动与冲击, 2012, 31(08):24-28.
- [99] 周云, 汪大洋, 李庆祥. 基于性能的某高层结构风振控制研究[J]. 振动与冲击, 2011, 30(11):203-208.
- [100] 汪大洋, 周云, 王绍合. 耗能减振层对某超高层结构的减振控制研究[J]. 振动与冲击, 2011, 30(02):85-92.
- [101] 周云, 汪大洋, 陈小兵. 基于性能的结构抗风设计理论框架[J]. 防灾减灾工程学报, 2009, 29(03):244-251.
- [102] 周云, 吴志远, 邓雪松. 高层建筑磁流变阻尼器风振半主动控制系统的优化[J]. 振动与冲击, 2003(01):3-7+106.
- [103] 周云, 邓雪松, 吴志远. 磁流变阻尼器对高层建筑风振舒适度的半主动控制分析[J]. 地震工程与工程振动, 2002(06):135-141.
- [104] 陈永祁, 曹铁柱, 马良喆. 液体黏滞阻尼器在超高层结构上的抗震抗风效果和经济分析[J]. 土木工程学报, 2012, 45(3): 58-66.
- [105] Gu M , Peng F . An experimental study of active control of wind-induced vibration of super-tall buildings[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2002, 90(12-15):1919-1931.
- [106] Wakahara T , Ohyama T , Fujii K . Suppression of Wind-Induced Vibration of a Tall Building using Tuned Liquid Damper[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1992, 43(1-3):1895-1906.
- [107] Lu Z , Wang D , Zhou Y . Experimental parametric study on wind-induced vibration control of particle tuned mass damper on a benchmark high - rise building[J]. The Structural Design of Tall and Special Buildings, 2017, 26(8).

- [108] Kim H, Adeli H. Wind-induced motion control of 76-story benchmark building using the hybrid damper-TLCD system[J]. Journal of structural engineering, 2005, 131(12): 1794-1802.
- [109] Zhang C. Control force characteristics of different control strategies for the wind-excited 76-story benchmark building structure[J]. Advances in Structural Engineering, 2014, 17(4): 543-559.
- [110] Spencer, B. F . Benchmark Structural Control Problems for Seismic- and Wind-Excited Structures[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2004, 130(4):363-365.
- [111] Yang J N, Agrawal A K, Samali B, et al. Benchmark problem for response control of wind-excited tall buildings[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2004, 130(4): 437-446.
- [112] Samali B, Kwok k, Wood G, et al. Wind tunnel tests for wind excited benchmark problem[J]. Technical Note, 1999.
- [113] 中国中华人民共和国建设部. 建筑结构荷载规范(GB50009-2012)[M]. 2002.
- [114] 谢礼立,张晓志,周雍年. 论工程抗震设防标准[J]. 地震工程与工程振动,1996(01):1-18.
- [115] 谢礼立. 抗震性态设计和基于性态的抗震设防[J]. 工程建设标准化, 2004(5):9-15.
- [116] 中国建筑科学研究院. 高层建筑混凝土结构技术规程(JGJ 3—2010)[M]. 2010.

## 攻读硕士学位期间发表的学术论文及科研工作

### 发表学术论文

- [1] 付伟庆, 李茂, 张春巍, 李立刚. 基于被动变阻尼装置高层结构风振控制效果对比分析[J]. 地震工程与工程振动, 2019, 39(05):95-103.
- [2] 付伟庆, 李茂, 张春巍. 被动变阻尼耗能装置的设计与性能试验研究[J]. 振动工程学报. (录用待发表)
- [3] 付伟庆, 李茂, 李通, 张春巍. 多阶梯被动变阻尼装置设计、试验及结构风振控制分析[J]. 工程力学. (终审中)
- [4] 付伟庆, 段存坤, 李茂, 张春巍. 被动式变阻尼隔震结构减震效果分析[J]. 中国科技论文, 2019, 14(02):175-180.
- [5] Fu W, Zhang C, Li M, et al. Experimental Investigation on Semi-Active Control of Base Isolation System Using Magnetorheological Dampers for Concrete Frame Structure[J]. Applied Sciences, 2019, 9(18): 3866. (SCI 检索, IF:2.217)

### 参与科研项目

- [1] 山东省自然科学基金. 被动式变阻尼装置研制与新型组合隔震体系研究, ZR2019MEE020, 2019.
- [2] 山东省高等院校蓝色经济区工建与安全协同创新中心项目.

### 获得专利与软件著作权

- [1] 李茂, 付伟庆, 张春巍. 一种 SMA 自复位隔震支座[P]. 中国: ZL2018217637504, 2019. (实用新型专利)
- [2] 李茂, 付伟庆, 张春巍. 一种建筑结构模型缩尺隔震体系[P]. 中国: ZL2018217638973, 2019. (实用新型专利)
- [3] 付伟庆, 李茂, 张春巍. 一种带有磁铁限位的滑移摩擦支座[P]. 中国: ZL2018217637720, 2019. (实用新型专利)
- [4] 付伟庆, 李茂, 段存坤, 张春巍. 一种内置永磁体增强型变刚度粘滞阻尼器装置[P]. 中国: ZL2018217638691, 2019. (实用新型专利)
- [5] 付伟庆, 李茂, 李立刚, 张春巍, 段存坤. 内置增强型变阻尼粘滞阻尼器装置[P].

中国: ZL2018102724311, 2019. (发明专利二审中)

[6] 付伟庆, 李立刚, 李茂, 张春巍, 段存坤. 外置可调式变阻尼粘滞阻尼器装置[P].

中国: ZL2018102732604, 2019. (发明专利二审中)

[7] 付伟庆, 李通, 李茂, 李立刚. 速度相关型连续变阻尼耗能装置[P]. 中国: ZL201910354031X. (发明专利实审中)

[8] 李茂, 付伟庆, 史明珠. 基于 AR 模型的脉动风荷载模拟软件 V1.0, 中国, 2019SR0478089, 2019. (软件著作权)

[9] 李茂, 付伟庆, 史明珠. 高层结构减振分析软件 V1.0, 中国, 2019SR0308911, 2019. (软件著作权)

[10] 付伟庆, 李茂, 李通. 基于被动变阻尼装置的高层结构风振控制分析软件 V1.0, 中国, 2019SR0547352, 2019. (软件著作权)

[11] 付伟庆, 李茂, 史明珠. 被动式变阻尼装置隔震体系地震响应分析软件 V1.0, 中国, 2019SR0478158, 2019. (软件著作权)

[12] 付伟庆, 李茂, 李通. 结构地震响应分析软件 V1.0, 中国, 2019SR0478214,, 2019. (软件著作权)

[13] 付伟庆, 李茂, 史明珠. 基于被动变阻尼装置的结构地震响应分析软件 V1.0, 中国, 2019SR0478112, 2019. (软件著作权)

[14] 付伟庆, 李茂, 李通. 磁流变智能隔震结构地震响应分析软件 V1.0, 中国, 2019SR0486898,, 2019. (软件著作权)

## 参加访学会议

### 国际访学参会

[1] Visiting student, University of Technology Sydney, Australia 2019.08-2019.11 (Cooperation supervisor: Prof. Jianchun Li, Dr. Yancheng, Li).

[2] 2019 Asia-Pacific-Euro Summer School on Smart Structures Technology (APESS2019). Rome Italy, 2019.08.13~2019.09.03.

[3] First Prize. 2018 Asia-Pacific-Euro Summer School on Smart Structures Technology (APESS2018). Qingdao/Harbin China, 2018.08.14~2018.09.04.

[4] 2019 International Workshop on Smart Structures Technology, Rome Italy, 2019.08.

[5] 7th World Conference on Structural Control and Monitoring, Qingdao China, 2018.08.

- [6] “Seismic Cup” - International Competition for Seismic Engineering Models, Taiwan China, 2018.10.

参加国内会议

- [1] 2017 年全国砌体结构领域基本理论与工程应用学术会议, 青岛, 2017.11
- [2] 第七届全国结构振动控制与健康监测学术会议, 武汉, 2017.11.
- [3] 2017 年广东省研究生学术论坛, 广州, 2017.12.
- [4] 第一届全国动力多灾害学术论坛, 广州, 2018.12.
- [5] 2019 全国工程结构风致振动、监测与控制学术会议, 汕头, 2019.03.
- [6] 第八届全国结构振动控制与健康监测学术会议, 合肥, 2019.11.



## 致 谢

能够顺利的完成这篇论文，首先要感谢的就是我的导师付伟庆老师。时间如白驹过隙，回忆入学时老师与我的第一次交谈，还仍像发生在昨天一样。从那次的对话开始，我就坚定了跟随付老师开始我的科研生活的想法，随着在学习中老师循循善诱的指导，更是让我立下了对科学研究浓厚的兴趣和坚定的决心。

科研总会遭遇挫折，每当试验出现问题，每当模拟进行不下去，我总是会第一时间与老师进行沟通，因为老师总会安慰我、鼓励我，以自己的经验告诉我：问题一直会存在，只要坚持下去，没有解决不了的问题。此时，虽然老师与我有 17 小时的时差，但凡我在论文书写上有任何问题，老师都会不顾时间的为我解答，帮助我解决一个又一个问题，师情无以为报，感激之情溢于言表。

同样要感谢的是张春巍老师，感谢张老师带领的山东省泰山学者优势特色学科人才团队为我们提供了一个国际化、高层次的平台。张老师对问题有着自己独到的见解，经常在组会中对我们的论文提出很有新意的评论或观点，不断提高着我们科研的层次。除此之外，我要感谢张老师在硕士期间为我十几次的国内外会议和为期三个月的悉尼科技大学访学交流提供资助，正是因为这些经历扩宽了我的视野，让我发现了这个世界仍有很多东西值得我去继续探索。

感谢悉尼科技大学的李延成、李建春老师，感谢你们对我的指导和访学期间提供的帮助。年轻有为、平易近人、亲切赤诚这是我对两位老师的第一印象，诲人不倦是我受到两位老师指导后的感慨。片言之赐，皆我师也，感谢两位老师的指导。

感谢青岛乾坤兴智能科技有限公司的李立刚工程师为被动变阻尼装置设计提供的帮助。感谢团队里所有老师在科研上的指导。感谢王向英老师、张继刚老师、臧晓光老师、王玉田老师和结构实验室刘师傅，感谢你们对试验提供的帮助。

感谢柳佳老师在平日事务上的帮助。感谢师兄段存坤，在科研上给予的莫大帮助。感谢师兄唐文奇平日的关怀。感谢同门邵会辰、赵鹏，师弟李通、徐洋，师妹史明珠在试验和学习中的帮助。感谢王昊、王君昌、王悦在平日科研的帮助，感谢团队里孔令懋、安东、闫海鹏、刘瑞琪、谢树帅、李文给予的鼓励。

感谢家人和女朋友给予的鼓励和关怀，你们的存在让我的努力变得有意义。

感谢你们，感谢你们让我看到了我的未来！