



同濟大學  
TONGJI UNIVERSITY

## 硕士学位论文

(专业学位)

# 拉索式惯容系统振动台试验研究

资助项目：国家自然科学基金  
(编号：51778490)  
政府间国际科技创新合作重点专项  
(编号：2016YFE0127600)

姓 名： 陈依珂

学 号： 1630460

所在院系： 土木工程学院

学科门类： 工 程

学科专业： 建筑与土木工程

指导教师： 谢丽宇 讲师

二〇一九年六月





同濟大學  
TONGJI UNIVERSITY

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

**Shaking Table Test on a Novel Cable-bracing Inerter  
System for Seismic Mitigation**

Project Supported by National Science Foundation of China  
(No: 51778490) and the Key Program of Intergovernmental  
International Scientific and Technological Innovation  
Cooperation (No. 2016YFE0127600)

Candidate: Chen Yike

Student Number: 1630460

School/Department: School of Civil Engineering

Discipline: Engineering

Major: Architectural and Civil Engineering

Supervisor: Xie Liyu

June, 2019



拉索式惯容系统振动台试验研究

陈依珂

同济大学



# 学位论文版权使用授权书

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

学位论文作者签名：

年 月 日



## 同济大学学位论文原创性声明

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



## 摘要

传统的粘滞阻尼器等具有易漏油、不易安装养护、更换较难等缺点，传统的丝杠惯容器具有加工复杂、加工精度高等缺点，本文提出了一种能够应用于土木工程领域的拉索式惯容系统（Cable-Bracing Inerter System, CBIS），其具有非接触、安装方便、耗能效果佳、阻尼易于调节、耐久性好、易于加工等优点，在结构消能减震及振动控制领域中具有巨大潜力和应用价值。

本文主要从拉索式惯容系统的力学模型和运动方程、振动台试验、数值模拟三个方面对这种阻尼器的工作原理和减震性能进行了研究。论文的主要研究内容和取得的成果如下：

（1）阐述了电涡流阻尼器和惯容器的研究现状和背景，提出了一种新型的拉索式惯容系统，其具有非接触阻尼机制和良好性能。通过改变永磁体与导体之间的间隙，可以很容易地调节阻尼比。同时，该系统可以通过惯容单元，将较小的实际质量放大为较大的表观质量，并且加工难度低。

（2）建立了带拉索式惯容系统的单自由度力学模型，提出了带拉索式惯容系统结构的动力学方程和运动方程。同时，分析了分析关键参数（惯容质量比  $\mu$ 、惯容刚度比  $\kappa$ 、电涡流阻尼比  $\xi$ ）对结构响应的影响。并分别对考虑拉索刚度和不考虑拉索刚度的力学模型，进行了在地震激励下带 CBIS 单自由度结构的数值模拟，可以发现地震作用下 CBIS 对 SDOF 结构的减振效果较好。惯容器的出现，可以有效降低结构基频。

（3）针对拉索式惯容系统实物模型，设计了试验装置和试验方案，进行了单自由度框架振动台试验。振动台试验研究表明：在简谐波激励下，拉索式惯容系统基本线性工作；拉索式惯容系统阻尼器可以有效控制结构在地震作用下的响应；拉索式惯容系统的控制效果与惯容质量比和电涡流阻尼比均有关，当惯容质量比增加或者电涡流阻尼比增加时，顶层加速度幅值减震率显著增加。

（4）本文将惯容器摩擦力作为一种大小恒定、方向与导体盘速度相反的静摩擦力或动摩擦力考虑进力学模型，对线性拉索式惯容系统的力学模型进行了修正，建立了非线性运动方程。同时，选取振动台试验中的典型工况，进行了数值模拟，将数值模拟结果与试验结果进行对比，证明了在考虑摩擦这一非线性因素影响的非线性力学模型下，数值模拟结果能够更符合实验结果，验证了非线性力学模型的合理性。

**关键词：**被动控制、电涡流阻尼、惯容系统、振动台试验、拉索、数值模拟、摩擦、参数分析、减振



## ABSTRACT

Due to the fact that conventional viscous dampers and other dampers have some shortcomings such as oil spill, hard to install, maintain and change, and the traditional screw inerter has the disadvantages of complex processing and high processing accuracy, a novel vibration mitigation device is proposed in this paper called cable-bracing inerter system (CBIS), which can be applied in civil engineering field. It has the advantages of non-contact, easy installation, good energy dissipation effect, easy adjustment of damping, good durability and easy processing. It has great potential and application value in the field of energy dissipation and vibration control of structures.

In this paper, the working principle and mitigation performance of cable-bracing inerter system are studied from three aspects: mechanical model and motion equation, shaking table test and numerical simulation. The main contents and achievements of this paper are as follows:

(1) The research status and background of eddy current damper and inerter are described. A novel cable-bracing inerter system is proposed. It has non-contact damping mechanism and good performance. By changing the air gap between the permanent magnet and the conductor, the damping ratio can be easily adjusted. At the same time, the system can enlarge the smaller actual mass to the larger apparent mass through the inertia unit, and the processing difficulty is low.

(2) A single-degree-of-freedom mechanical model with CBIS is established, and the dynamic equation and motion equation of the structure with CBIS are presented. At the same time, the influence of the key parameters (like the inerter-mass ratio, stiffness ratio, damping ratio) on the structural response is analyzed. The numerical simulation of SDOF structure with CBIS considering cable stiffness without considering cable stiffness under seismic excitation is carried out respectively. It can be found that CBIS has better vibration mitigation effect on SDOF structure under earthquake action. The emergence of inerter can effectively reduce the inherent frequency of the structure.

(3) For the physical model of cable-bracing inerter system, the test device and testing program were designed, and the SDOF frame shaking table tests was carried out. The shaking table test results show that the cable-bracing inerter system works linearly under simple harmonic excitation. And this damper can effectively control the response of high-rise buildings under earthquake. The control effect of cable-bracing inerter

system is related to the mass ratio of inerter-mass ratio and eddy current damping ratio. When the inerter-mass ratio increases or the eddy current damping ratio increases, the vibration mitigation rate of top acceleration amplitude increases significantly.

(4) In this paper, the friction force of inerter is considered as a static or dynamic friction force with constant value and opposite direction to the speed of conductor. The linear mechanical model of this damper is modified and the non-linear motion equation is established. At the same time, the typical working conditions in shaking table test are selected for numerical simulation. The numerical simulation results are compared with the experimental results. It is proved that under the non-linear mechanical model considering the influence of friction, the numerical simulation results can match the experimental results better and verify the rationality of the non-linear mechanical model.

**Key Word:** passive control, eddy current damping, inerter system, shaking table test, cable, numerical simulation, friction, parameter analysis, vibration mitigation

## 目录

摘要 .....	I
ABSTRACT.....	III
第 1 章 绪论.....	1
1.1 选题背景.....	1
1.2 基于电涡流阻尼器在结构上应用的国内外研究综述.....	2
1.2.1 电涡流阻尼器的背景.....	2
1.2.2 电涡流阻尼器的应用形式.....	2
1.2.3 电涡流阻尼器的研究手段.....	3
1.2.4 电涡流阻尼器在结构上的应用.....	4
1.3 基于惯容器在结构上应用的国内外研究综述.....	4
1.4 本文研究意义、方案和内容.....	6
1.4.1 本文的研究目的及意义.....	6
1.4.2 本文的技术路线.....	6
1.4.3 本文的主要研究内容.....	7
第 2 章 拉索式惯容系统的理论研究.....	9
2.1 拉索式惯容系统的提出.....	9
2.2 带拉索式惯容系统结构的动力学方程的建立.....	11
2.2.1 拉索式惯容系统 (CBIS) 结构.....	11
2.2.1.1 CBIS 的惯容单元.....	12
2.2.1.2 CBIS 的电涡流阻尼单元.....	12
2.2.1.3 CBIS 的力学模型.....	13
2.2.2 带拉索式惯容系统结构的运动控制方程.....	13
2.2.3 带拉索式惯容系统结构的参数分析.....	14
2.2.3.1 传递函数峰值.....	16
2.2.3.2 参数分析结果.....	16
2.3 带拉索式惯容系统结构的数值模拟.....	19
2.3.1 Simulink 简介.....	19
2.3.2 基于工程参数的数值模拟.....	20
2.3.3 基于试验参数的数值模拟.....	23
2.4 本章小结.....	29
第 3 章 拉索式惯容系统阻尼器振动台试验研究.....	31
3.1 试验设计.....	31
3.1.1 拉索式惯容系统阻尼器试验模型.....	31
3.1.2 振动台试验的方案设计.....	34

3.1.3 振动台试验的传感器布置.....	36
3.2 地震动激励下无控结构的响应分析.....	36
3.2.1 目的及试验工况.....	36
3.2.2 无控结构的响应分析.....	40
3.2.3 无控结构的传递函数.....	43
3.2.4 无控结构的动力特性.....	44
3.3 简谐激励作用下有控结构的响应分析.....	45
3.3.1 目的及工况.....	45
3.3.2 简谐激励下结构响应分析.....	46
3.4 地震动激励下有控结构的响应分析.....	49
3.4.1 目的及工况.....	49
3.4.2 地震动激励下有控结构响应分析.....	51
3.4.3 地震动激励下有控结构的传递函数.....	60
3.4.4 地震动激励下有控结构的动力特性.....	62
3.5 本章小结.....	64
第 4 章 拉索式惯容系统阻尼器力学模型验证.....	67
4.1 基于线性力学模型的数值模拟.....	67
4.2 非线性数值模拟模型的建立.....	68
4.3 数值模拟的参数选择.....	71
4.4 各工况数值模拟结果.....	71
4.4.1 基于数值模拟结果的各工况时域分析.....	71
4.4.2 基于数值模拟结果的各工况频谱分析.....	75
4.4.3 基于数值模拟结果的各工况传递函数.....	77
4.4.4 基于数值模拟结果的各工况阻尼比.....	78
4.5 本章小结.....	78
第 5 章 结论与展望.....	79
5.1 结论.....	79
5.2 展望.....	80
致谢.....	83
参考文献.....	85
个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果.....	89

# 第 1 章 绪论

## 1.1 选题背景

地震是最具危害性的自然灾害之一，给人类造成了巨大的人员伤亡和经济损失。我国地震区域广阔而分散，地震频繁而强烈。1556 年陕西关中地震，被害有名可查者即达 83 万余人；1920 年宁夏海原地震，死亡 20 余万，伤者不计其数；1976 年唐山大地震，死亡达 24 万余人；2008 年汶川地震，造成近 7 万人死亡，<sup>[1]</sup>；2011 年 3 月 11 日在日本发生了 9 级东日本大地震，结构倒塌不多，但大多数结构受到一定损伤。提高结构的抗震性能，是一件关乎国计民生的大事，意义重大。

19 世纪 70 年代，姚治平第一次提出了结构控制的概念<sup>[2]</sup>，自此越来越多的国内外土木工程学者关注并重视了结构振动控制的研究与应用，并在结构控制方法、试验和工程应用等方面取得了丰硕的研究成果<sup>[3-7]</sup>。根据有无外部能量源输入，结构振动控制可分为：被动控制、主动控制、半主动控制及混合控制<sup>[8, 9]</sup>。其中，结构主动控制与半主动控制的结构减震效果较好，但是需要外部系统提供能量源输入，所以制约了在实际工程的应用。例如，当发生地震等灾害时，外部系统经常无法保证可靠稳定的能量源。而不需要外部能量源输入的结构被动控制，虽然控制效果略逊色于结构主动控制和半主动控制，但其灾害发生时依然可以正常工作，这一便利性大大增加了这一技术的应用性。结构被动控制一般通过隔振装置、吸振装置或耗能装置等吸收能量，以达到减振目的。

电涡流阻尼器作为新型高效的结构被动振动控制手段，是一种利用电涡流的阻尼效应制成的耗能减振装置。它具有非直接接触、易于安装和调换、阻尼可调节、不漏油等优点<sup>[10]</sup>。目前，电涡流阻尼器主要作为调谐质量阻尼器的阻尼单元，正逐步应用在土木工程结构的振动被动控制领域。

惯容器作为一种位移放大机制，能够以较小的质量通过惯容器的放大效应获得极大的表观质量，比传统 TMD 有轻量化、减小附加质量所引起额外荷载、便于设备安装使用的优点，对结构有良好的调谐作用，并且对搭配的阻尼单元有提高耗能效率的功能<sup>[11]</sup>，是一种非常有前景的新型减震装置。

2017 年余必龙提出了拉索式惯容系统，并进行了理论分析和自由振动试验研究。相比传统的板式或摆式电涡流阻尼器，这种阻尼器具有更强的耗能能力；阻尼器与结构之间通过高强拉索连接，相比传统丝杠惯容器，具有安装、拆卸更

换容易的优点。为了进一步评估该阻尼器的动力减震性能,本文提出并验证了该阻尼器的力学模型,并进行带拉索式惯容系统单层框架的数值模拟和振动台试验,从而为拉索式惯容系统的工程应用提出具有指导意义的应用方案。

## 1.2 基于电涡流阻尼器在结构上应用的国内外研究综述

### 1.2.1 电涡流阻尼器的背景

2011年3月11日发生东日本大地震后,日本隔震协会在对阻尼器的调查中发现,速度型和非速度型阻尼器均有出现损伤现象的案例,一些隔震结构的隔振垫和消能减震结构的消能器发生了严重的损伤和破坏<sup>[12]</sup>,薛松涛等首次报道了<sup>[13]</sup>日本3.11地震对一栋8层钢结构的消能减震装置造成的破坏,安装在一层的8个油阻尼器油液发生泄漏,完全破坏。这些案例表明在极端的情况下阻尼器是具有极限状态的。还有一些阻尼器(如金属阻尼器)进入材料的塑性阶段才能提供附加的耗能能力,在结构中起保险丝的作用。阻尼器的劣化和损坏会影响到整体结构的抗震性能,需要确保在每次地震后阻尼器还具有足够的抗震性能,以确保结构达到设计时的性能目标。

近年来,电涡流阻尼器逐渐被广泛应用于结构振动控制领域。它利用电涡流效应制成,电涡流阻尼器不存在粘滞阻尼器易漏油和不易养护的问题,也不会牺牲自我来提供耗能能力,可以最大程度地避免阻尼器发生性能劣化和损坏的情况。

### 1.2.2 电涡流阻尼器的应用形式

最初,电涡流阻尼器作为调谐质量阻尼器(TMD)的阻尼单元应用于各种领域的结构减震控制。1994年Kienholtz等<sup>[14]</sup>设计了一种电涡流TMD,并将该阻尼器应用于航空航天领域中。1995年Larose等<sup>[15]</sup>研制了一种悬臂梁式电涡流TMD,并将其应用于桥梁气弹模型中。同年,移动线圈型的速度自传感技术被Okada<sup>[16]</sup>等人提出。Boeuler<sup>[17]</sup>和Mizuno<sup>[18]</sup>分别依据电磁吸力原理研发了非接触式自传感作动器及其控制系统。

近年,电涡流阻尼器的形式有了很大的丰富,2001年方重等<sup>[19]</sup>研制了一种单摆式小型电涡流调谐质量阻尼器,并通过振动台缩尺试验证明了其良好的振动控制效果,但该阻尼器采用外置电源提供磁场,类似主动控制需要外部能量源输入,在实际工程应用具有一定的限制性。同年,Wallace等设计了一种永磁式轴向电磁阻尼器,通过改变该阻尼器永磁体的布置位置可实现阻尼力的无级调节<sup>[20, 21]</sup>。2006年,Sodano等设计了一种可控被动阻尼器,通过改变阻尼器中永磁体的布置至最佳位置,使阻尼力最大化<sup>[22]</sup>。2007年,祝长生<sup>[23]</sup>基于电涡流原理提

出了一种新型的转子系统径向电涡流阻尼器,但须良好的设计才能减小转子系统的振动。2010年, Ebrahimi<sup>[24]</sup>采用永久磁铁原理设计了被动式电涡流阻尼器。2011年, Zuo 等提出了一种新型电涡流阻尼器,该阻尼器通过增加永磁体磁极对数,提高了阻尼器的整体阻尼出力,但是同时会导致散热困难且加工精度要求高<sup>[25]</sup>。2012年, You 等<sup>[26]</sup>提出了一种轴向电涡流阻尼器,利用开槽的二级导体板,同时,使用磁导率高的材料填充开槽部位。该阻尼可显著提高阻尼出力密度并有效散热。2013年,汪志昊和陈政清<sup>[27,28]</sup>等提出了板式电涡流阻尼器,如图 1.1 所示。并通过理论分析、有限元计算和试验方法对其阻尼性能进行了。

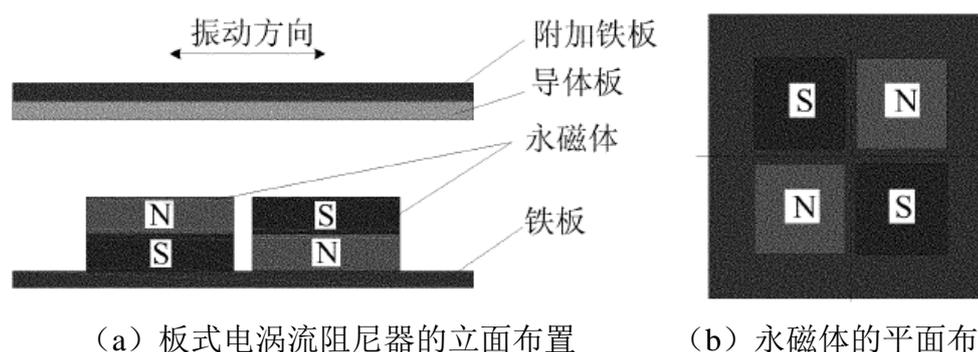


图 1.1 板式电涡流阻尼器的基本构造

### 1.2.3 电涡流阻尼器的研究手段

以楼梦麟<sup>[29]</sup>为例,早期研究都是利用试验方法来测定电涡流 TMD 的阻尼比。2003年,楼梦麟等通过振动台缩尺试验,验证了新型电磁耗能 TMD 的减震耗能效果,试验结果表明利用电磁涡流耗能原理的新型电涡流 TMD 具有良好的结构振动控制效果。

2004年, Sodano 等人<sup>[30]</sup>将电动力学的方法对电涡流阻尼力的产生进行了理论解析,获得了该阻尼器的力学模型。2009年, Bae<sup>[31]</sup>将永磁体引入电涡流阻尼器的设计,建立了系统的动磁场模型,并进行了试验研究和验证。2010年,曹青松等人将基于电动力学理论建立了电涡流阻尼器的解析模型,并结合结构本身运动特性参数,解出了阻尼力矩方程及相应的轴向阻尼力计算公式,利用有限元软件分析了阻尼力与电流强度、空气间隙以及结构运动等参数的关系<sup>[32]</sup>。2011年, Canova 和 Shin 等对永磁式轴向电涡流阻尼器建立分层模型,推导出阻尼力矩的解析表达式<sup>[33-35]</sup>。2012年 Bae 等<sup>[36]</sup>从电磁场理论出发推导了电涡流阻尼力的理论计算公式。2013年,哈尔滨工业大学张赫<sup>[37]</sup>利用磁荷法和镜像法对永磁阵列的三维空间磁场进行解析,推导出电磁阻尼力的解析表达式,并利用有限元对影响电磁阻尼力的尺寸参数进行分析,得到电磁阻尼力及阻尼系数的变化规律。

### 1.2.4 电涡流阻尼器在结构上的应用

通过文献阅读，还可以发现：早期电涡流阻尼力不直接施加到结构上，作为耗能减震装置出现。例如，2005年，Sodano 等<sup>[38]</sup>使用电涡流阻尼系统来进行悬臂梁的振动控制。当悬臂梁在上下方向振动时，永磁体与固定在悬臂梁端部的导体金属片产生了相对运动，从而产生了阻碍悬臂梁振动的电涡流阻尼，有效增加了悬臂梁的模态阻尼比。2006年，Elbuken 等将电涡流阻尼器应用到磁悬浮系统中，利用电涡流阻尼器具有非直接接触的优点，不仅控制了悬浮物的振动，还提高磁悬浮的定位精度<sup>[39, 40]</sup>。2008年，Lin 和 Kim 等将电涡流阻尼器应用于高精度定位平台<sup>[41, 42]</sup>。

2009年，朱坤等<sup>[43]</sup>设计了带电涡流阻尼的耗能减振装置，如图 1.2 所示。2013年，汪志昊和陈政清等<sup>[27, 28]</sup>为了克服传统的调谐质量阻尼器（TMD）阻尼单元存在的易漏油等耐久性问题，研制了一种基于电涡流阻尼耗能的竖向 TMD 装置。其特点在于：电涡流阻尼无需与结构接触，没有任何摩擦；产生磁场的元件为永磁体，无需外界供电；所有构件都由金属材料制成，不存在老化等现象。此外，通过调整永磁体与导体板的距离，很容易实现 TMD 阻尼参数的后期调节，且不会影响 TMD 刚度参数。

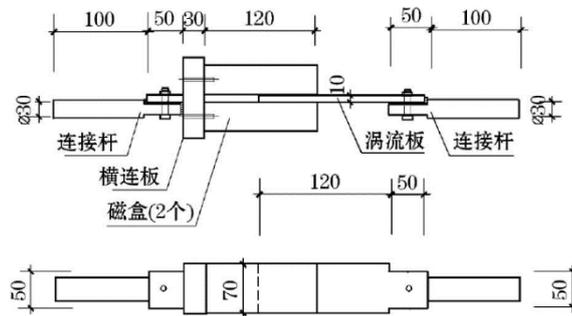


图 1.2 电磁阻尼器的构造设计<sup>[43]</sup>

## 1.3 基于惯容器在结构上应用的国内外研究综述

传统阻尼装置主要由三个经典的单元组成，即质量、弹簧和阻尼器。弹簧和阻尼器是安装在结构中的两节点惯性单元，其输出的弹性力或阻尼力与两端的相对位移或相对速度有关。而质量（如悬浮在 TMD 中的质量）是一个单节点惯性单元，通过该端的惯性力仅与绝对加速度有关。

1999年，Arakaki 等<sup>[44]</sup>开发了一种旋转阻尼器，这种装置使用滚珠丝杠机构来放大黏滞阻尼器的阻尼力，他们发现在这个装置中有明显的表观质量效应，也就是现在所说的惯容系数。而 21 世纪初，Smith<sup>[45]</sup>基于力学系统与电路系统的

“力-电模拟”提出了“惯容”(与电路中的“电容”相对应,英文名为 *Inerter*)的概念。由于惯容仅具备能量转移功能,通常需要与弹簧元件和阻尼元件形成动力吸振系统来使用来进行减震控制,张瑞甫等<sup>[11, 46]</sup>将包含惯容的减震装置定义为惯容系统。典型的惯容系统包括三个基本的组成部分:惯性单元、阻尼单元、弹簧单元<sup>[47]</sup>。

与常规质量相比,惯容的优势在于:调整结构惯性特性时不仅限于单端点连接(如调谐质量阻尼器的悬挂等方式),还可以采用与普通消能器相同的层间安装方式,这样可以更灵活有效地实现改变结构惯性和调谐的目的。同时,从目前已有的惯容装置来看,其惯容系数可以远大于其自身的物理质量<sup>[48]</sup>,即惯容可以在基本不改变结构物理质量的前提下实现惯性特征的调整,而且惯容所增大的惯性并不会增加结构所受的地震作用,这个特点是惯容的另一个显著优势。

惯容可以通过多种不同的机制来实现,比较常见的有齿条-齿轮传动装置<sup>[45]</sup>、滚珠螺杆<sup>[49]</sup>、液压机构、电磁机构等。实际上,在惯容概念正式提出之前,类似的装置就已经在建筑结构减震控制领域中出现,如日本学者 Arakaki 等<sup>[44]</sup>将滚珠丝杆应用于黏滞阻尼器以增大其有效黏滞阻尼力,其利用的就是惯容的位移放大机制。Saito 等<sup>[50]</sup>提出了一种新型惯容阻尼器—调谐粘性质量阻尼器(TVMD),主要由粘滞阻尼系统和旋转惯性质量组成。并通过配置 TVMD 的单层结构体系的振动台试验验证了响应最优控制方法的有效性。2011年, Kida 等<sup>[51]</sup>通过动力制约机制改良了 TVMD,通过在 TVMD 中安装旋转滑动装置从而避免支撑构件、阻尼器自身以及与阻尼器相连的主体结构产生过大的应力。2012年,基于传统 TMD 系统的定点最优调谐准则, Ikago 等<sup>[48]</sup>提出了一种 TVMD 地震控制系统的定点理论优化方法。2013年, Garrido 等<sup>[52]</sup>介绍了转动惯量双调谐质量阻尼器(RIDTMD),它比具有相同调谐质量比的 TMD 更有效地降低振动。2014年, Nakamura 等<sup>[53]</sup>提出了一种具有旋转惯性质量的电磁阻尼器(EIMD),并进行了足尺振动台试验。同年, Lazar 等<sup>[54]</sup>研究了调谐惯容阻尼器(TID)振动控制系统的性能,该系统中, TMD 的质量块被安装在多层建筑相邻楼层间支撑上的惯容器所取代, TID 较传统的 TMD 在质量和振动控制方面有着更显著的效果。2016年,罗浩等<sup>[55]</sup>提出采用惯容器与橡胶支座来进行储罐的隔震控制。2018年,考虑到 SDOF 结构的固有阻尼力,潘超等<sup>[11, 46]</sup>提出了一种基于性能的并联布置惯容系统优化设计方法,以满足性能要求,控制成本最低。

然而,目前目前惯容器的应用存在一些问题。首先,惯容器中的齿轮带有齿隙和摩擦,会带来非线性因素<sup>[56]</sup>。其次,大部分惯容器本身没有耗能元件,所以有必要在装置上增加耗散能量的元件。此外,传统惯容器加工精度复杂,例如,滚珠丝杠只能利用轴向的层间位移,而不能利用地震中可能发生的其他方向的变

形。因此，滚珠丝杠端部需要两个球头，将各方向的变形转化为轴向变形，这大大增加了设备的复杂性和成本。

## 1.4 本文研究意义、方案和内容

### 1.4.1 本文的研究目的及意义

本课题的研究对象拉索式惯容系统。2017 年同济大学余必龙在结合惯容器的位移放大效果和电涡流阻尼不漏油非直接接触等优点的基础上，同时，增加易于更换的拉索支撑，降低了传统惯容器加工的复杂性，提出了一种新型减震装置——拉索式惯容系统，并通过装配该新型阻尼器的单层框架自由振动试验，对影响该阻尼器工作性能的因素进行了探究。试验结果表明这种拉索式惯容系统的电涡流阻尼比会受气隙大小、导体板材质和导体板厚度等因素的影响，具有优良的阻尼特性。

基于前人的研究结果，评估该阻尼器的动力减震性能，进而研究该阻尼器在土木实际工程领域的应用，可为结构减震领域提供一种新型高效阻尼装置。同时，拟提出的拉索式惯容系统的力学模型，可为今后同类别的阻尼器提供具有参考意义的力学简化方式。综上，本课题具有一定的实际应用价值。

### 1.4.2 本文的技术路线

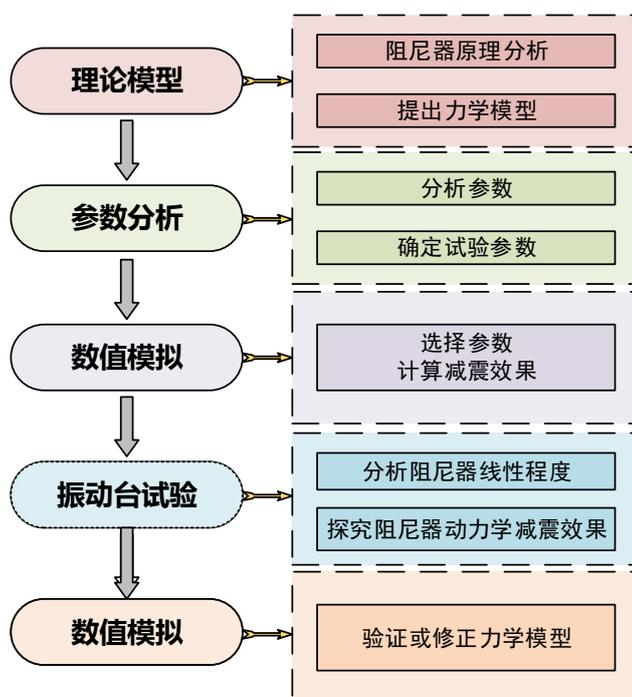


图 1.3 技术路线图

根据上述研究目的,本文分三个方面对拉索式惯容系统进行研究:提出该阻尼器的力学模型,通过振动台试验相结合的研究方法评估该阻尼器的动力减震性能,分析该阻尼器的线性程度,并通过数值模拟验证该阻尼器的力学模型,为拉索式电涡流阻尼器的工程应用提出具有指导意义的应用方案。为了实现这一技术目标,技术路线如上图 1.3 所示。

### 1.4.3 本文的主要研究内容

本课题研究对象为拉索式惯容系统阻尼器,本文的主要内容及章节安排如下:

(1) 第一章为绪论。主要阐述了本课题的研究背景、意义及目的,介绍了惯容器概念与原理、惯容器研究现状、电涡流阻尼的基本耗能原理、电涡流阻尼器的研究现状。

(2) 第二章为拉索式惯容系统理论分析。建立了带拉索式惯容系统的单自由度力学模型,提出了带拉索式惯容系统结构的动力学方程和运动方程。同时,分析了分析关键参数(惯容质量比  $\mu$ 、惯容刚度比  $\kappa$ 、电涡流阻尼比  $\xi$ )对结构响应的影响,指导后续试验的参数选择。并对考虑拉索刚度和不考虑拉索刚度的力学模型,分别进行在地震激励下带 CBIS 单自由度结构的数值模拟。

(3) 第三章为拉索式惯容系统振动台试验研究。针对拉索式惯容系统实物模型,设计了试验装置和试验方案,进行了 4 个工况下共 76 组单自由度框架振动台试验。一方面,通过简谐波激励下响应分析,研究该阻尼器的线性程度;另一方面,探究该阻尼器在地震动激励下的减震效果及减震效果影响因素,例如阻尼器关键参数惯容质量比  $\mu$ 、惯容刚度比  $\kappa$ 、电涡流阻尼比  $\xi$  对减震效果的影响,地震激励类型和地震动幅值对减震效果的影响。

(4) 第四章为拉索式惯容系统数值模拟。基于试验结果对线性力学物理模型进行了修正,引入非线性因素摩擦力,建立非线性运动方程,并选择典型工况,使用 MATLAB 数值模拟加速度时程曲线和位移时程曲线,对比实验结果证明非线性物理模型的合理性。

(5) 第五章为结论与展望。主要归纳全文的研究成果,指出需要进一步研究的方向。

在综合理论分析和结构试验成果的基础上,进一步对带拉索式惯容系统阻尼器的工程应用提出合理的建议和措施。



## 第 2 章 拉索式惯容系统的理论研究

本章结合板式电涡流阻尼器和带拉索支撑系统的特点,提出一种新型的拉索式惯容系统,一方面可以实现阻尼系数的简单易调、阻尼与刚度完全分离;另一方面,电涡流阻尼不存在粘滞阻尼器易漏油和不易养护的问题,从而大大提高阻尼器的耐久性和工程实用性。同时,该阻尼器不仅可以实现惯容器的作用,将层间相对位移放大很多倍,还能克服传统惯容器机械加工精度过高的问题。

该阻尼器包括一个惯性单元、一个拉索式弹簧单元和一个电涡流阻尼单元,合成拉索式惯容系统(cable-bacing inerter system, CBIS)。其中,拉索可以传递结构水平位移并提高阻尼。使用电涡流阻尼可以避免粘弹性阻尼的漏油等问题。惯容单元可以将滚轴的轴向运动转换为黏滞材料和旋转质量的高速运动,使阻尼器的阻尼效应和质量效应得到放大。

本章建立了带惯容阻尼单元的单自由度力学模型来分析结构响应。具体分析关键参数(惯容质量比 $\mu$ 、惯容刚度比 $\kappa$ 、电涡流阻尼比 $\xi$ )对结构响应的影响。最后,通过频域和时域分析比较带拉索式惯容系统和不带拉索式惯容系统结构的动力响应。结果表明:在给定的惯容质量比下,提高惯容刚度比可以提高阻尼效果,但只能达到一定的水平。

### 2.1 拉索式惯容系统的提出

由第 1 章绪论可知,目前常用的电涡流阻尼器主要有板式、摆式、基于螺旋传动方式的轴向电涡流阻尼器等,计算表明,按磁体与导体之间轴向相对运动方式制作一个在 1cm/s 的速度下产生阻尼力的轴向电涡流阻尼器,其重量要比粘滞流体阻尼器高一到两个数量级。因此提高电涡流阻尼器的阻尼力与自身重量比,制作出大阻尼系数的电涡流阻尼器是在土木工程领域推广和应用电涡流阻尼技术函待解决的关键问题<sup>[57]</sup>。

而惯容器可以将层间相对位移放大很多倍,但不管是齿轮齿条式惯容器、丝杆旋转式滚珠丝杠惯容器或其它类型的惯容器,一个很大的缺点是机械上构造非常复杂,对于加工精度要求很高,而且很难实现刚度和阻尼的完全分离;而带拉索支撑的阻尼器的优点在于安装上非常方便,而且在震后可以根据拉索的状态快速评估是否应该更换,目前已有的带拉索支撑连接结构与阻尼器的方式的缺点也很明显,位移转换的效率不如惯容器高,因此耗能能力也往往很低下,因此,开发基于无需与结构直接接触、且具有大阻尼系数的电涡流阻尼器具有较大的工程

应用价值。

2017年，同济大学余必龙结合板式电涡流阻尼器和带拉索支撑系统的特点，提出一种新型的拉索式惯容系统，一方面可以实现阻尼系数的简单易调、阻尼与刚度完全分离；另一方面，电涡流阻尼不存在像粘滞阻尼器易漏油和不易养护的问题，从而大大提高阻尼器的耐久性和工程实用性。

电涡流阻尼的产生必须要有导体板作切割磁感线运动，即磁场源和导体板之间存在相对运动，一般我们把磁场源作为定子的部分，运动的导体板作为转子部分，当然也可以把磁场源放在转子上，将导体板固定。在土木工程结构中，电涡流阻尼器概念设计上由三部组成：用于连接结构与阻尼器的位移传动放大装置、产生电涡流效应的耗能装置、将阻尼器固定到结构上的固定装置。位移传动放大装置将阻尼器的转子部分与结构相连，将结构物上的线位移变形转换为转子上的角位移并进行放大，结构与转子滚轴之间通过缠绕的拉索连接，耗能装置为导体板切割磁感线并产生电涡流的装置，阻尼器概念设计整体图如图 2.1 所示，耗能装置概念设计平面图如图 2.1 所示，三维模型图如图 2.3 所示。

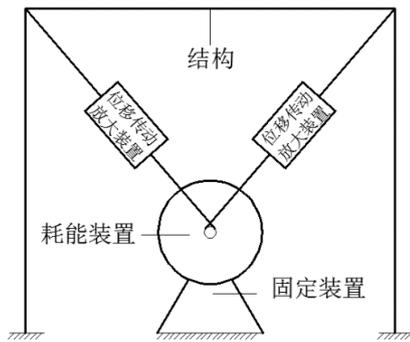


图 2.1 阻尼器装置概念设计图

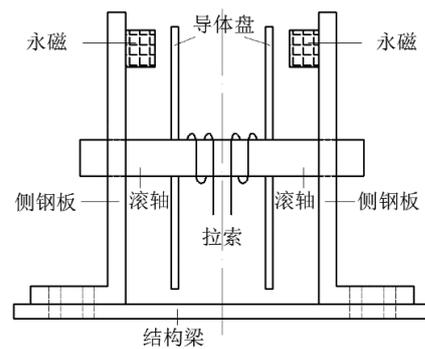


图 2.2 耗能装置概念设计图

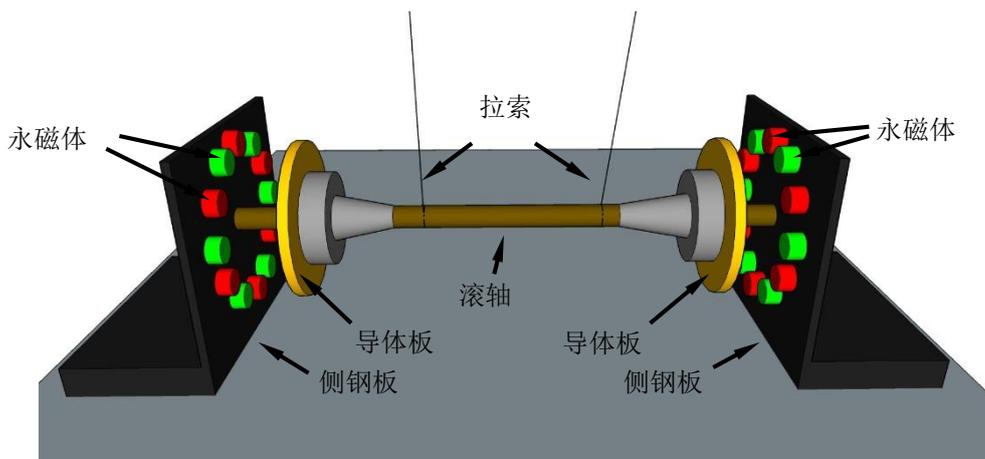


图 2.3 阻尼器三维模型图

其中，本文拉索式惯容系统选用 NdFeB 圆柱形永磁体作为磁场源，土木工程结构中，考虑到户外供电往往难以保证以及绿色节能建筑的理念，无需供电的

永磁体当做首选，钕铁硼（NdFeB）是目前发现的磁能积最大的永磁材料，因其极高的矫顽力与剩磁以及良好的机械加工性能。

## 2.2 带拉索式惯容系统结构的动力学方程的建立

### 2.2.1 拉索式惯容系统（CBIS）结构

图 2.4 为带有拉索式惯容系统（Cable-Bracing Inerter System，以下简称，CBIS）的单自由度（SDOF）体系图，图 2.4 为该阻尼器的装置细节图。该装置由拉索、导体板（即惯容系统中常见的部件，飞轮）、滚轴和磁铁组成。拉索用于将框架的水平位移转化成装置的旋转位移。当结构发生层间位移，拉索可带动导体板转动。结构的线性运动可以通过拉索转化为导体板的高速旋转运动。旋转导体板和滚轴作为惯容器，旋转导体板和磁铁之间的相对运动可产生电涡流阻尼，从而以热量的形式耗散能量。所以，惯容器可以获得惯性，增强涡流阻尼的能量耗散效应。当结构初始处于静态时，这两条拉索的预应力为  $T_0$ 。结构离开平衡位置向右移动，右侧拉索驱动惯容器顺时针旋转  $T_2(T_2=T_0+\Delta T)$ ，左侧拉索张力降至  $T_1(T_1=T_0-\Delta T)$ 。与传统的惯性滚珠丝杠机构相比，CBIS 机构结构较为简单。滚轴是光滑的，上面没有螺丝，所以拉索惯容器成本比滚珠和滚珠丝杠惯容器装置便宜得多。

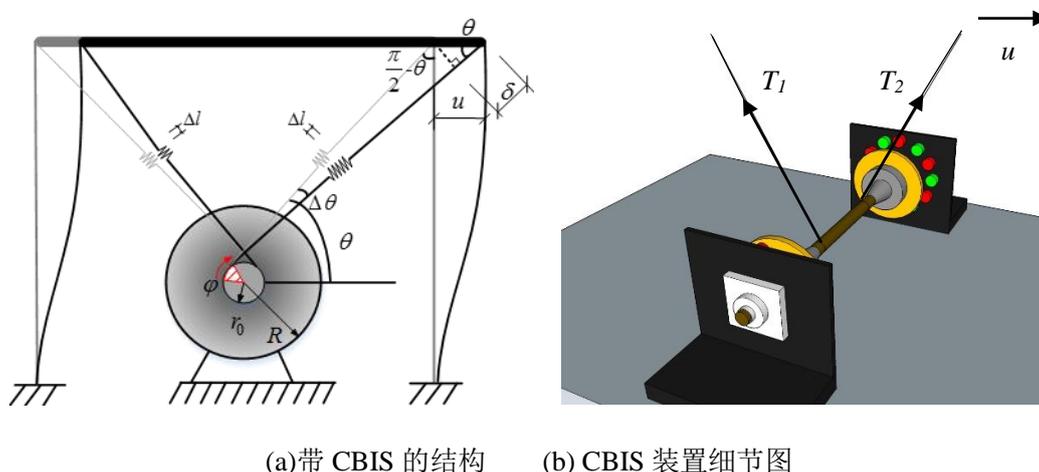


图 2.4 带 CBIS 的单自由度结构

CBIS 由转子和定子组成。转子由两个导体板和一个滚轮组成。定子包括两个固定在底座上的侧板，两个支撑滚轴的轴承，若干个均匀吸附在两个侧板上的永磁体。导体板由导电率高的铜板制成，磁体选用钕合金（NdFeb）圆柱形永磁体，磁极按相邻磁体磁极相对的原则交错排列，如图 2.5 所示。

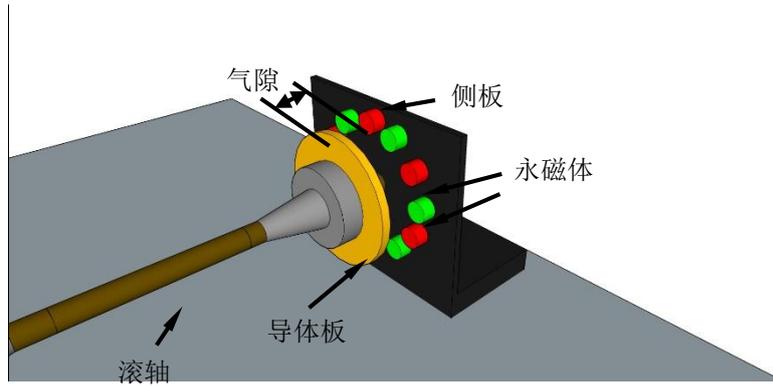


图 2.5CBIS 的细节图

### 2.1.2CBIS 的惯容单元

在 CBIS 中，导体板（飞轮）和滚轴为惯性单元，它是一个双端惯性单元。两端质量单元的反作用力与两端相对加速度成正比：

$$p = m_d(a_1 - a_2) \quad (2.1)$$

式中  $p$  为惯性单元的输出力； $m_d$  为惯性单元的惯性质量； $a_1$ ， $a_2$  分别为惯性单元两端的加速度，如图 2.6 所示。

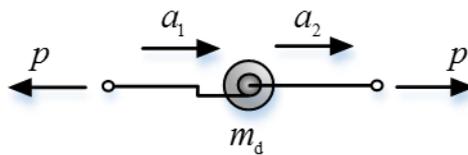


图 2.6 惯性单元的力学模型

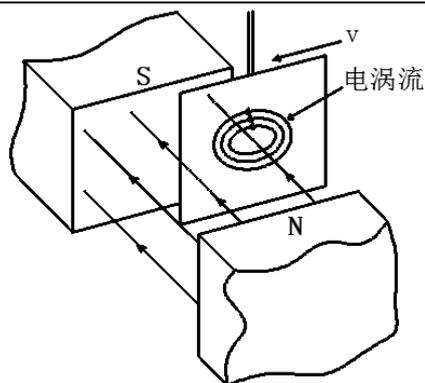
惯性单元通过滚轴由两根拉索连接到主结构上，可以放大惯性系统的物理质量（真实质量），并将放大后的物理质量定义为惯性质量（表观质量）。

### 2.2.3CBIS 的电涡流阻尼单元

电涡流阻尼单元属于非接触式阻尼，通过改变永磁体与导体板之间的气隙，可以方便地调节阻尼比。通过非磁性导体板与永磁体之间的相对运动，或者通过改变磁场强度，可在导体中产生一个时变磁场，从而产生电涡流，如图 2.7 所示。

而电涡流产生会产生另一个极性相反的磁场，从而产生与导体板转动速度成比例的阻尼力。在这过程中，电涡流像粘性阻尼器一样工作并耗散能量。如图 2.7 所示，磁铁位于导体板的两侧，所以在许多应用中此工作机制或许会不方便。

在 CBIS 中，旋转电涡流工作模式由两侧各等数量若干个永磁体和对应同侧的非磁导体板分别作用产生。由于在滚轴上每隔一定距离有几个固定铜板位置的孔，可用于改变铜板与磁铁之间的距离，从而调整阻尼系数，这是本装置相对于其它惯容系统的优点。

图 2.7 涡流效应简图<sup>[58]</sup>

### 2.2.4 CBIS 的力学模型

CBIS 的力学模型由电涡流阻尼单元、惯容单元和弹簧单元组成。电涡流阻尼单元与惯容单元并联后与弹簧单元串联。图 2.8 为带 CBIS 的单自由度结构的力学模型及其在水平方向上的各单元的平面布置图。

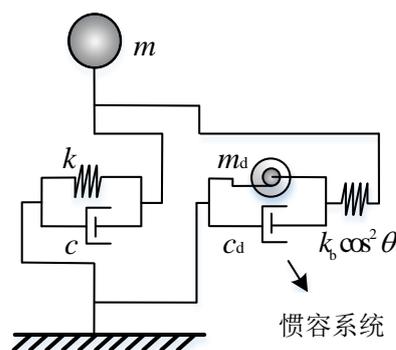


图 2.8 带 CBIS 的单自由度系统的分析模型

在图 2.8 中， $m$ 、 $c$  和  $k$  分别是单自由度体系主结构的质量，阻尼系数和刚度； $c_d$  是 CBIS 的阻尼系数， $k_b$  是弹簧单元的刚度。该惯容系统的输出力由惯容单元和电涡流阻尼单元组成。

## 2.3 带拉索式惯容系统结构的运动控制方程

当结构有正变形（向右） $u(t)$  时，滚轴和导体板相应转动。右侧拉索  $T_2$  和左侧拉索  $T_1$  中的力如下：

$$\begin{aligned} T_2 &= T_0 + k_b^0 (u(t) \cos \theta - \varphi(t) r_0) \\ T_1 &= T_0 - k_b^0 (u(t) \cos \theta - \varphi(t) r_0) \end{aligned} \quad (2.2)$$

假定单侧拉索的刚度为  $k_b^0$ ，并且拉索与滚轴之间没有相对滑动。 $\varphi(t)$  表示导体板或滚轴的旋转角度。在初始状态下，拉索的倾斜角为  $\theta$ ；当导体盘旋转时，

拉索主要沿其自身的轴向移动,故而倾斜角  $\theta$  的偏转角  $\Delta\theta$  非常小,可忽略不计。故在 CBIS 运行期间,两条拉索中提供恢复力的张力差如下:

$$T_2 - T_1 = 2k_b^0 (u(t) \cos \theta - \varphi(t) r_0) \quad (2.3)$$

式中,  $u(t) \cos \theta - \varphi(t) r_0$  是单侧拉索的轴向伸长。

根据力和位移平衡条件以及图 2.8 所示的分析模型,带 CBIS 的单自由度结构在正弦激励下的运动方程可写如下:

$$m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + ku(t) + k_b(u(t) \cos \theta - \varphi(t) r_0) \cos \theta = -m \sin(\omega t) \quad (2.4)$$

式中,  $u(t)$  是 SDOF 系统的相对位移; 点代表相对于时间  $t$  的导数。  $k_b$  是两条拉索的等效刚度,用于代替方程式 (3) 中的  $2k_b^0$ 。

$k_b(u(t) \cos \theta - \varphi(t) r_0)$  是 CBIS 产生的对主结构作用力,需要满足关于其旋转中心的力矩平衡,如图 2.4 (a) 所示,力矩平衡方程如下:

$$J\ddot{\varphi}(t) + c_d\dot{\varphi}(t)r_0^2 = k_b(u(t) \cos \theta - \varphi(t) r_0)r_0 \quad (2.5)$$

式中,  $J$  是惯容器的转动惯量,  $r_0$  是滚轴的半径。导体板相当于传统惯容器的飞轮,其转动惯量可通过以下公式计算:

$$J = m_1 R^2 / 2 \quad (2.6)$$

$m_1$  是两个导体板和滚轴的质量,  $R$  是导体板的半径。实际上, CBIS 在工作中不可避免地会受到摩擦,应通过振动试验来估计阻尼器的摩擦,而不是从理论上推导。本章的重点是从理论上研究 CBIS 的性能,并在理论研究中忽略了摩擦。结合本小结,在正弦激励下,带 CBIS 结构的运动控制方程可写成:

$$\begin{cases} m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + ku(t) + k_b(u(t) \cos \theta - \varphi(t) r_0) \cos \theta = -m \sin(\omega t) \\ J\ddot{\varphi}(t) + c_d\dot{\varphi}(t)r_0^2 = k_b(u(t) \cos \theta - \varphi(t) r_0)r_0 \end{cases} \quad (2.7)$$

## 2.4 带拉索式惯容系统结构的参数分析

研究带 CBIS 的 SDOF 结构响应随关键参数的变化,有利于实现合理设计。通过参数分析,进一步研究了 CBIS 对 SDOF 结构在地震响应下的影响。本节对在简谐激励下的带 CBIS 的单自由度结构进行了参数研究。

整理公式 (2.7), 可得到在简谐波激励下带惯容系统的 SDOF 结构的运动方程。

$$\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & J \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u} \\ \ddot{\varphi} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c & 0 \\ 0 & c_d r_0^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u} \\ \dot{\varphi} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k + k_b \cos^2 \theta & -k_b r_0 \cos \theta \\ -k_b r_0 \cos \theta & k_b r_0^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u \\ \varphi \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -m \sin \omega t \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

公式 (2.7) 经过拉普拉斯变换可以写成:

$$\begin{bmatrix} sU \\ s^2U \\ s\phi \\ s^2\phi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\omega_s^2 - \kappa\omega_s^2 & -2\zeta\omega_s & \kappa\omega_s^2 r_0 / \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \kappa\omega_s^2 m r_0 / J \cos\theta & 0 & -\kappa\omega_s^2 m r_0^2 / J \cos^2\theta - 2\xi\omega_s r_0^2 m / J & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U \\ sU \\ \phi \\ s\phi \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \frac{\omega}{s^2 + \omega^2} \quad (2.9)$$

式中,  $s=i\omega$ ,  $\omega$  是正弦激励的圆频率。 $U, \dot{U}, \phi$  和  $\dot{\phi}$  分别是  $u, \dot{u}, \varphi$  和  $\dot{\varphi}$  的拉普拉斯变换, 它们可以从公式 (2.8) 中求解。 $\omega_s$  和  $\zeta$  分别是原 SDOF 结构的圆频率和固有阻尼比,  $\omega_s = \sqrt{k/m}, \zeta = c/2m\omega$ 。 $\xi$  是电涡流阻尼比,  $\xi = c_d/2m\omega$ 。 $\mu$  是惯容质量比,  $\mu = m_d/m$ 。 $\kappa$  是惯容刚度比,  $\kappa = k_b \cos^2\theta/k$ 。

公式 (2.9) 整理可得:

$$\begin{bmatrix} U(s) \\ \dot{U}(s) \\ \phi(s) \\ \dot{\phi}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{-(s^2\mu + 2\xi\omega_s s \cos^2\theta + \kappa\omega_s^2) \frac{\omega}{s^2 + \omega^2}}{s^4\mu + 2s^3(\xi \cos^2\theta + \zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa + 4\xi\zeta \cos^2\theta + \mu + \kappa\mu)} \\ \frac{\omega_s^2 + 2s(\zeta\kappa + \xi \cos^2\theta + \kappa\xi \cos^2\theta)\omega_s^3 + \kappa\omega_s^4}{s^4\mu + 2s^3(\xi \cos^2\theta + \zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa + 4\xi\zeta \cos^2\theta + \mu + \kappa\mu)} \\ \frac{-(s^2\mu + 2\xi\omega_s s \cos^2\theta + \kappa\omega_s^2) \frac{\omega}{s^2 + \omega^2}}{s^4\mu + 2s^3(\xi \cos^2\theta + \zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa + 4\xi\zeta \cos^2\theta + \mu + \kappa\mu)} \\ \frac{\omega_s^2 + 2s(\zeta\kappa + \xi \cos^2\theta + \kappa\xi \cos^2\theta)\omega_s^3 + \kappa\omega_s^4}{s^4\mu + 2s^3(\xi \cos^2\theta + \zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa + 4\xi\zeta \cos^2\theta + \mu + \kappa\mu)} \\ \frac{-\kappa\omega_s^2 \cos\theta \frac{\omega}{s^2 + \omega^2}}{s^4\mu r_0 + 2s^3(r_0\xi \cos^2\theta + r_0\zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa\mu r_0 + 4\xi\zeta \cos^2\theta r_0 + \mu r_0 + \kappa r_0)} \\ \frac{\omega_s^2 + 2s(\xi\kappa r_0 + \zeta\kappa r_0 + \xi \cos^2\theta r_0)\omega_s^3 + \kappa r_0 \omega_s^4}{s^4\mu r_0 + 2s^3(r_0\xi \cos^2\theta + r_0\zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa\mu r_0 + 4\xi\zeta \cos^2\theta r_0 + \mu r_0 + \kappa r_0)} \\ \frac{-s\kappa\omega_s^2 \cos\theta \frac{\omega}{s^2 + \omega^2}}{s^4\mu r_0 + 2s^3(r_0\xi \cos^2\theta + r_0\zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa\mu r_0 + 4\xi\zeta \cos^2\theta r_0 + \mu r_0 + \kappa r_0)} \\ \frac{\omega_s^2 + 2s(\xi\kappa r_0 + \zeta\kappa r_0 + \xi \cos^2\theta r_0)\omega_s^3 + \kappa r_0 \omega_s^4}{s^4\mu r_0 + 2s^3(r_0\xi \cos^2\theta + r_0\zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa\mu r_0 + 4\xi\zeta \cos^2\theta r_0 + \mu r_0 + \kappa r_0)} \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

$u, \varphi$  传递函数可以很容易地得到, 如下所示:

$$H_U(s) = \frac{U(s)}{\frac{\omega}{s^2 + \omega^2}} = \frac{-(s^2\mu + 2\xi\omega_s s \cos^2\theta + \kappa\omega_s^2)}{s^4\mu + 2s^3(\xi \cos^2\theta + \zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa + 4\xi\zeta \cos^2\theta + \mu + \kappa\mu)} \frac{\omega}{\omega_s^2 + 2s(\zeta\kappa + \xi \cos^2\theta + \kappa\xi \cos^2\theta)\omega_s^3 + \kappa\omega_s^4} \quad (2.11)$$

$$H_\phi(s) = \frac{\phi(s)r_0}{\frac{\omega}{s^2 + \omega^2}} = \frac{-\kappa\omega_s^2 \cos\theta}{s^4\mu + 2s^3(\xi \cos^2\theta + \zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa\mu + 4\xi\zeta \cos^2\theta + \mu + \kappa)} \frac{\omega}{\omega_s^2 + 2s(\xi\kappa + \zeta\kappa + \xi \cos^2\theta)\omega_s^3 + \kappa\omega_s^4} \quad (2.12)$$

同样, 在频域中也可以很容易地得到另外两个传递函数。

另外吗，定义惯性质量元件和涡流阻尼单元提供的 CBIS 标准力为  $F(t)=k_b(u(t)\cos\theta-\varphi(t)r_0)/m$ 。  $F(t)$  的传递函数可以表示为：

$$H_F(s) = \frac{F(s)}{\frac{\omega}{s^2 + \omega^2}} = \frac{\kappa\omega_s^2 \cos\theta U(s) - \kappa\omega_s^2 \phi(s)r_0}{\cos^2\theta \frac{\omega}{s^2 + \omega^2}} \quad (2.13)$$

因此，  $F(t)$  的传递函数如下：

$$H_F(s) = \frac{-(2\kappa\xi\omega_s^3 s \cos^2\theta + \kappa\omega_s^2 \mu s^2)}{s^4 \mu \cos\theta + 2s^3 (\xi \cos^3\theta + \zeta\mu \cos\theta)\omega_s + s^2 (\kappa \cos\theta + 4\xi\zeta \cos^3\theta + \mu \cos\theta + \kappa\mu \cos\theta)\omega_s^2 + 2s(\zeta\kappa \cos\theta + \xi \cos^3\theta + \kappa\xi \cos^3\theta)\omega_s^3 + \kappa\omega_s^4 \cos\theta} \quad (2.14)$$

#### 2.4.1 传递函数峰值

结构在共振频率点的响应比其他点的响应大得多，因此应重视带 CBIS 的 SDOF 系统的传递函数峰值。为了找出结构的最大位移响应幅值和加速度响应幅值，引入  $H_\infty$  范数寻找位移和加速度的传递函数的峰值。  $H_\infty$  范数定义为：

$$H_\infty = \max\{H(i\omega)\} \quad (2.15)$$

该指数独立于原始结构的固有圆频率  $\omega_s$ ，可被视为与原始结构固有阻尼比  $\zeta$  和 CBIS 参数  $\mu$ ，  $\zeta$  和  $\kappa$  相关的函数。带 CBIS 的 SDOF 结构位移传递函数峰值和加速度传递函数峰值的表达式如下所示：

$$\max\{H_U(s)\} = \max\left\{ \frac{-(s^2\mu + 2\xi\omega_s s \cos^2\theta + \kappa\omega_s^2)}{s^4\mu + 2s^3(\xi \cos^2\theta + \zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa + 4\xi\zeta \cos^2\theta + \mu + \kappa\mu)\omega_s^2 + 2s(\zeta\kappa + \xi \cos^2\theta + \kappa\xi \cos^2\theta)\omega_s^3 + \kappa\omega_s^4} \right\} \quad (2.16)$$

$$\max\{H_{\ddot{U}}(s)\} = \max\left\{ \frac{s^2(s^2\mu + 2\xi\omega_s s \cos^2\theta + \kappa\omega_s^2)}{s^4\mu + 2s^3(\xi \cos^2\theta + \zeta\mu)\omega_s + s^2(\kappa + 4\xi\zeta \cos^2\theta + \mu + \kappa\mu)\omega_s^2 + 2s(\zeta\kappa + \xi \cos^2\theta + \kappa\xi \cos^2\theta)\omega_s^3 + \kappa\omega_s^4} \right\} \quad (2.17)$$

观察公式 (2.16) 和公式 (2.17) 可以发现位移传递函数峰值和加速度传递函数峰值关于 CBIS 参数  $\mu$ 、  $\zeta$  和  $\kappa$  的曲线形状相似，故针对位移传递函数峰值进行具体参数分析。

#### 2.4.2 参数分析结果

基于上述分析指标和讨论结果，本节进行了惯容质量比  $\mu$ 、惯容刚度比  $\kappa$ 、

电涡流阻尼比  $\zeta$  等参数对位移传递函数峰值影响的分析。考虑后续振动台试验中,  $\mu$ 、 $\kappa$ 、 $\zeta$  等各参数实际可以实现的可能性, 参数分析中, 假设  $\theta$  为  $\pi/4$ , 结构圆频率  $\omega_s$  为 1, 固有阻尼比  $\zeta = 0.5\%$ , 惯容质量比  $\mu$  取值范围为  $[0.01, 10]$ , 惯容刚度比  $\kappa$  的取值范围为  $[0.1, 100]$ , 电涡流阻尼比  $\zeta$  的取值范围为  $[1\%, 50\%]$ 。另外, 实际情况中, 由于该惯容系统应用于结构减震, 参数分析中, 外部激励应依据地震激励频谱图峰值的分布范围, 选择为  $0.01 \sim 5\text{Hz}$ 。

当惯容刚度比  $\kappa$  分别为 0.1、0.15、0.2、0.25、1、5、10、20, 且电涡流阻尼比  $\zeta$  为 10%, 惯容质量比  $\mu$  在取值范围  $[0.1, 10]$  内连续变化时, 带 CBIS 的 SDOF 结构传递函数峰值  $\max\{H_V(i\omega)\}$  的变化如图 2.9 所示, 为了更好地体现规律, 将惯容质量比  $\mu$  的取值范围扩大到  $[0.1, 1000]$ 。

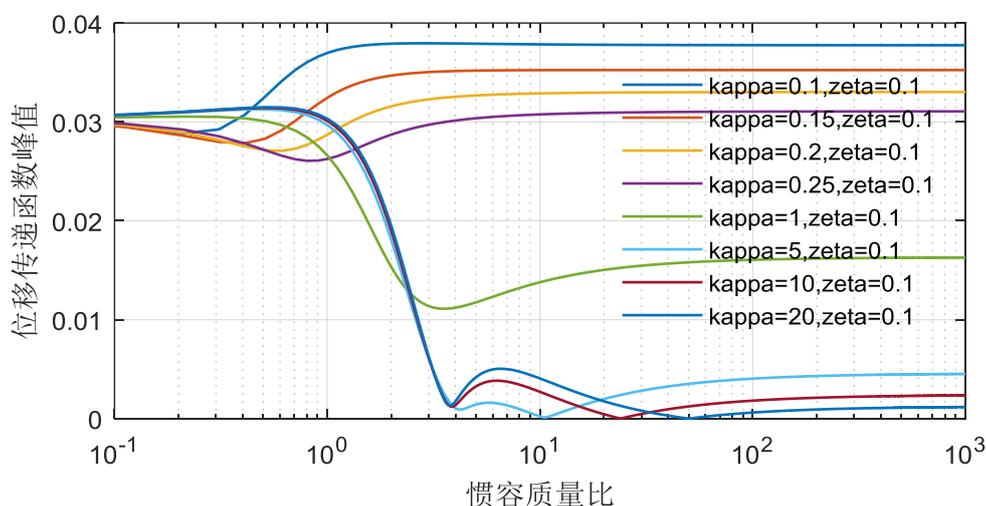


图 2.9 惯容质量比变化时带不同惯容器的 SDOF 结构的峰值位移响应等值线图

注:  $\kappa$  为惯容刚度比,  $\zeta$  为电涡流阻尼比,  $\zeta=0.1$  即  $\zeta=10\%$ , 余下同。

需要说明的是, 在惯容阻尼器的实际应用中, 惯容质量比  $\mu$  不会超过 1, 但是考虑到后续的构件试验中的裸框架质量较小, 惯容质量比可能会大于 1, 并且为了寻找规律, 所以, 将惯容质量比  $\mu$  的范围选择为  $[0.01, 1000]$ 。

从图 2.9 可知, 惯容质量比  $\mu$  越大, 减震效果也越好, 但是结构峰值响应取到最小值的惯容刚度比也会响应增加。也就是说, 控制更大的位移, 需要采用更大的附加表观质量, 即惯容表观质量, 并辅之以适配的惯容刚度比。

当惯容刚度比  $\kappa > 1$ , 且阻尼比  $\zeta$  一定时, 结构峰值响应随着惯容质量比  $\mu$  的变化, 有 2 个极小值点, 在两个极值点之间, 控制效果都比较好, 但是惯容质量比  $\mu$  继续增加, 对结构控制效果一般, 这是因为惯容刚度比  $\kappa$  与惯容质量比  $\mu$  并不适配。当惯容刚度比  $\kappa < 1$ , 且电涡流阻尼比  $\zeta$  一定时, 结构峰值响应随着惯容质量比  $\mu$  的变化几乎只有 1 个极小值点。以惯容刚度比  $\kappa = 20$  为例, 当惯容质

量比  $\mu < 3.8$  或  $6.5 < \mu < 50.5$  时，惯容质量比越大，结构响应峰值越小，反之，惯容质量比越大，结构峰值响应越大。

当惯容质量比  $\mu$  为 1，电涡流阻尼比  $\zeta$  分别为 0.01、0.05、0.1、0.2、0.5，惯容刚度比  $\kappa$  在取值范围  $[0.1, 100]$  内连续变化时，带 CBIS 的 SDOF 结构传递函数峰值  $\max\{H_V(i\omega)\}$  的变化如图 2.10 所示。

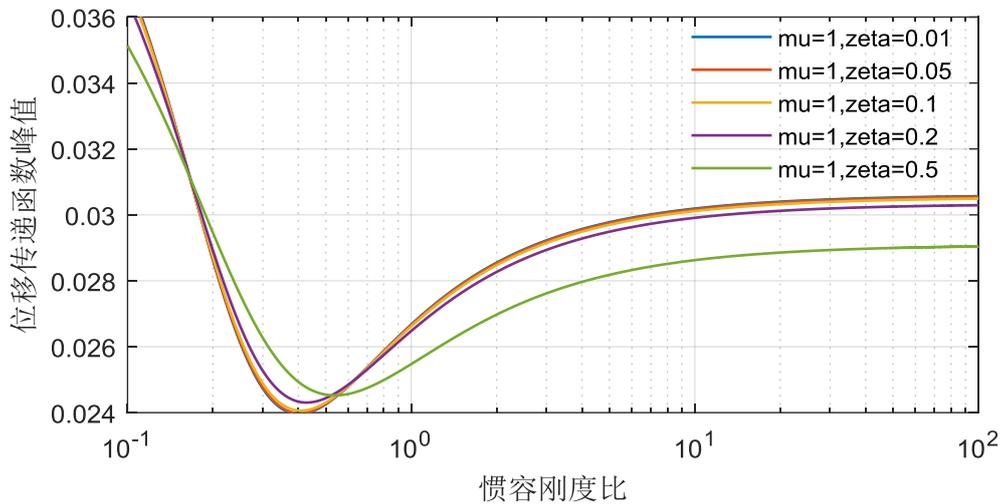


图 2.10 惯容刚度比变化时带不同惯容器的 SDOF 结构的峰值位移响应等值线图

从图 2.10 可知，当惯容质量比  $\mu$  和电涡流阻尼比  $\zeta$  一定，随着惯容刚度比  $\kappa$  增加，结构峰值响应先减小在增加。以电涡流阻尼比  $\zeta=0.1$  为例，当惯容刚度比  $\kappa < 0.4$  时，惯容刚度比  $\kappa$  越大，结构响应峰值越小，反之，当惯容刚度比  $\kappa$  越大，结构峰值响应越大。

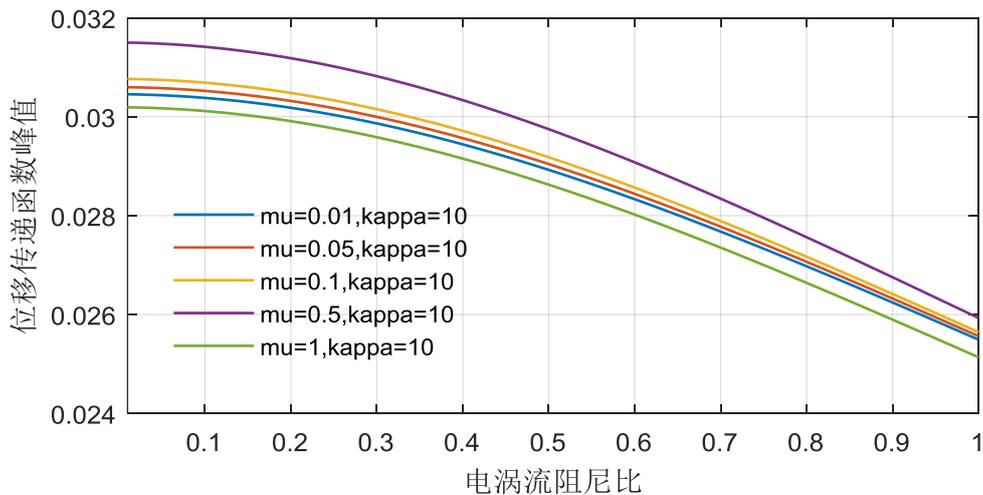


图 2.11 惯容阻尼比变化时带不同惯容器的 SDOF 结构的峰值位移响应等值线图

当惯容质量比  $\mu$  分别为 0.01、0.05、0.1、0.5、1，且惯容刚度比  $\kappa$  为 10，电

涡流阻尼比  $\zeta$  在取值范围 [1%, 50%] 内连续变化时, 带 CBIS 的 SDOF 结构传递函数峰值  $\max\{H_V(i\omega)\}$  的变化如图 2.11 所示。从图 2.11 可知, 当惯容质量比  $\mu$  和惯容刚度比  $\kappa$  一定时, 阻尼比  $\zeta$  越大, 结构响应峰值越小; 并且, 惯容质量比  $\mu$  的变化对位移传递函数峰值的影响与图 2.9 的结论相符。

## 2.5 带拉索式惯容系统结构的数值模拟

根据上节参数分析结果, 本节选择 6 组典型参数, 进行在地震激励下带 CBIS 单自由度结构的数值模拟。

第 1 组, 以接近工程实际为原则, 假设惯容质量比  $\mu$  为 0.1, 惯容刚度比  $\kappa$  和电涡流阻尼比的选取依据 2012 年 Ikago 提出的最优近似公式<sup>[59]</sup>:

$$\xi = \frac{\mu}{2} \sqrt{\frac{3\mu}{(1-\mu)(2-\mu)}}, \quad \kappa = \frac{\mu}{1-\mu} \quad (2.18)$$

故, 惯容刚度比  $\kappa$  为 0.2, 电涡流阻尼比  $\zeta$  为 3%, SDOF 结构质量  $m=100\text{ kg}$ ,  $\zeta=2\%$  和  $w_s=2\pi$ , 在刚性基础上的固有周期为 1.00s。

表 2.1 数值模拟参数选择

序号	SDOF 结构			惯容质量比 $\mu$	惯容刚度比 $\kappa$	电涡流阻尼比 $\zeta$ (%)
	结构质量 $m$ (kg)	结构阻尼比 $\zeta$ (%)	结构刚度 $k$ (N/m)			
1	100	2	3950	0.1	0.2	3
2	10	0.5	395	1.5	100	10
3				1		10
4				2		10
5				1.5		5
6				1.5	15	
7				1.5	50	10
8				1.5	150	10

第 2~8 组, 以指导后续振动台试验为原则, 为了使数值模拟结果对后续振动台试验有指导意义, 分别改变惯容质量比  $\mu$ 、惯容刚度比  $\kappa$  和电涡流阻尼比  $\zeta$ , 进行数值模拟。例如, 第 2 组, 假设惯容质量比  $\mu$  为 1.5, 惯容刚度比  $\kappa$  为 100, 电涡流阻尼比  $\zeta$  为 10%, SDOF 结构结构质量  $m=10\text{ kg}$ ,  $\zeta=0.5\%$ ,  $k=395\text{ N/m}$  和  $w_s=2\pi$ , 在刚性基础上的固有周期为 1.00s。各组参数选择如上表 2.1 所示。

### 2.5.1 Simulink 简介

MATLAB 中的 Simulink 工具箱是一个强有力的信号分析工具, 它将积分微

分等常规运算简化为一个个的计算模块，并用逻辑线相连，形成一个信号网络。Simulink 建立的模型，具有直观的特点，修改参数非常便捷，因此，本文选择使用 Simulink 来建立带拉索式惯容系统的 SDOF 结构的数值仿真模型。

本节 Simulink 模型中采用的积分方法采用定步长的四阶龙格库塔法，其它参数采用 Simulink 默认值。

### 2.5.2 基于工程参数的数值模拟

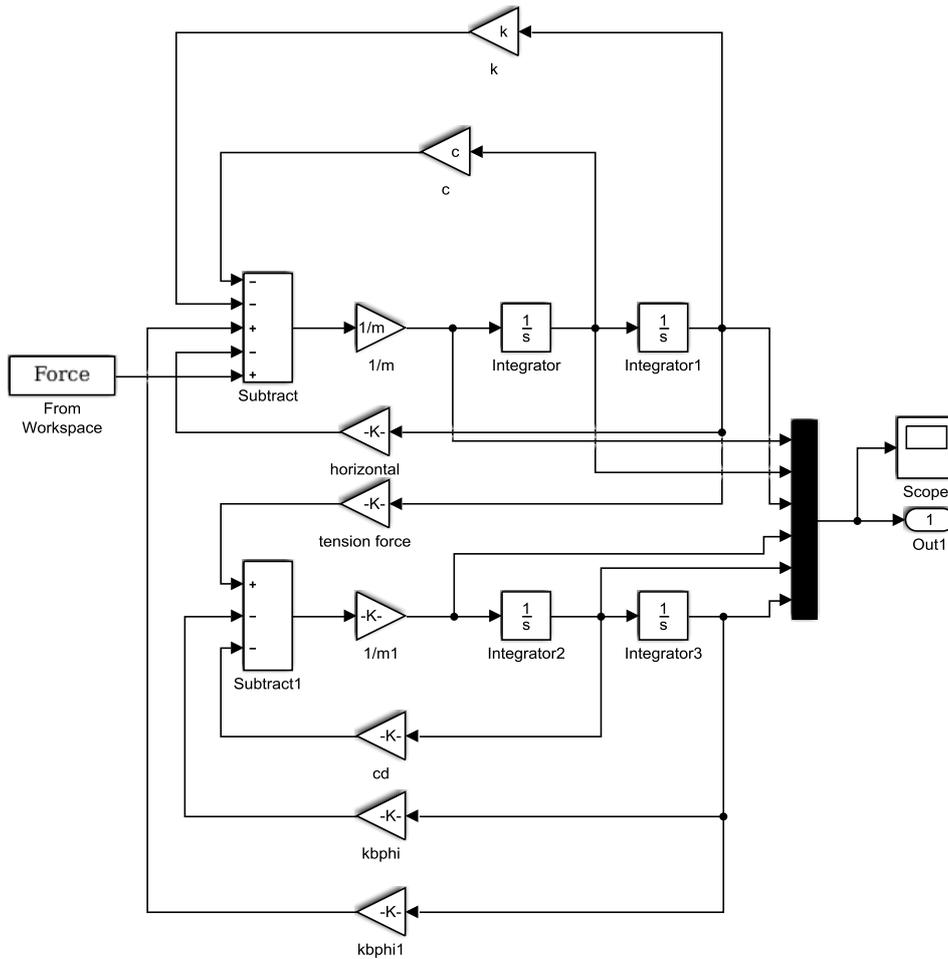


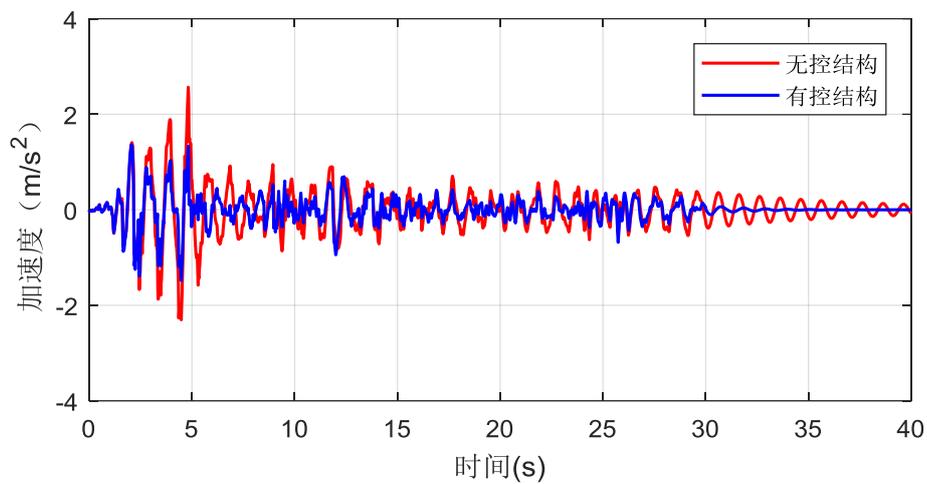
图 2.12 Simulink 仿真模型图

假设惯容质量比  $\mu$  为 0.1，惯容刚度比  $\kappa$  为 0.2，电涡流阻尼比  $\zeta$  为 3%，SDOF 结构质量  $m=100\text{kg}$ ， $\zeta=2\%$  和  $w_s=2\pi$ ，在刚性基础上的固有周期为 1.00s。

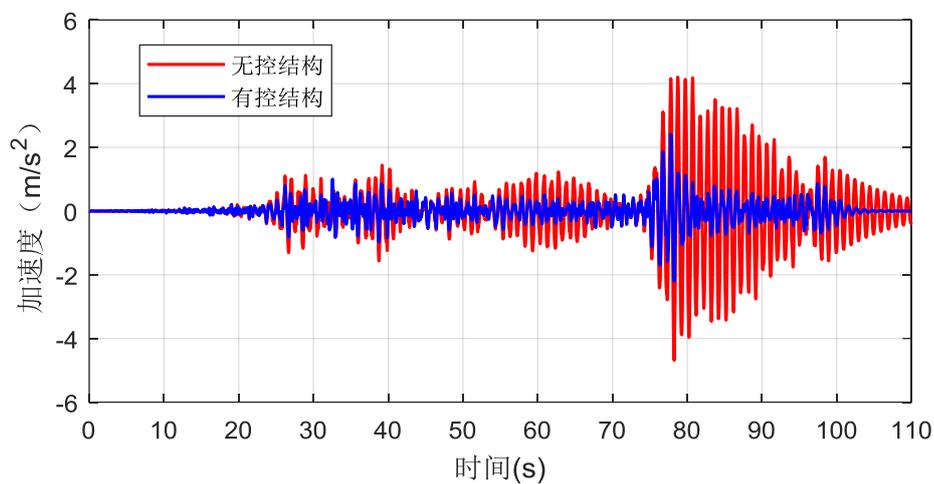
采用 MATLAB 程序中的 Simulink 工具箱，建立线性结构模型，然后对模型进行激励，生成相应动力响应时程信息。Simulink 仿真模型图如图 2.12 所示。

分析时选用两个典型地震波作为外部激励，一个是 El centro 波(1940, NS)，另一个是 2011 年 3 月 11 日东日本大地震(M=9.0, PGA=3.33m/s<sup>2</sup>)期间日本东北大学记录的 311 波。从图 2.13 和图 2.14 可以明显观察到，CBIS 可以很好地降

低 SDOF 结构的加速度和位移响应。图 2.13 和图 2.14 为带 CBIS 的 SDOF 结构的响应时程图。

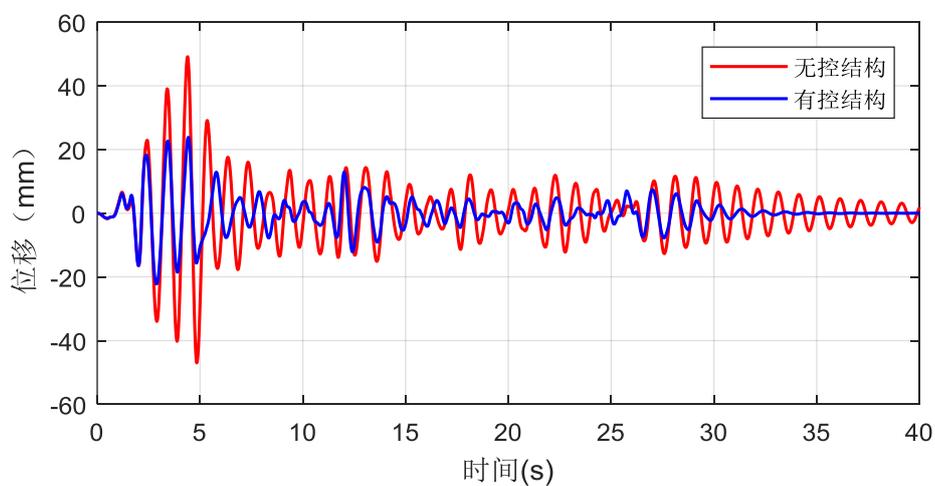


(a) El centro 波

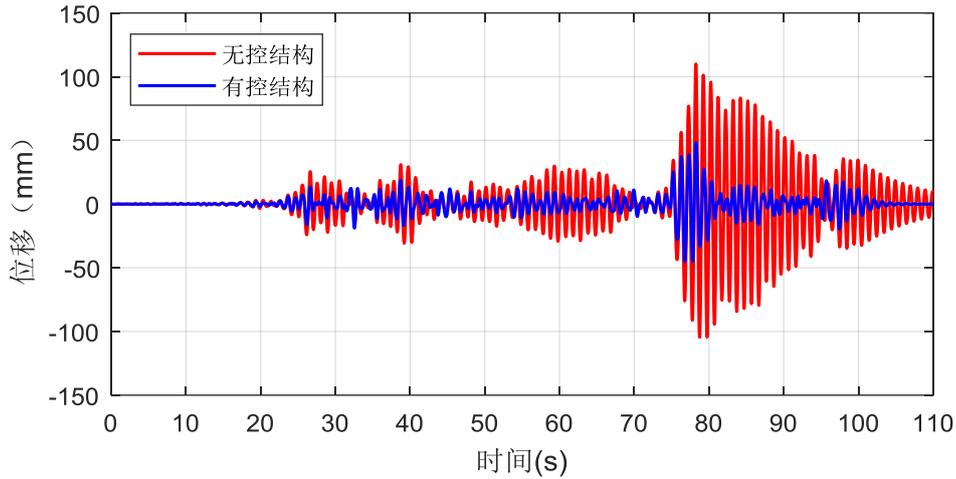


(b) 311 波

图 2.13 试验框架顶部的加速度时程响应



(a) El centro 波



(b) 311 波

图 2.14 试验框架顶部的位移时程响应

选择位移和加速度响应的峰值和均方根值(RMS)来评价 CBIS 的减振性能。峰值反映某一时刻的动态响应,而均方根值反映振动能量,反映整个周期的响应。这里减震率 (Reduction Ratio, 之后减震率定义均与此相同):

$$RR=(x_o - x_w) / x_o \quad (2.19)$$

式中 $x_o$ 与 $x_w$ 分别为无控工况和有控工况下的指标数据。

计算结果见表 2.2 和表 2.3。在 El centro 波和 311 波下,两种激励下的 CBIS 对 SDOF 结构的减振效果均较好。El centro 波激励下,带 CBIS 的 SDOF 结构的加速度响应峰值和均方根值的减振效果分别为 42.3%和 40.5%;位移响应的减振效果分别为 51.9%和 49.2%。311 波激励下,带 CBIS 的 SDOF 结构的加速度响应峰值和均方根值的最佳振动控制效果分别为 48.6%和 66.0%;位移响应值分别为 56.3%和 68.7%。

 表 2.2 框架顶部的加速度响应 ( $m/s^2$ )

地震激励输入	El Centro 波		311 波	
	峰值	均方根值	峰值	均方根值
无控	2.565	0.403	4.686	0.973
有控	1.481	0.240	2.408	0.331
减振率(%)	42.3%	40.5%	48.6%	66.0%

表 2.3 框架顶部的位移响应(mm)

地震激励输入	El Centro 波		311 波	
	峰值	均方根值	峰值	均方根值
无控	49.125	9.181	110.006	23.951
有控	23.798	4.665	48.082	7.505
减震率(%)	51.6%	49.2%	56.3%	68.7%

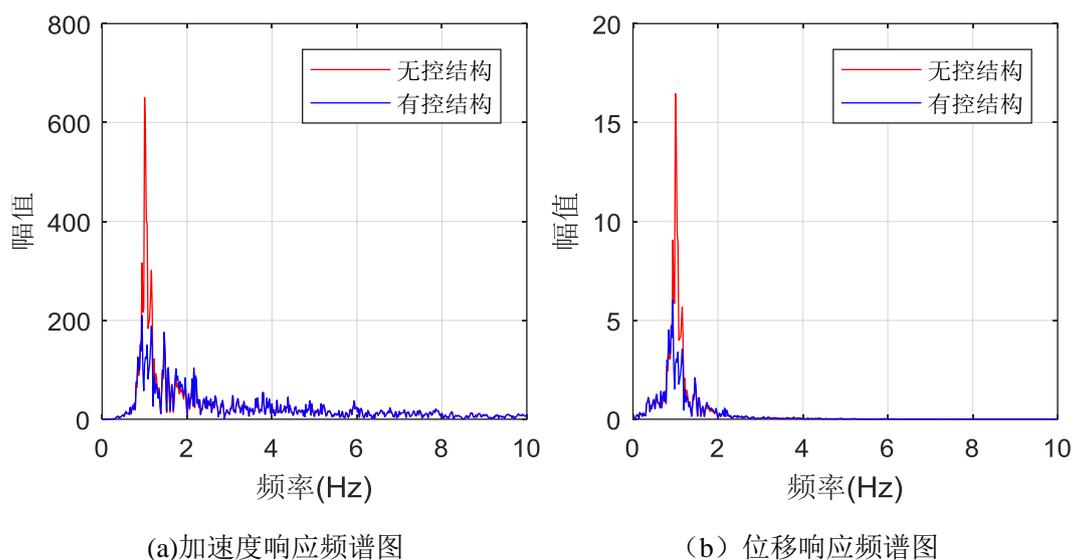


图 2.15 框架顶部响应的频谱图 (EI centro)

对有控结构在地震动激励下的加速度响应进行频谱分析,即取顶层的加速度响应,对其进行傅里叶变换,得到顶层反应傅里叶幅值谱。由于结构会在共振频率附近有较大幅值响应,第一个出现幅值对应的频率就是结构的一阶频率, EI centro 波下频域分析结果如图 2.15 所示。加速度频谱图中,有控结构基频为 0.94Hz,原结构基频为 1Hz,惯容器起到了调谐的作用,这与前面理论相符。位移频谱一阶频率 0.94Hz,与加速度频谱图结论相符。

而由于结构加速度响应不具有较好衰减性态,故采用子空间识别法识别阻尼比。其中,以激励加速度为输入时程,框架顶层加速度为输出时程,用随机子空间方法 (SSID)识别该组工况阻尼比,阻尼比为 9.0%,较原结构阻尼比 2%有了显著提高。

### 2.5.3 基于试验参数的数值模拟

第 2~8 组惯容刚度比  $\kappa$  的假设范围为 50~150,此时,拉索式惯容系统的拉索刚度远大于 SDOF 刚度,对原有力学模型和理论方程进行修正。

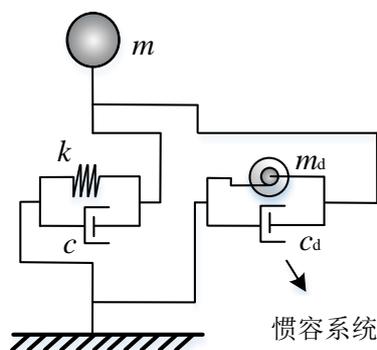


图 2.16 带 CBIS 的 SDOF 系统简化分析模型

为了简化 CBIS 的分析模型，忽略了拉索的变形，分析模型如图 2.16 所示。该模型为不考虑拉索刚度的力学模型，模型假定没有装置摩擦力和连接单元刚度。此时，根据  $u(t)\cos\theta - \varphi(t)r_0 = 0$ ，拉索的轴向变形与滚轴旋转角度之间的关系为：

$$\varphi(t) = \frac{u(t)\cos\theta}{r_0} \quad (2.20)$$

带 CBIS 的 SDOF 模型的运动方程如下：

$$\left(m + \frac{J\cos^2\theta}{r_0^2}\right)\ddot{u}(t) + (c_0 + c_d\cos^2\theta)\dot{u}(t) + ku(t) = -ma_g(t) \quad (2.21)$$

从公式 (2.21)，定义惯容器的表观质量  $m_d$  如下：

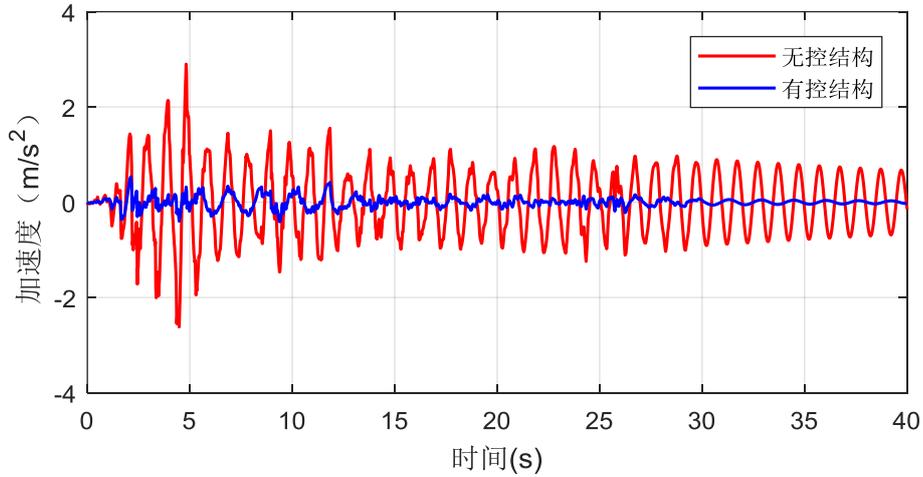
$$m_d = \frac{J\cos^2\theta}{r_0^2} \quad (2.22)$$

式中  $m_d$  即为图 2.8 中所示的惯容器的表观质量  $m_d$ 。通过使用拉普拉斯变换，可以很容易地得到位移传递函数：

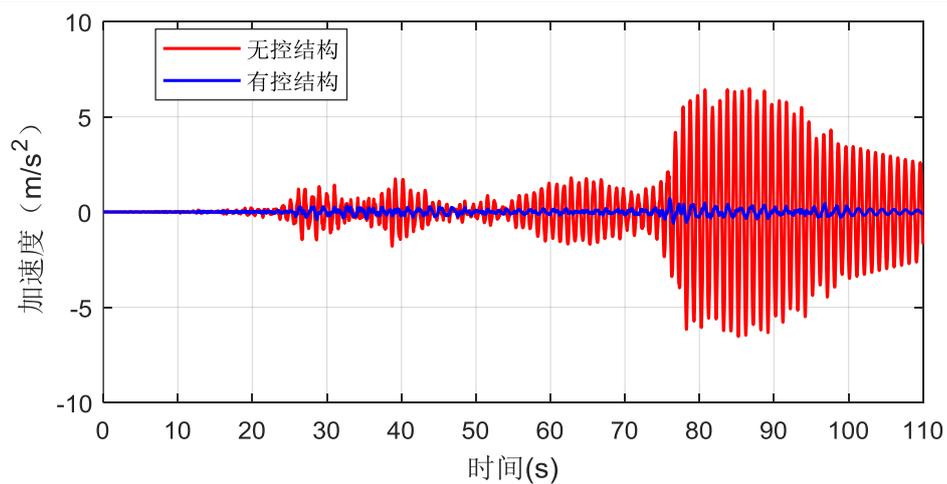
$$H_U(s) = \frac{U(s)}{A_g(s)} = \frac{-1}{(1+\mu)s^2 + (2\zeta\omega_s + 2\xi\omega_s\cos^2\theta)s + \omega_s^2} \quad (2.23)$$

与考虑拉索刚度的模型的数值模拟一样，分析中，选用两个典型地震波作为外部激励，一个是 El centro 波，另一个是 311 波。

从公式 (2.21) 可知，该运动方程为单自由度运动方程，故用 Newmark- $\beta$  法进行数值模拟。以典型工况第 2 组参数为例，图 2.17 和图 2.18 为带 CBIS 的 SDOF 结构的响应时程图。第 2 组参数中，假设惯容质量比  $\mu$  为 1.5，惯容刚度比  $\kappa$  为 100，电涡流阻尼比  $\zeta$  为 10%，SDOF 结构结构质量  $m=10\text{kg}$ ， $\zeta=0.5\%$  和  $\omega_s=2\pi$ ，在刚性基础上的固有周期为 1.00s。

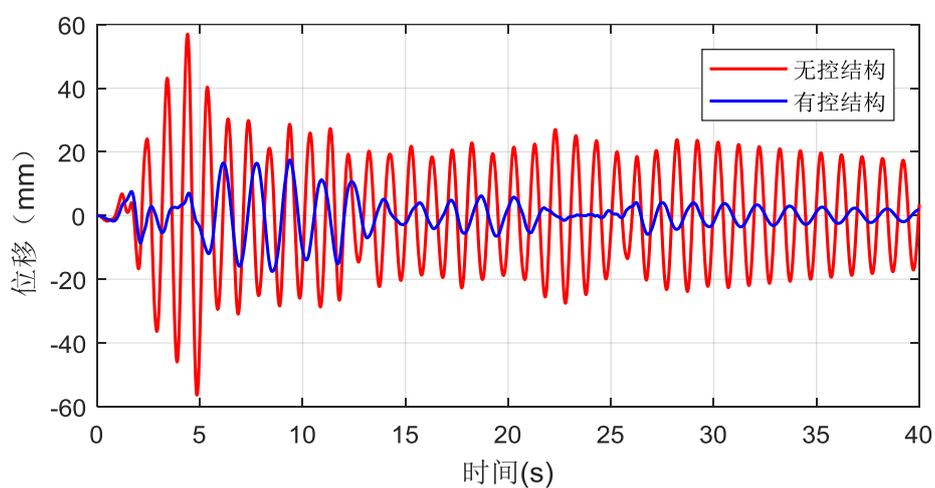


(a) El centro 波

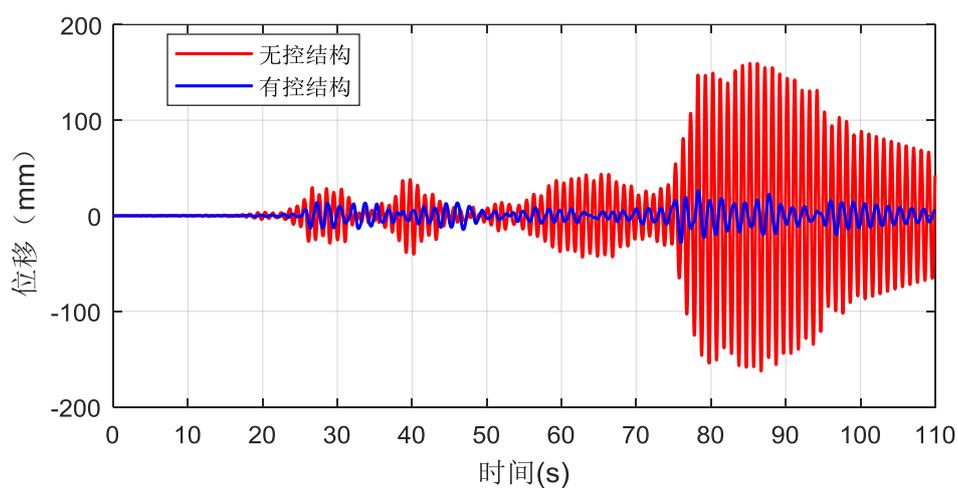


(b) 311 波

图 2.17 试验框架顶部的加速度时程响应



(a) El centro 波



(b)311 波

图 2.18 试验框架顶部的位移时程响应

从图 2.17 和图 2.18 可以明显观察到，CBIS 可以很好地降低 SDOF 结构的

加速度和位移响应。

第 2~8 组减震率的计算结果见表 2.4 和表 2.5。

表 2.4 框架顶部的加速度响应减震率 (%)

序号	惯容质量比 $\mu$	惯容刚度比 $\kappa$	电涡流阻尼比 $\zeta$ (%)	El centro		311	
				幅值	均方根值	幅值	均方根值
2	1.5	100	10	81.56	85.46	89.16	93.41
3	1		10	75.14	79.36	85.42	89.85
4	2		10	85.93	85.59	91.49	93.98
5	1.5		5	81.43	84.00	89.18	92.22
6	1.5		15	81.70	86.34	89.28	94.07
7	1.5	50	10	81.56	85.42	89.16	93.41
8	1.5	150	10	81.56	85.42	89.16	93.41

表 2.5 框架顶部的位移响应减震率(%)

序号	惯容质量比 $\mu$	惯容刚度比 $\kappa$	电涡流阻尼比 $\zeta$ (%)	El Centro		311	
				幅值	均方根值	幅值	均方根值
2	1.5	100	10	69.15	70.26	82.65	85.71
3	1		10	70.18	64.77	80.95	81.87
4	2		10	67.91	60.68	84.45	83.93
5	1.5		5	65.61	65.66	82.58	82.22
6	1.5		15	71.98	73.32	82.98	87.72
7	1.5	50	10	69.15	70.26	82.65	85.71
8	1.5	150	10	69.15	70.26	82.65	85.71

由表 2.4 和表 2.5 可知：

(1) 在 El centro 波和 311 波下，两种激励下的 CBIS 对 SDOF 结构的减振效果均较好。以第 2 组参数为例，El centro 波激励下，带 CBIS 的 SDOF 结构的加速度响应峰值和均方根值的最佳振动控制效果分别为 81.56% 和 85.46%；位移响应值分别为 69.15% 和 70.24%。311 波激励下，带 CBIS 的 SDOF 结构的加速度响应峰值和均方根值的最佳振动控制效果分别为 89.16% 和 93.41%；位移响应值分别为 82.65% 和 85.71%。

(2) 当惯容质量比  $\mu$  在一定范围内增加时，结构加速度响应减震率增加，位移响应减震率的变化与地震激励类型有关。以 El centro 波激励为例，在第 2、3、4 组参数中  $\mu$  分别为 1.5、1、2，当  $\mu$  从 1 增加到 2 时，结构加速度响应幅值减震率和均方根值减震率分别从 75.14% 和 79.36% 增加到了 85.93% 和 85.59%；结构位移响应幅值减震率从 70.18% 降低到了 67.91%，均方根值减震率则表现为先从 64.77% 增加到 70.26%，后减小到 60.68%。对于单自由度体系，评价框架减振的标准，主要应该从加速度入手，从加速度减震率的指标来看，惯容

质量比  $\mu$  在一定范围内增加时，两种地震波激励下，结构响应减震率增加，这与参数分析结论相符。

(3) 当电涡流阻尼比  $\zeta$  增加时，结构加速度响应减震率和位移响应减震率均增加。以 El centro 波激励为例，在第 2、5、6 组参数中  $\zeta$  分别为 5%、10%、15%，当  $\zeta$  从 5% 增加到 15% 时，结构加速度响应幅值减震率和均方根值减震率分别从 81.43% 和 84.00% 增加到了 81.70% 和 86.34%；结构位移响应幅值减震率和均方根值减震率分别从 65.61% 和 65.66% 增加到了 71.98% 和 73.32%。

(4) 当惯容刚度比  $\kappa$  大于 10 时，惯容刚度比  $\kappa$  变化对结构响应无影响。第 2、7、8 组参数中， $\kappa$  分别为 100、50、150，结构幅值响应及减震率和均方根值响应及减震率均无变化。

对有控结构在地震动激励下的加速度响应进行频谱分析，即取顶层的加速度响应，对其进行傅里叶变换，得到顶层反应傅里叶幅值谱。由于结构会在共振频率附近有较大幅值响应，第一个出现幅值对应的频率就是结构的第一阶频率。以典型工况第 2 组参数为例，El centro 波激励下频谱曲线如图 2.19 所示。第 2~8 组基频如下表 2.6 所示。

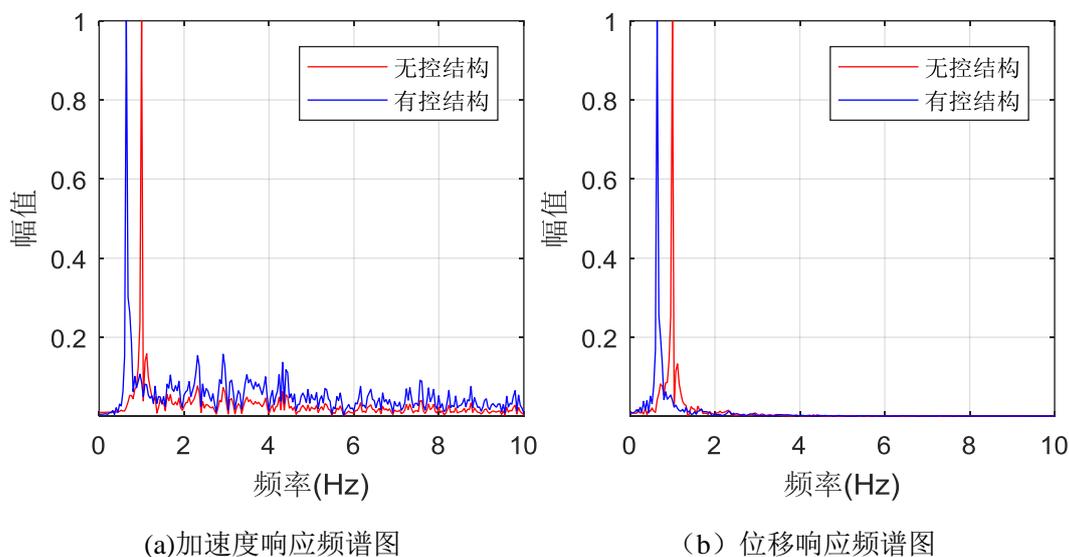


图 2.19 框架顶部响应的频谱图 (El centro)

注：频谱曲线经过幅值标准化处理，余下同。

将第 2 组参数代入公式 (2.23)，El centro 波激励下位移响应传递函数如图 2.20 所示。

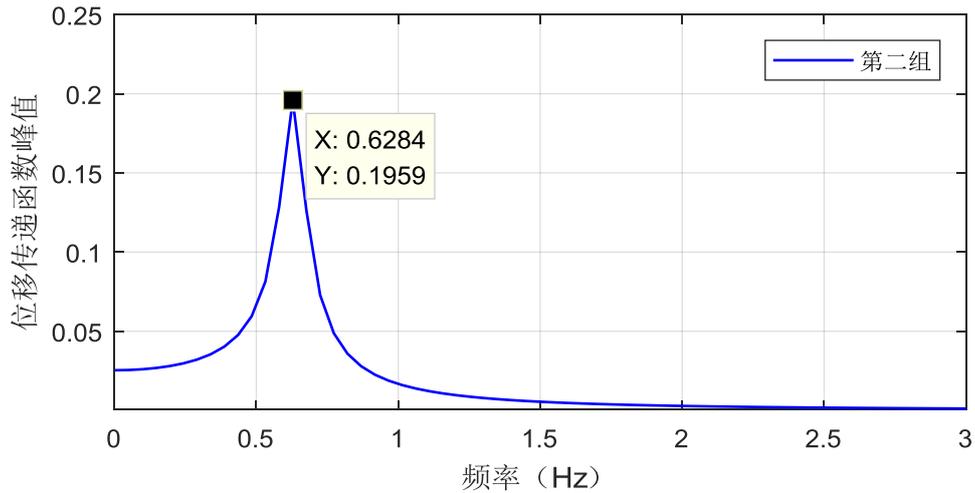


图 2.20 框架顶部位移响应的传递函数 (El centro)

而由于结构加速度响应不具有较好衰减性态,故采用子空间识别法识别阻尼比。包含随机噪声的系统连续状态空间方程为:

$$\begin{cases} \dot{x}(t) = Ax(t) + Bu(t) + Ke(t) \\ y(t) = Cx(t) + Du(t) + e(t) \end{cases} \quad (2.24)$$

式中  $A$ 、 $B$ 、 $C$  和  $D$  是状态空间矩阵。 $K$  是扰动矩阵。 $u(t)$  是输入,  $y(t)$  是输出,  $x(t)$  是  $n$  维向量,  $e(t)$  是扰动。

子空间识别能利用结构的输入(激励)和输出(响应)进行模态参数识别,其中由 Van Overschee 和 De Moor<sup>[60]</sup>提出的 N4SID 算法是子空间辨识中最有代表性的。当  $x(t)$  和  $y(t)$  已知时, MATLAB 工具箱提供的函数 n4sid 可以实现状态空间矩阵  $A$  的识别,从而间接实现模态参数识别。

以激励加速度为输入时程,框架顶层加速度为输出时程,用随机子空间方法(SSID)识别该组工况阻尼比。第 2~8 组阻尼比如下表 2.6 所示。

表 2.6 框架顶部的动力特性(%)

序号	惯容质量比 $\mu$	惯容刚度比 $\kappa$	电涡流阻尼比 $\zeta$ (%)	El centro		311	
				基频 (Hz)	阻尼比 (%)	基频 (Hz)	阻尼比 (%)
-	-	-	-	1.000	0.5	1.000	0.5
2	1.5	100	10	0.620	1.9	0.627	1.9
3	1		10	0.700	2.1	0.707	2.1
4	2		10	0.579	1.7	0.577	1.7
5	1.5		5	0.620	1.1	0.627	1.1
6	1.5		15	0.620	2.7	0.627	2.7
7	1.5		50	10	0.620	1.9	0.627
8	1.5	150	10	0.620	1.9	0.627	1.9

注:地震波不同,理论上基频应相同,但由于计算误差,导致有 1% 的差异。

由表 2.6 可知:

(1) 在 El centro 波和 311 波下, 两种激励下的 CBIS 对 SDOF 结构的均起到调谐和增加阻尼的作用。以第 2 组参数为例, El centro 波激励下, 带 CBIS 的 SDOF 结构的基频为 0.062Hz, 原结构基频为 1.000Hz, 惯容器起到了调谐的作用, 这与前面理论相符; 阻尼比从 0.5% 增加到了 1.9%。

(2) 惯容质量比  $\mu$  增加, 结构基频降低, 阻尼比增加。以 El centro 波激励为例, 在第 2、3、4 组参数中  $\mu$  分别为 1、1.5、2, 当  $\mu$  从 1 增加到 2 时, 结构基频从 0.700Hz 降低到了 0.579Hz, 惯容器的调谐作用增强; 当  $\mu$  从 1 增加到 2 时, 阻尼略有增加, 阻尼比从 1.7% 增加到了 2.1%。

(3) 当电涡流阻尼比  $\zeta$  增加时, 结构基频不变化, 阻尼比显著增加。以 El centro 波激励为例, 在第 2、5、6 组参数中  $\zeta$  分别为 5%、10%、15%, 当  $\zeta$  从 5% 增加到 15% 时, 结构基频不变化, 均为 0.062Hz; 阻尼比从 1.1% 增加到了 2.7%。

(4) 当惯容刚度比  $\kappa$  大于 10 时, 惯容刚度比  $\kappa$  变化对结构响应无影响。第 2、7、8 组参数中,  $\kappa$  分别为 100、50、150, 结构基频和阻尼比均无变化。

综上可知, 为了验证上述理论模型和数值模拟结论的正确性, 同时考虑振动台构件试验的实际情况, 后续振动台试验实物模型各个参数选择范围可以是: 惯容质量比  $\mu \in [1.0, 3.0]$ , 惯容刚度比  $\kappa \in [10, 200]$ , 电涡流阻尼比  $\zeta \in [1\%, 50\%]$ 。

## 2.6 本章小结

本章介绍了一种新型的减振装置, 拉索式惯容系统, 其具有简单的配置和力学原理。并建立了带惯容阻尼单元的单自由度力学模型, 提出了带拉索式惯容系统结构的动力学方程和运动方程。同时, 分析了分析关键参数(惯容质量比、刚度比、阻尼比)对结构响应的影响。最后, 对该阻尼器进行数值模拟, 从时域角度分析了惯容系统对相关结构的减振效果。基于上述讨论, 可得出如下结论:

(1) 具有非接触阻尼机制的 CBIS 具有良好性能。首先, 在其生命周期内 CBIS 性能不退化。其次, CBIS 不会影响整体结构的刚度。然后, 通过改变永磁体与导体之间的气隙, 可以很容易地调节阻尼比。同时, 该系统可以通过惯容单元, 将较小的实际质量放大为较大的表观质量, 并且加工难度低。

(2) 对于提出的带惯容阻尼单元的单自由度力学模型, 惯容质量比  $\mu$  越大, 减震效果也越好, 但是结构峰值响应取到最小值的惯容刚度比也会响应增加。也就是说, 控制更大的位移, 需要采用更大的附加表观质量, 即惯容表观质量, 并辅之以适配的惯容刚度比。当惯容刚度比  $\kappa > 1$ , 且阻尼比  $\zeta$  一定时, 结构峰值响应随着惯容质量比  $\mu$  的变化, 有 2 个极小值点, 在两个极值点之间, 控制效果都比较好, 但是惯容质量比  $\mu$  继续增加, 对结构控制效果一般, 这是因为惯容刚度

比  $\kappa$  与惯容质量比  $\mu$  并不适配。当惯容刚度比  $\kappa < 1$ ，且电涡流阻尼比  $\zeta$  一定时，结构峰值响应随着惯容质量比  $\mu$  的变化几乎只有 1 个极小值点。当惯容质量比  $\mu$  和电涡流阻尼比  $\zeta$  一定，随着惯容刚度比  $\kappa$  增加，结构峰值响应先减小在增加。当惯容质量比  $\mu$  和惯容刚度比  $\kappa$  一定时，阻尼比  $\zeta$  越大，结构响应峰值越小。

(3) 此外，对考虑拉索刚度和不考虑拉索刚度的力学模型，分别进行在地震激励下带 CBIS 单自由度结构的数值模拟，可以发现，在 El centro 波和 311 波下，两种激励下的 CBIS 对 SDOF 结构的减振效果均较好。惯容器的出现，可以有效降低结构基频。并根据参数分析和数值模拟结果对试验实物模型各个参数的建议范围。

本章对带 CBIS 的单自由度结构在减小位移和加速度响应方面的作用进行了数值模拟，其优化设计及其在多自由度系统中的应用将是今后研究的另一个课题。

## 第3章 拉索式惯容系统阻尼器振动台试验研究

基于第2章拉索式惯容系统阻尼器的理论研究,为了研究该阻尼器在实际土木工程领域的应用性,并探讨惯容质量比等参数变化对阻尼器实际使用性能的影响,因此进行带拉索式惯容系统阻尼器单层框架振动台试验。

拟通过单层钢框架进行振动台试验,单层框架的尺寸长 $\times$ 宽 $\times$ 高为 $0.834\text{m}\times 0.390\text{m}\times 1.000\text{m}$ 。

在3.1节中,根据第2章理论分析,确定试验模型参数,其中,主体结构为一个强柱弱梁的单层门式钢框架,考虑到试验效果,主体结构质量设计为 $26.62\text{Kg}$ ,刚度为 $4800\text{N/m}$ ,基频为 $2\text{Hz}$ 左右,阻尼比 $0.2\%$ ,层间弹性位移 $0.084\text{m}$ 。并根据试验目的和内容,确定加速度、位移、力传感器的现场布置情况。

在3.2节中,进行地震动激励下无控结构(即空框架)的响应分析。具体分析加速度、位移、拉索索力等指标在时域和频域范围的变化,计算结构的动力特性和传递函数,与地震动激励下有控结构的响应分析对比。

在3.3节中,进行简谐激励作用下带拉索式电涡流阻尼器结构的响应分析。具体分析变幅简谐波激励下阻尼器的工作性能,通过加速度、位移、拉索索力等指标在时域和频域范围的变化,分析阻尼器在简谐激励下的减振效果,计算结构的动力特性和动力放大系数,绘制结构响应的放大系数曲线。

在3.4节中,进行地震动激励作用下带拉索式电涡流阻尼器结构的响应分析。具体分析El centro波、311波、上海人工波等3种地震激励下,阻尼器的工作性能,通过加速度、位移、拉索索力等指标在时域和频域范围的变化,分析阻尼器在地震动激励下的减振效果,计算结构的动力特性,并推导得出传递函数。

在本章中主要运用的计算工具为MATLAB。MATLAB是常用数据分析软件,可以进行矩阵运算、绘制函数和数据、实现算法,其中对于信号的快速处理是其最基本的功能之一。

### 3.1 试验设计

#### 3.1.1 拉索式惯容系统阻尼器试验模型

本试验采用的结构模型是一个单层门式框架,底部通过角钢连接在刚度可视为无穷大的钢板上,上端由一块刚度可视为无穷大的钢板将门式框架的四臂连接起来,所以钢框架在水平方向上的自由衰减振动主要为第一阶模态,可看作是一

个广义单自由度的振动系统。底板尺寸长×宽×高为 1.200m×0.600m×0.010m，钢框架尺寸长×宽×高为 0.834m×0.390m×1.000m，框架柱采用 Q245 钢板，框架顶板和底板采用 Q245 钢板，试验所用框架模型如图 3.1 所示。框架底板连接阻尼器。

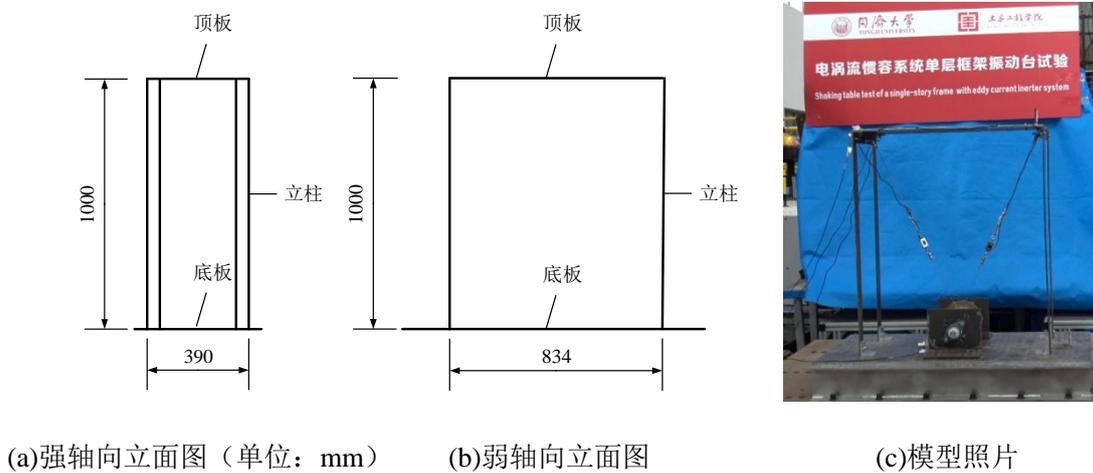


图 3.1 附加拉索式惯容阻尼器的试验框架模型

本次试验为足尺试验，不考虑模型的缩尺效应。同时，考虑到试验效果，钢框架设计之初，将质量集中于框架柱和框架顶板上，没有附加质量块。钢框架的一阶频率设计为 2Hz 左右，结构一阶模态广义质量为 26.62kg，阻尼比 0.2%。动力特性方面，试验采用单向加载方式，沿单层框架弱轴向加载。

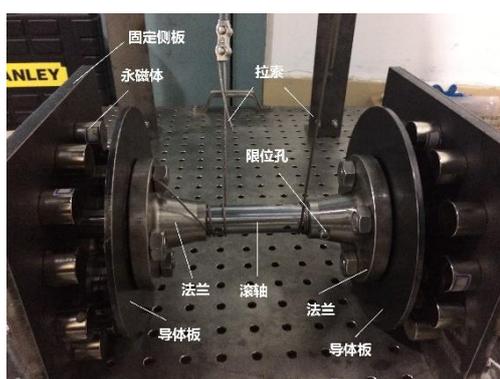
本次试验采用的拉索式惯容系统阻尼器由同济大学余必龙于 2017 年提出。该拉索式旋转电涡流惯容阻尼器由定子、转子及连接装置组成，其中定子包括固定在结构上的侧板角钢、方形轴承和吸附在侧板上的永磁体；支承于侧板上的滚轴，导体板以及用于连接导体板和滚轴的法兰板共同组成了转子。阻尼器与结构之间用钢绞线拉索连接，达到力和位移的传递作用，阻尼器实物图如图 3.2 所示。拉索式惯容系统阻尼器由转子和定子组成。转子由两个导体板（直径 190mm，厚度随工况改变）和一个滚轮（直径 25mm）组成。定子包括两个固定在底座上的侧板，宽×长×高尺寸为 240mm×200mm×12mm，两个支撑滚轴的轴承，24 个均匀吸附在两个侧板上的永磁体。导体板由导电率高的铜板制成，磁体选用钕合金（NdFeb）圆柱形永磁体（直径 25mm，厚度 20mm），磁极按相邻磁体磁极相对的原则交错排列。

通过在滚轴端部设置刻槽孔与轴承上的螺丝连接，一方面限制滚轴横向的移动，另一方面由于轴承的存在使得滚轴的运动由传统的滑动摩擦变为滚动摩擦，可以大大减小阻力，实物图如图 3.2 (b) 所示。法兰与导体板通过螺栓连接形成转子部分，并通过螺杆将法兰固定在滚轴的限位孔上，如图 3.2 (c) 所示，这样

实现了不同气隙大小的调节，可以方便容易的改变阻尼器的阻尼系数。拉索夹具及收紧装置如图 3.2 (d) 所示。拉索在导体板上的锚固通过螺栓拧紧实现，如图 3.2 (e)。构件加工由上海彭赫机械有限公司完成，加工方式采用慢走丝线切割，加工精度为 $\pm 0.1\text{mm}$ ，实物图见图 3.2 (f)。

相比板式电涡流阻尼器，这种模式有如下特点：

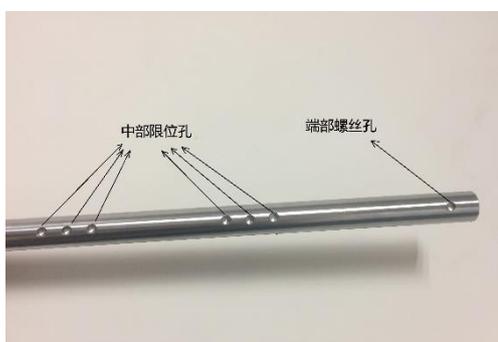
(1) 阻尼器结构为对称结构，滚轴中轴线两侧有两块导体板，结构在外荷载作用下发生侧移时，两块导体板同时随着滚轴转动，一方面增加了耗散地震作用的能量，另一方面可以保证框架结构在两个方向上振动时均可以提供阻尼。



(a) 阻尼器三维实物图



(b) 滚轴端部连接示意图



(c) 滚轴打孔示意图



(d) 拉索夹具及收紧器



(e) 拉索在滚轴上的锚固



(f) 试验装置实物图

图 3.2 拉索式惯容系统阻尼器实物

(2) 通过拉索带动滚轴转动，将永磁放置在远离滚轴中心的位置能显著提高导体板处切割磁感线时的运动速度，从而大大增大了阻尼系数及阻尼器的耗能能力。

(3) 该装置的缺点是传力不如板式电涡流阻尼器直接直观，滚轴转动时会受到侧钢板摩擦力的影响，由于框架结构层间位移很小，拉索的变形、应力松弛、夹具的滑移等都会降低其减震效果，所以该装置的设计中要特别重视位移的传达机制及位移损失。

基于第 2 章参数分析和数值模拟结果，本次振动台试验主要研究不同惯容质量比、不同电涡流阻尼比对拉索式惯容系统阻尼器振动控制效果的影响。所以，本次振动台试验中，拉索式惯容系统阻尼器的实际质量选定为 9.13kg 和 13.57kg，其对应的表观质量  $m_d$  为 46.601kg 和 69.263kg，质量比（惯容器表观质量与框架结构一阶振型广义质量的比）约为 1.328 和 1.974。同时，在质量比 1.328 和 1.974 的工况下，改变电涡流阻尼比，分别设置不带永磁体和带永磁体的对比组，按照导体板材质及厚度-阻尼特性-气隙大小的编号命名原则，工况编号为 cu5-g、cu5-d-10、cu20-g、cu20-d-10。试验用拉索式电涡流阻尼器参数如表 3.1 所示。试验用拉索式电涡流阻尼器效果图如图 3.3 所示。

表 3.1 振动台试验拉索式惯容系统阻尼器参数

序号	阻尼器质量 $m_i$ /kg	表观质量 $m_d$ /kg	惯容质量比 $\mu$	编号
1	9.13	46.601	1.328	cu5-g
2	9.13	46.601	1.328	cu5-d-10
3	13.57	69.263	1.974	cu20-g
4	13.57	69.263	1.974	cu20-d-10

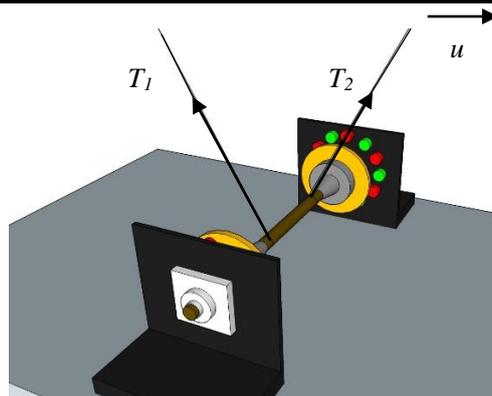


图 3.3 试验用拉索式电涡流阻尼器效果图

### 3.1.2 振动台试验的方案设计

基于第 2 章拉索式惯容系统阻尼器的理论研究，为了从试验角度验证理论的正确性，同时为了研究该阻尼器在实际土木工程领域的应用性，并探讨惯容质量

比等参数变化对阻尼器实际使用性能的影响,因此进行带拉索式惯容系统阻尼器单层框架振动台试验。

本试验在上海交通大学船舶海洋与建筑工程学院“上海交通大学—国际计测器株式会社模拟地震与工业振动共建实验室”进行。该模拟地震振动台参数如下表 3.2 所示。试验采样频率为 1000Hz。

表 3.2 模拟地震振动台各参数

台面尺寸	2m×2m
振动方向	XY 两向、两自由度（水平方向）
最大位移	±125mm、250mm P-P
最大速度	1500mm/s
最大加速度	空载时：0.1~50Hz, 2.6g 满负载（20 吨）时：0.1~50Hz, 1.0g
最大试件重	5 吨
频率范围	0.1~50Hz

围绕实验目的和试验思路,本次试验共设计 76 个工况,具体试验思路如图 3.4 所示。

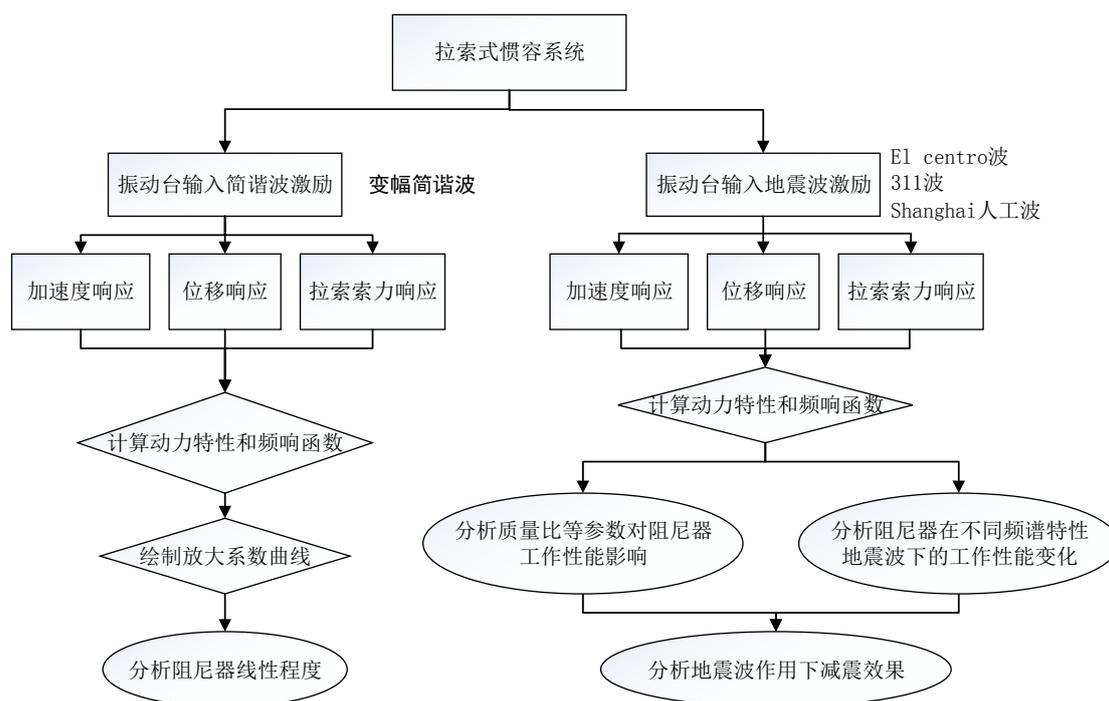


图 3.4 试验设计思路

首先,通过研究拉索式惯容系统阻尼器在简谐波激励下的响应,分析阻尼器工作状态下的线性程度。针对试验效果明显的惯容质量较大的 cu20-g 和 cu20-d-10 两种阻尼器,在一阶频率附近 1.5Hz 下进行变幅 (0.05g~0.2g) 简谐波激励。计算结构动力特性和放大系数,绘制放大系数曲线,分析阻尼器线性情况。其次,

通过研究拉索式惯容系统阻尼器在地震波激励下的响应,分析阻尼器实际减震效果。本次试验采用了3种地震波,分别是El centro波(1940年美国帝谷地震,II类场地,NS),311波(2011年3月11日东日本大地震,III类场地,NS,)和上海人工波(VI类场地)<sup>[61]</sup>。地震峰值加速度变化范围为0.1g~0.3g,El centro波的时间步长为0.02s,311波和上海人工波的时间步长为0.01s。

具体各工况的设置情况,将围绕各试验分目标在后续小节进行说明。

### 3.1.3 振动台试验的传感器布置

本次试验的主要量测内容有:钢框架顶层和底部的加速度响应、钢框架顶层和底部的位移响应、两侧拉索索力。根据主要测量内容,本次试验中,在钢框架的顶层和底部各布置了一个水平向加速度计和激光位移传感器,两侧拉索各布置了一个力传感器,传感器布置如图3.5所示。

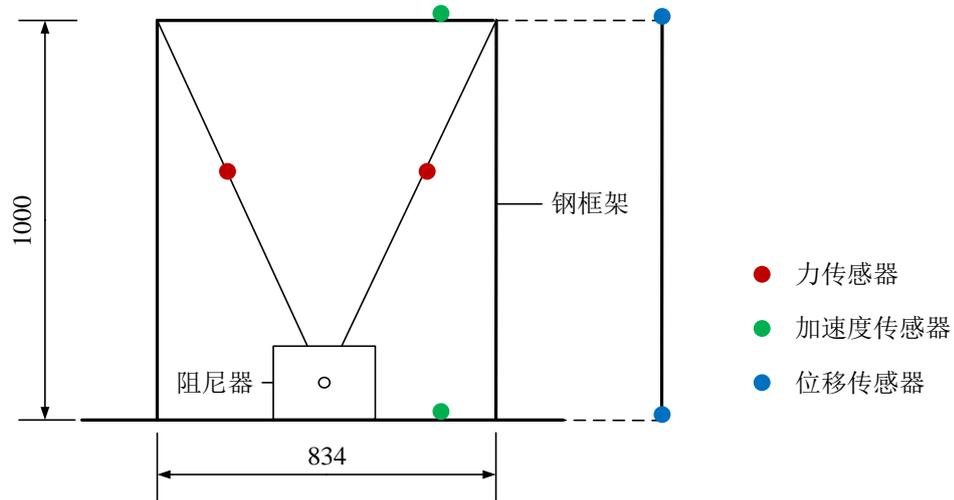


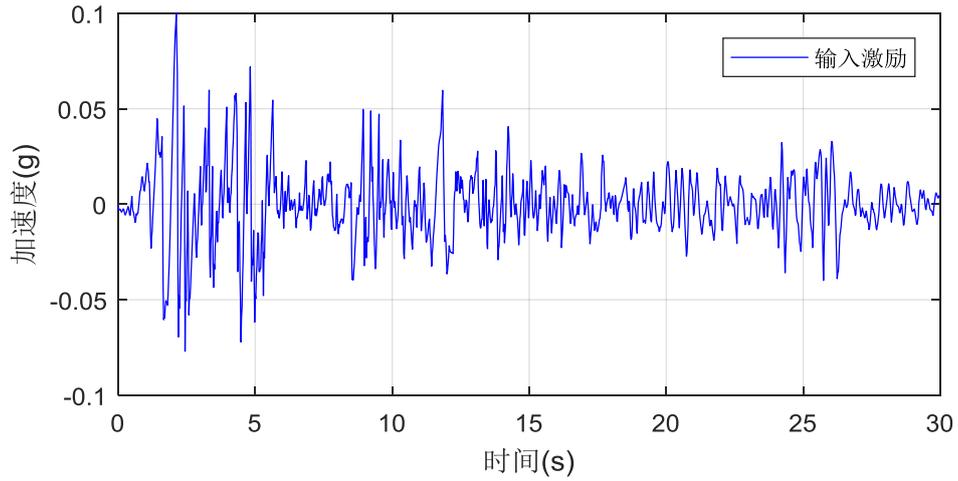
图 3.5 传感器布置图

## 3.2 地震动激励下无控结构的响应分析

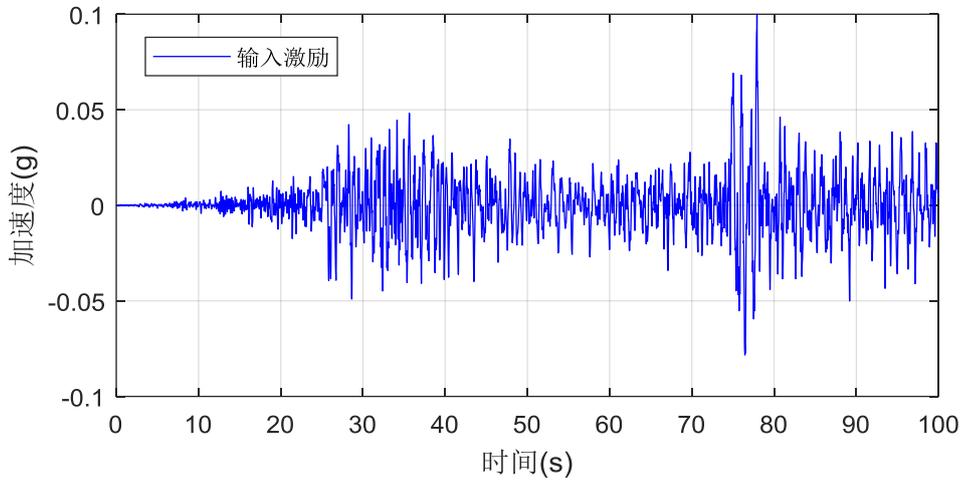
### 3.2.1 目的及试验工况

在进行地震动激励下有控结构的响应分析之前,先进行地震动激励下无控结构(即空框架)的响应分析。具体分析加速度、位移、拉索索力等指标在时域和频域范围的变化,计算结构的动力特性和传递函数。

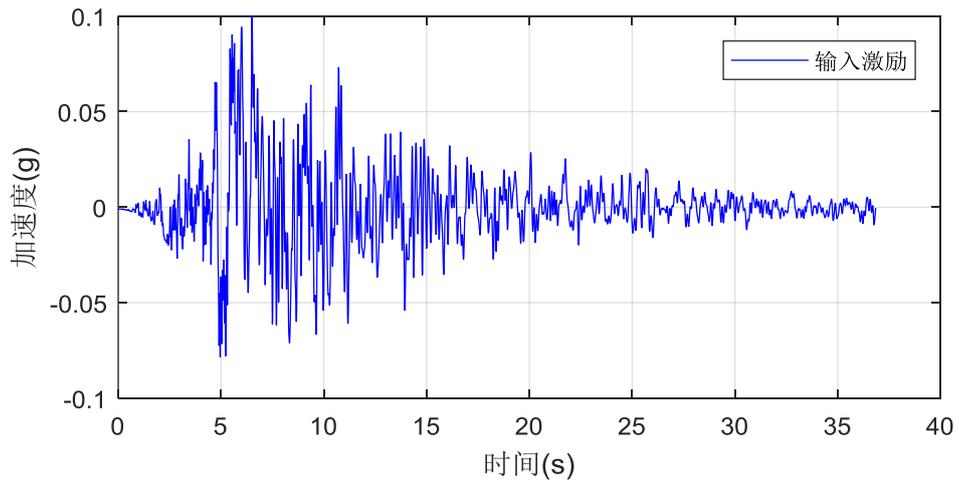
试验选择El centro波、311波、上海人工波这3种激励,以考虑II、III、IV类场地,3种激励的加速度时程如图3.6所示,其傅里叶幅值谱如图3.7所示,其功率谱如图3.8所示。



(a) El centro 波



(b) 311 波

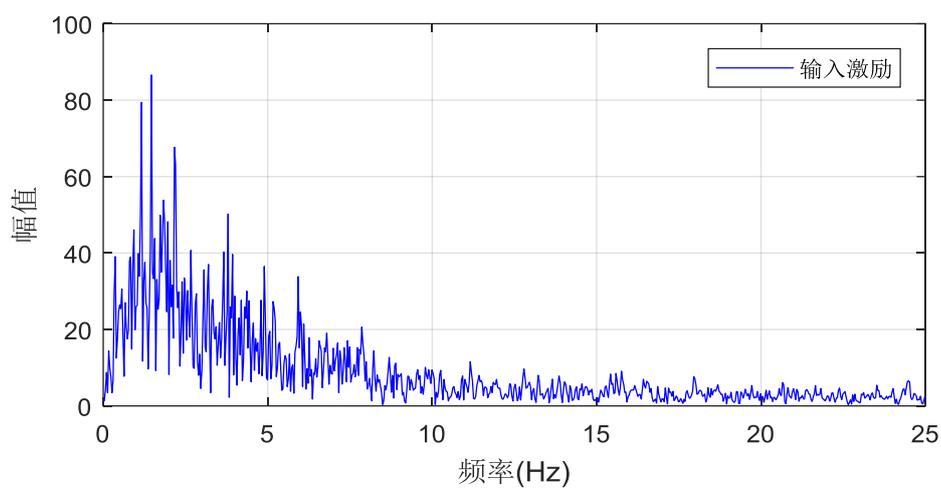


(c) 上海人工波

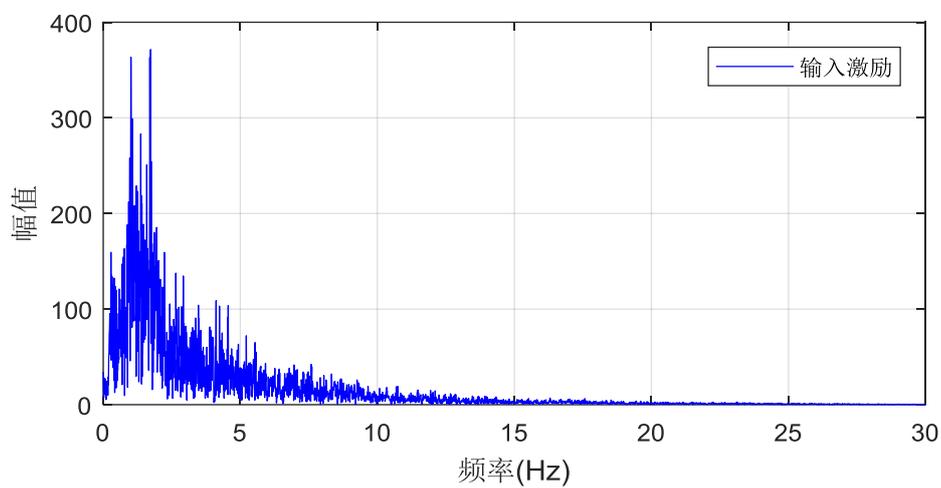
图 3.6 输入激励的加速度时程图

从图 3.7 来看，3 组地震波的频率分布都集中在 30Hz 以内，符合试验振动

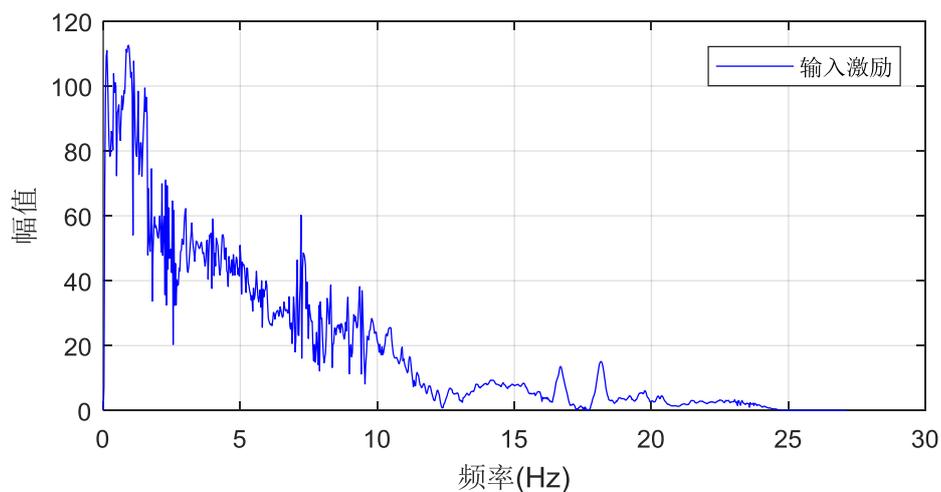
台的工作频率范围。



(a) El centro 波

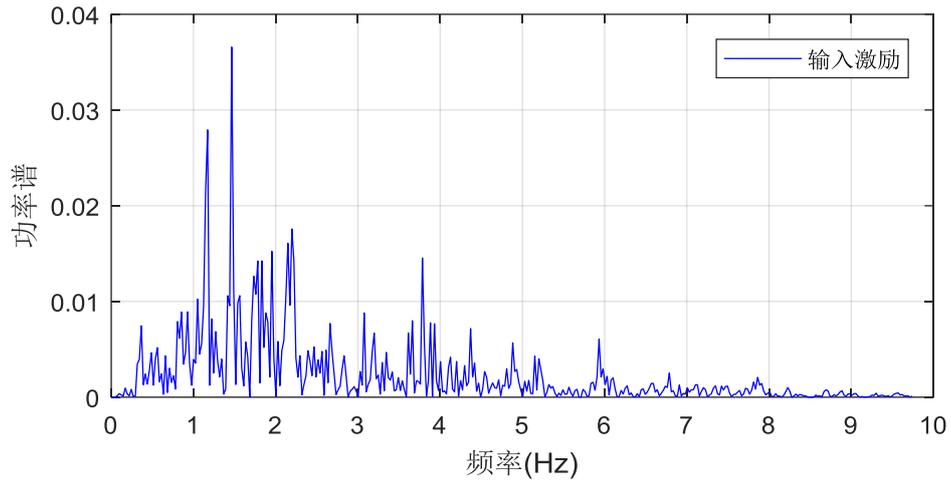


(b) 311 波

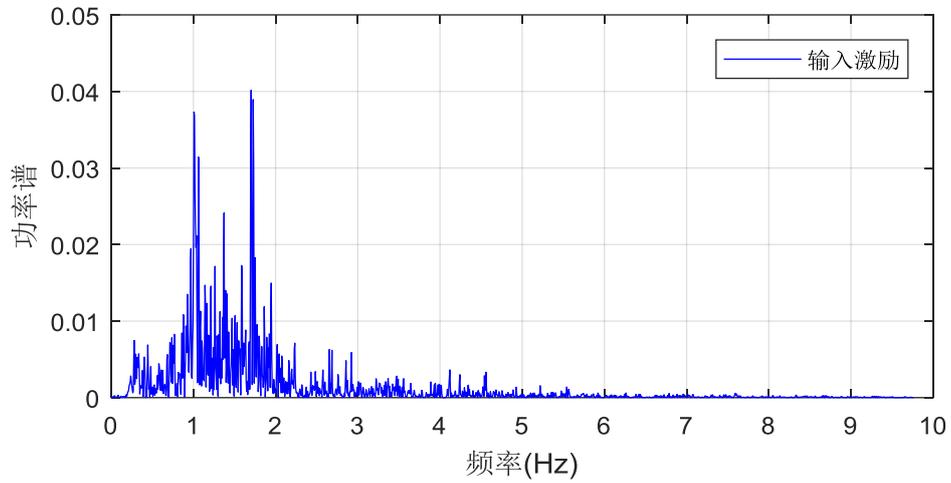


(c) 上海人工波

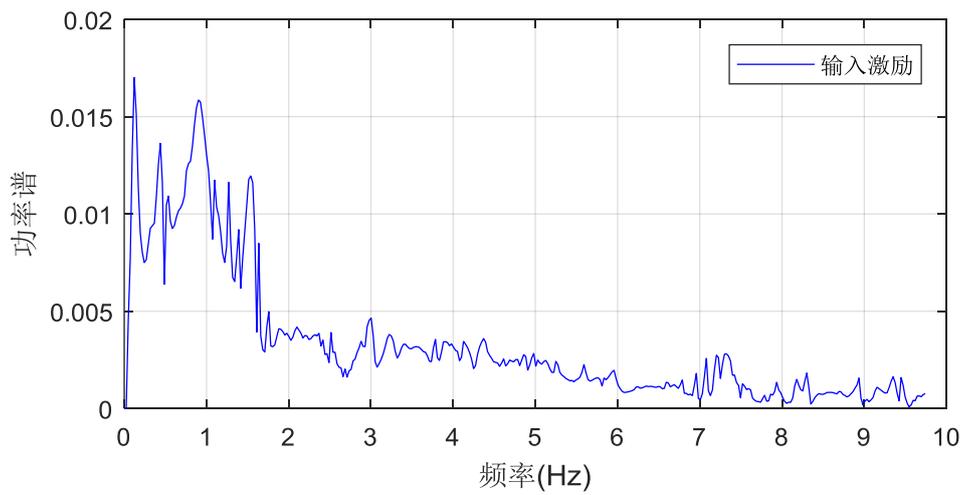
图 3.7 输入激励的加速度傅里叶幅值谱



(a) El centro 波



(b) 311 波



(c) 上海人工波

图 3.8 输入激励的功率谱

从图 3.8 来看，3 组地震波的能量具有不同的频率分布特性，且能量强度特点各异，但是能量都主要集中于 0.1~2Hz 的频段，与结构基频 2Hz 相吻合。

围绕实验目的和实验内容，无控结构试验部分共进行 13 组试验，本小节试验工况表如下表 3.3 所示：

表 3.3 无控结构试验工况表

序号	试验工况编号	地震激励	地震输入值 (cm/s <sup>2</sup> )
1	WN50-1-empty	第一次白噪声	50
2	EL100-empty	El Centro 波	100
3	EL200-empty	El Centro 波	200
4	EL300-empty	El Centro 波	300
5	WN50-2-empty	第二次白噪声	50
6	311-100-empty	311 波	50
7	311-200-empty	311 波	200
8	311-300-empty	311 波	300
9	WN50-3-empty	第三次白噪声	50
10	SH100-empty	上海人工波	100
11	SH200-empty	上海人工波	200
12	SH300-empty	上海人工波	300
13	WN50-4-empty	第四次白噪声	50

注：1.上述输入波均为单向；

2.白噪声频率范围为[0,30HZ]。

### 3.2.2 无控结构的响应分析

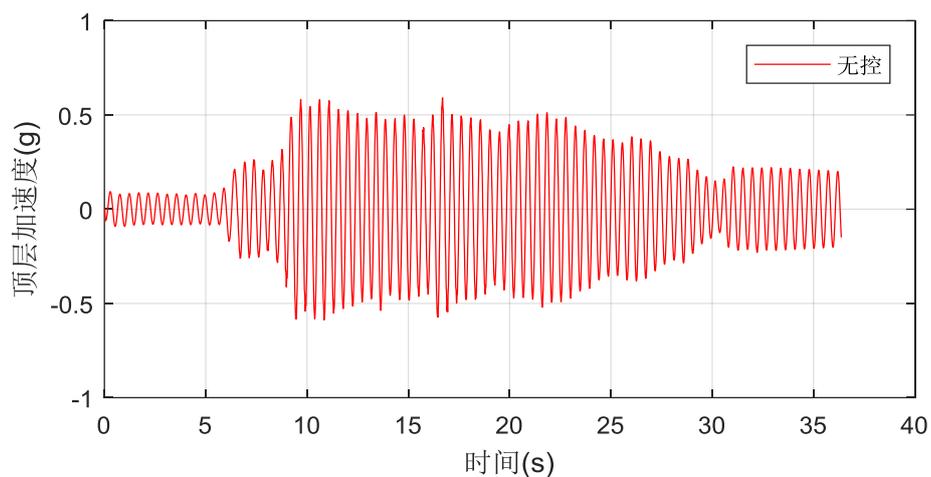
#### (1) 加速度响应

为了在后续章节对比分析有控结构在各地震动激励工况下加速度响应及减震率，本小节计算分析无控结构各工况下加速度响应。表 3.4 列出了无控结构顶层加速度响应的幅值和均方根值。

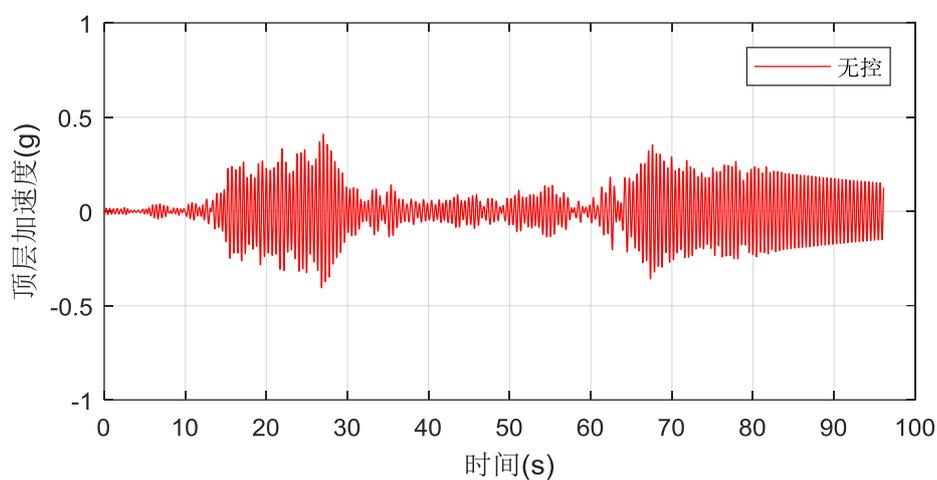
表 3.4 无控结构结构顶层响应（单位：g）

输入	PGA (g)	顶层加速度		顶层相对加速度	
		幅值	均方根值	幅值	均方根值
EL Centro	0.10g	0.634	0.256	0.616	0.258
	0.20g	1.104	0.491	1.071	0.496
	0.30g	1.263	0.698	1.360	0.716
311	0.10g	0.403	0.120	0.411	0.119
	0.20g	0.795	0.248	0.801	0.246
	0.30g	1.174	0.397	1.148	0.394
上海	0.10g	0.499	0.179	0.464	0.179
	0.20g	0.862	0.344	0.896	0.345
	0.30g	1.070	0.396	1.062	0.397

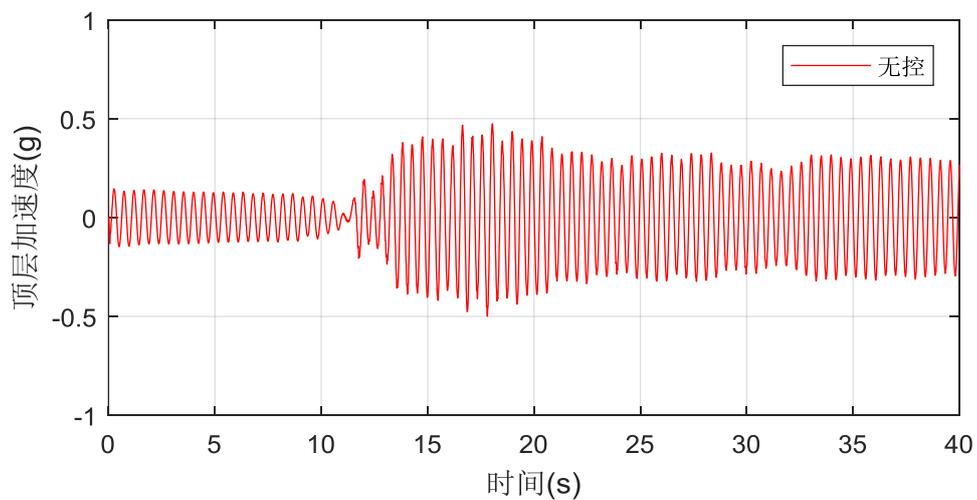
选取 3 个典型工况下的加速度时程，见图 3.9。



(a) EL Centro (EL100-empty)



(b) 311 波 (311-100-empty)



(c) 上海人工波 (SH100-empty)

图 3.9 无控结构结构顶层加速度响应

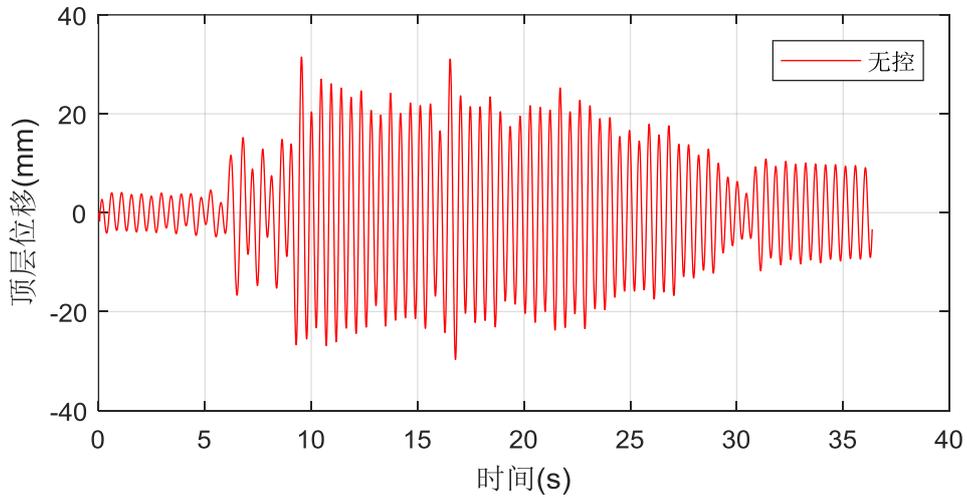
(2) 位移响应

同理,为了在后续章节对比分析有控结构在各地震动激励工况下加速度响应及减震率,本小节计算无控结构各工况下位移响应。表 3.5 列出了无控结构顶层位移响应幅值和均方根值。

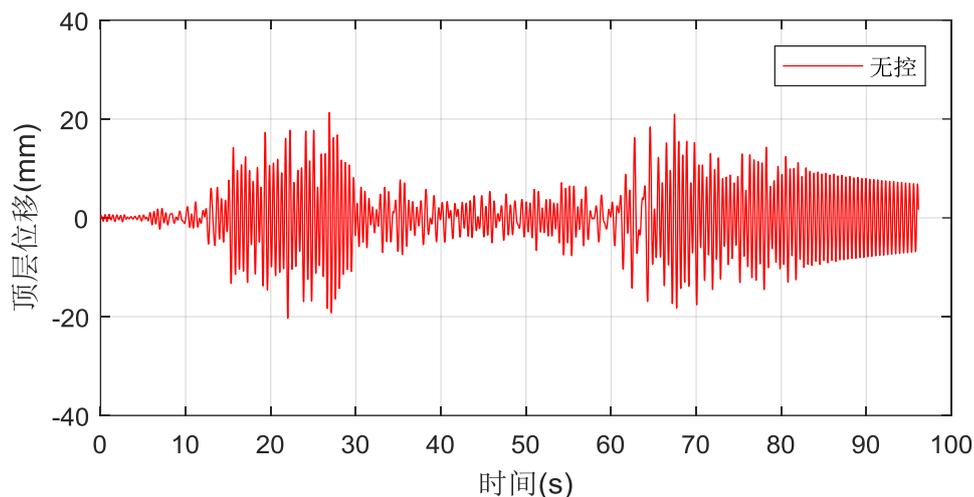
表 3.5 无控结构结构顶层位移响应 (单位: mm)

输入	PGA (g)	顶层加速度		顶层相对加速度	
		幅值	均方根值	幅值	均方根值
EL Centro	0.10g	33.233	11.715	28.119	11.687
	0.20g	58.132	22.207	49.122	22.232
	0.30g	87.518	31.276	86.148	37.420
311	0.10g	21.096	5.935	19.143	5.607
	0.20g	43.046	12.684	37.349	11.566
	0.30g	66.034	19.235	56.367	18.324
上海	0.10g	27.446	8.243	23.537	8.171
	0.20g	52.291	15.932	43.001	15.750
	0.30g	63.908	18.559	52.611	18.166

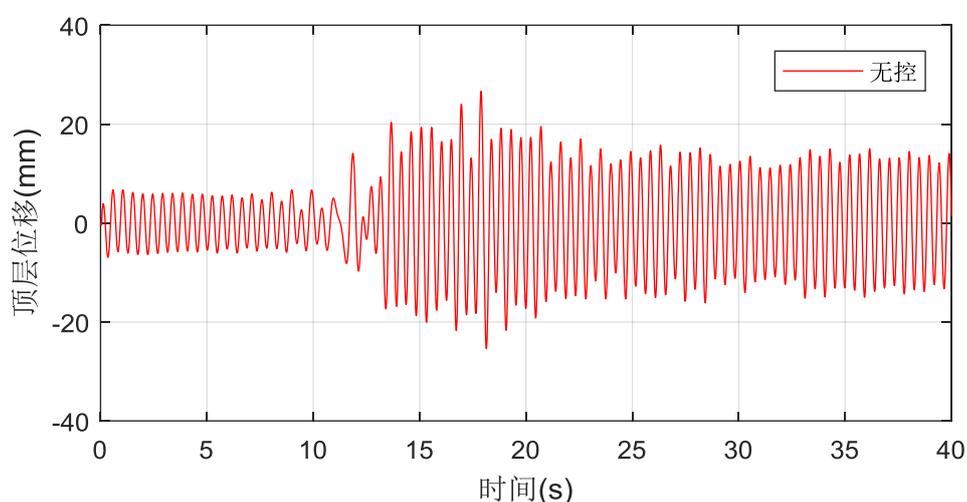
选取 3 个典型工况下的位移时程, 见图 3.10。



(a) EL Centro (EL100-empty)



(b) 311 波 (311-100-empty)



(c) 上海人工波 (SH100-empty)

图 3.10 无控结构结构顶层位移响应

### 3.2.3 无控结构的传递函数

由于试验所测加速度响应和位移响应数据含有噪声,无法用传递函数的定义法求带拉索式惯容系统阻尼器的 SDOF 结构的传递函数,所以,这里使用 MATLAB 工具箱中提供的函数 `tfestimate` 进行传递函数的估计。其原理为,通过功率谱密度来估计传递函数<sup>[62]</sup>。

对于一个参数线性且不随时间变化的系统,  $X(n)$  和  $Y(n)$  分别为系统的输入和输出,  $H(\omega)$  为输入输出之间的传递函数,可以证明<sup>[62]</sup>:

$$P_{xy}(\omega) = H(\omega)P_{xx}(\omega) \quad (3.1)$$

式中,  $P_{xx}(\omega)$  为  $X(n)$  的自功率谱密度;  $P_{xy}(\omega)$  为  $X(n)$  和  $Y(n)$  的互功率谱密度。由此还可以证明,输入  $X(n)$  和输出  $Y(n)$  之间的传递函数估计为<sup>[62]</sup>:

$$H(\omega) = \frac{\hat{P}_{xy}(\omega)}{\hat{P}_{xx}(\omega)} \quad (3.2)$$

在 MATLAB 工具箱中，当  $X(n)$  和  $Y(n)$  已知时，调用函数 `tfestimate` 可以直接求出系统的传递函数估计。

以峰值 0.1g 的 El Centro 波为例，运用 MATLAB 内置函数 `tfestimate`，选取汉宁窗（256 个数据点），模拟加速度响应传递函数，如图 3.11 所示。

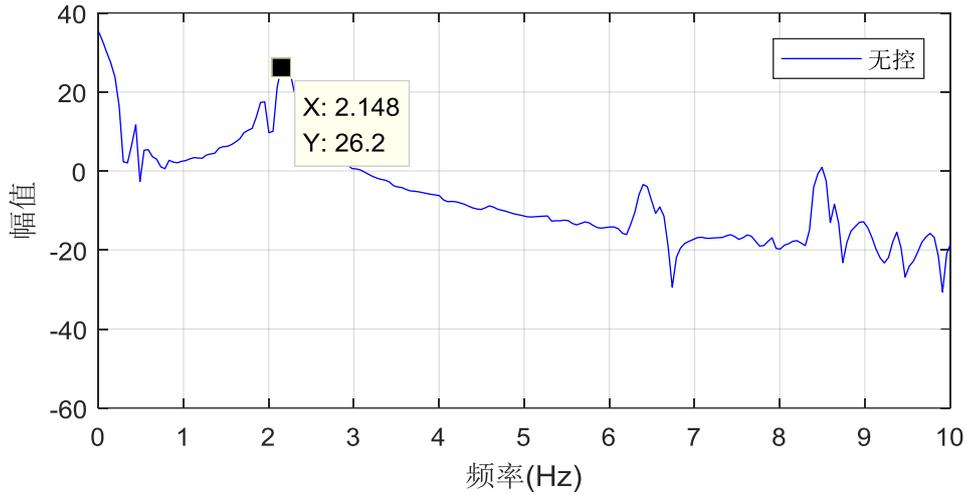


图 3.11 无控结构加速度响应传递函数

### 3.2.4 无控结构的动力特性

对无控结构在白噪声的响应进行频谱分析，典型频谱图如图 3.12 所示，由于结构会在基频附近有较大幅值响应，第一个出现幅值对应的频率就是结构的第一阶频率。

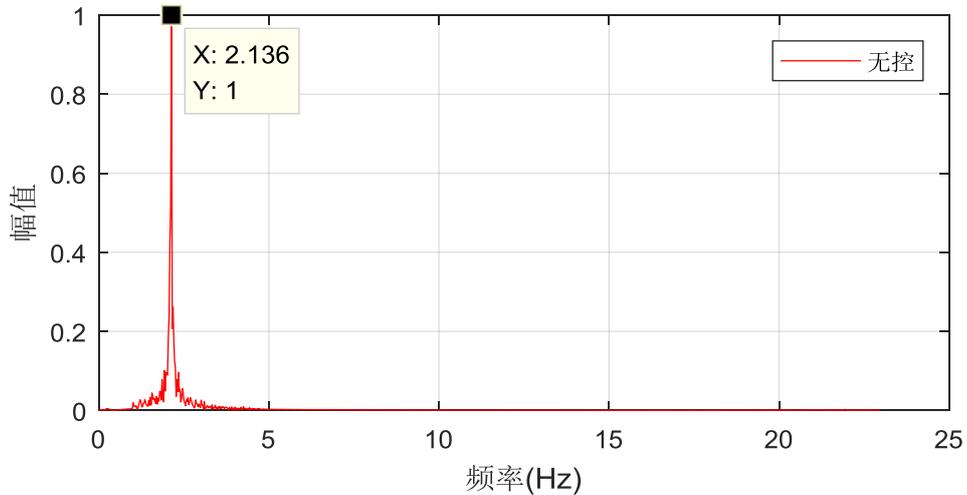


图 3.12 无控结构白噪声下加速度频谱图

试验中，4次空框架白噪声扫频结果如下表 3.6 所示，可得结构基频平均值为 2.136Hz。

表 3.6 无控结构动力特性

白噪声次数	工况	一阶频率 (Hz)	阻尼比 (%)
1	empty	2.137	0.2
2		2.130	0.2
3		2.136	0.2
4		2.141	0.2
-	平均值	2.136	0.2

由于结构响应不具有良好的自由振动衰减形态，结构的阻尼比计算采用子空间识别法，以台面输入加速度作为输入时程，以结构顶层加速度响应作为输出时程，用随机子空间方法 (SSID) 识别该组工况阻尼比。阻尼比识别结果如上表从表 3.6 所示，无控结构阻尼比识别结果稳定，平均值为 0.2%。

### 3.3 简谐激励作用下有控结构的响应分析

#### 3.3.1 目的及工况

进行简谐激励作用下带拉索式电涡流阻尼器结构的响应分析。具体分析变幅简谐波激励下阻尼器的工作性能，通过加速度、位移、拉索索力等指标在时域和频域范围的变化，分析阻尼器在简谐激励下的减振效果，计算结构的动力特性和动力放大系数，绘制结构响应的放大系数曲线。

根据第 2 章的理论研究，随着惯容导体盘质量增加，结构第二阶频率越容易被激发出来，并可能获得较好的实验结果，所以选择 20mm 的导体盘进行变幅简谐激励下附加拉索式惯容系统的结构试验研究和附加纯惯容阻尼器的结构试验研究。根据前期自由振动试验，附加阻尼器的结构基频为 1.5Hz 左右，所以对附加阻尼器的结构 (cu20-g 和 cu20-d-10) 在 1.5Hz 处进行幅值变化范围为 [50,100,150,200] ( $\text{cm/s}^2$ ) 的变幅简谐波激励。

围绕实验目的和实验内容，共进行 12 组试验，本小节试验工况表如下表 3.7 所示：

表 3.7 简谐激励作用下有控结构试验工况表

序号	试验工况编号	地震激励	地震输入值 ( $\text{cm/s}^2$ )	备注
1	WN50-1-cu20-g	第一次白噪声	50	一阶附近变幅
2	SIN50-cu20-g	SIN 波	50	
3	SIN100-cu20-g	SIN 波	100	

4	SIN150-cu20-g	SIN 波	150	
5	SIN200-cu20-g	SIN 波	200	
6	WN50-2-cu20-g	第二次白噪声	200	
7	WN50-1-cu20-d-10	第一次白噪声	100	一阶附近变幅
8	SIN50-cu20-d-10	SIN 波	50	
9	SIN100-cu20-d-10	SIN 波	100	
10	SIN150-cu20-d-10	SIN 波	150	
11	SIN200-cu20-d-10	SIN 波	200	
12	WN50-2-cu20-d-10	第二次白噪声	50	

注：1.上述输入波均为单向；  
 2.白噪声频率范围为[0,30HZ]；  
 3.简谐波分别在一阶（1.5Hz）附近变幅。

### 3.3.2 简谐激励下结构响应分析

#### (1) 加速度响应

表 3.8 简谐波下阻尼器加速度响应及动力特性

序号	阻尼器类型	地震输入值 (cm/s <sup>2</sup> )	顶部响应幅值 (g)	底部响应幅值 (g)	基频 (Hz)	相位差 (rad)
1	cu20-g	50	0.021	0.051	1.501	0.54 $\pi$
2		100	0.033	0.102	1.506	0.60 $\pi$
3		150	0.039	0.151	1.503	0.30 $\pi$
4	cu20-d-10	50	0.034	0.054	1.505	0.45 $\pi$
5		100	0.056	0.105	1.483	0.45 $\pi$
6		150	0.079	0.153	1.485	0.45 $\pi$
7		200	0.105	0.202	1.503	0.42 $\pi$

注：工况 SIN200-cu20-g 数据采集异常，不进行具体分析。

简谐波激励下，附加拉索式惯容系统的结构和附加纯惯容阻尼器的结构加速度响应及动力特性如上表 3.8 所示。

上表中，基频为顶部加速度响应经傅里叶变换所得。相位差通过 MATLAB 中自带的互相关函数 `xcorr` 计算顶部加速度稳态响应与底部加速度稳态响应的互相关，推算时移，从而计算出相位差<sup>[62]</sup>。

为了更有效分析表 3.8 中的数据，可绘制阻尼器加速度放大系数曲线，如图 3.12 所示。结合表 3.8 和图 3.13 可以看出，在简谐波输入激励幅值范围为 0.05g~0.15g 时，纯惯容阻尼器工作基本线性工作，加速度放大系数在 0.256~0.408 之间，阻尼器对结构加速度响应起到良好的稳定的控制效果。而在简谐波输入激励幅值范围为 0.05g~0.20g 时，拉索式电涡流阻尼器基本线性工作，加速度放大系数在 0.514~0.628 之间，阻尼器对结构加速度响应起到良好的稳定的控制效果。

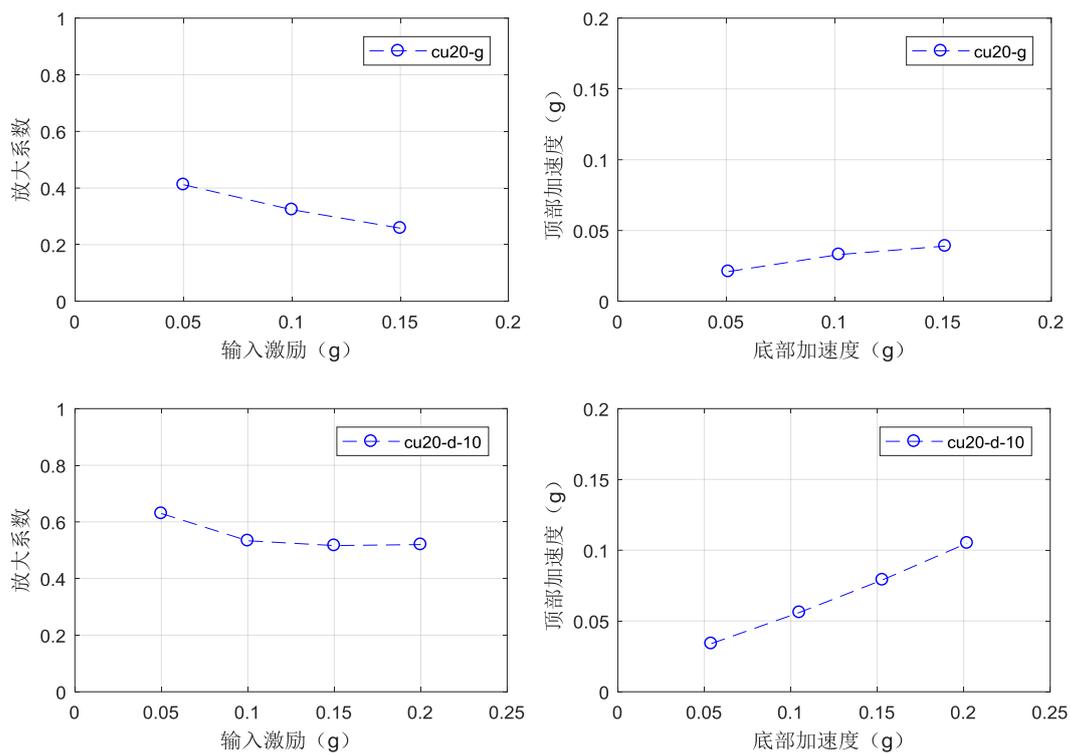


图 3.13 结构加速度放大系数

以 SIN1.5HZ100-cu20-d-10 工况为例，简谐波激励下，结构顶部加速度响应和底部加速度响应曲线如图 3.14 所示。

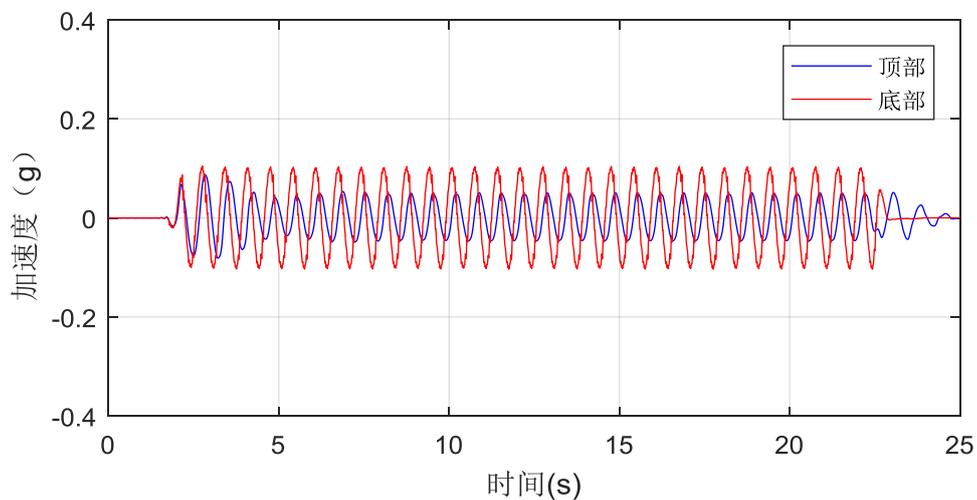


图 3.14 结构加速度时程 (SIN1.5HZ100-cu20-d-10)

### (2) 位移响应

与加速度响应类似，简谐波激励下，附加拉索式惯容系统的结构和附加纯惯容阻尼器的结构位移响应如下表 3.9 所示。基频为顶部位移响应经傅里叶变换所得。

表 3.9 简谐波下阻尼器位移响应 (单位: mm)

序号	阻尼器类型	地震输入值 (cm/s <sup>2</sup> )	顶部响应幅值	底部响应幅值	基频 (Hz)	相位差 (rad)
1	cu20-g	50	2.043	5.722	1.501	0.72 $\pi$
2		100	2.652	11.514	1.506	0.75 $\pi$
3		150	4.002	17.410	1.503	0.48 $\pi$
4	cu20-d-10	50	3.034	5.608	1.505	0.66 $\pi$
5		100	5.032	11.506	1.483	0.66 $\pi$
6		150	6.912	17.255	1.485	0.63 $\pi$
7		200	9.182	22.979	1.503	0.63 $\pi$

注: 工况 SIN200-cu20-g 数据采集异常, 不进行具体分析。

同理, 为了更有效分析以上数据, 可绘制阻尼器位移放大系数曲线, 如图 3.15 所示。结合表 3.9 和图 3.15 可以看出, 在简谐波输入激励幅值范围为 0.05g~0.15g 时, 纯惯容阻尼器基本线性工作, 位移放大系数在 0.230~0.357 之间, 阻尼器对结构位移响应起到良好的稳定的控制效果。而在简谐波输入激励幅值范围为 0.05g~0.20g 时, 拉索式电涡流阻尼器基本线性工作, 位移放大系数在 0.400~0.541 之间, 阻尼器对结构位移响应起到良好的稳定的控制效果。

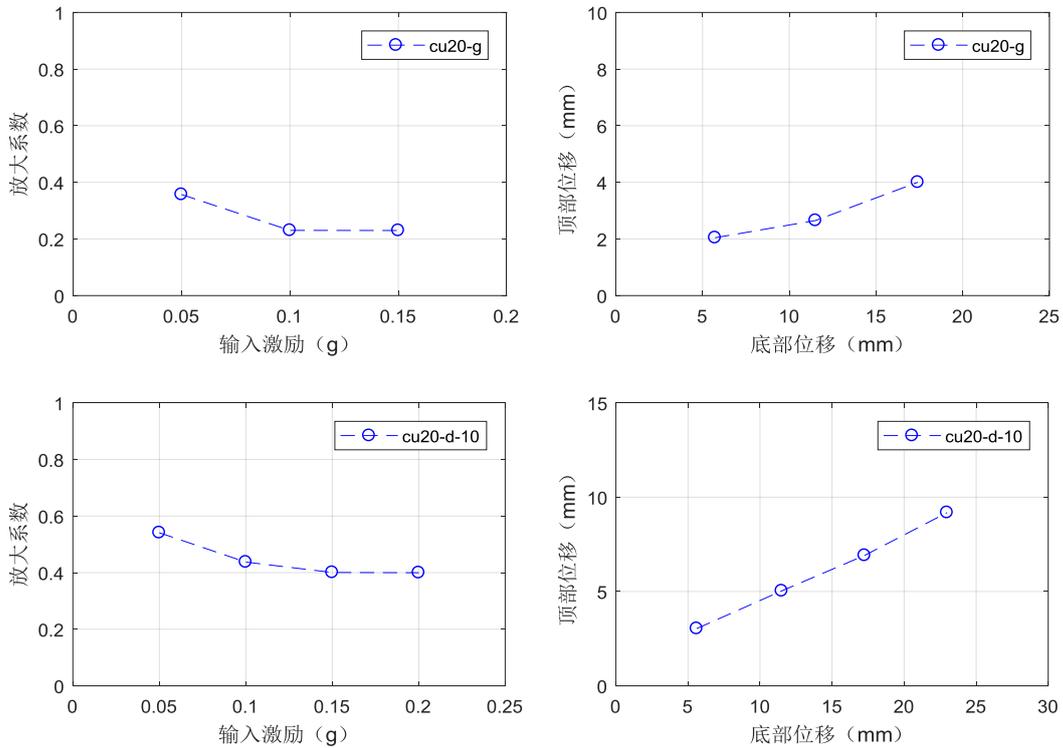


图 3.15 结构位移放大系数

以 SIN1.5HZ50-cu20-d-10 工况为例, 简谐波激励下, 结构顶部位移响应和底部位移响应曲线如图 3.16 所示。

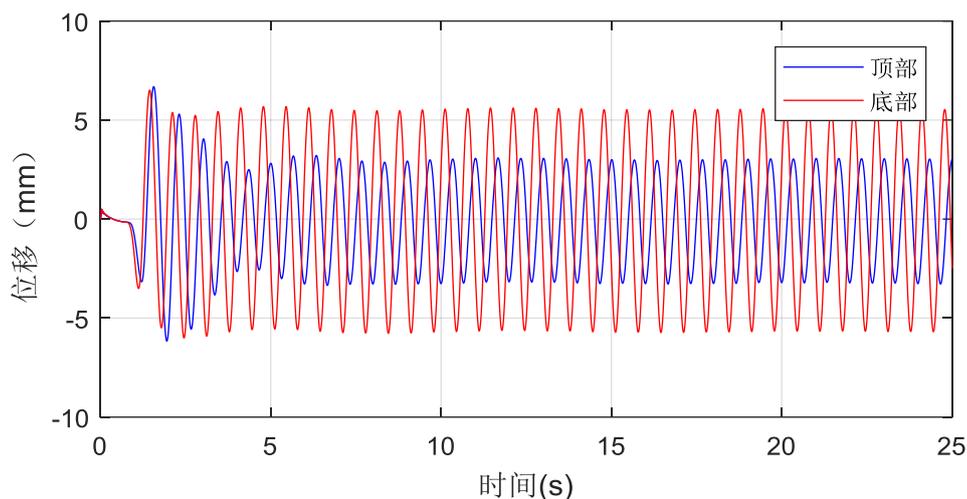


图 3.16 结构位移时程 (SIN1.5HZ50-cu20-d-10)

### (3) 拉索索力响应

拉索索力响应数据结果不理想, 本文不分析拉索索力响应数据。现象与原因将在 3.4.2 节地震激励下结构响应中进行具体分析。

## 3.4 地震动激励下有控结构的响应分析

### 3.4.1 目的及工况

进行地震动激励作用下带拉索式电涡流阻尼器结构的响应分析。具体分析 El centro 波、311 波、上海人工波等 3 种地震激励下, 阻尼器的工作性能, 通过加速度、位移、拉索索力等指标在时域和频域范围的变化, 分析阻尼器在地震动激励下的减振效果, 计算结构的动力特性, 并推导得出传递函数。

围绕实验目的和实验内容, 共进行 59 组试验, 本小节试验工况表如下表 3.10 所示:

表 3.10 有控结构试验工况表

序号	试验工况编号	地震激励	地震输入值 (cm/s <sup>2</sup> )
1	WN50-1-cu5-g	第一次白噪声	50
2	EL100-cu5-g	El Centro 波	100
3	EL200-cu5-g	El Centro 波	200
4	EL300-cu5-g	El Centro 波	300
5	WN50-2-cu5-g	第二次白噪声	50
6	311-100-cu5-g	311 波	100
7	311-200-cu5-g	311 波	200
8	311-300-cu5-g	311 波	300
9	WN50-3-cu5-g	第三次白噪声	50
10	SH100-cu5-g	上海人工波	100

11	SH200-cu5-g	上海人工波	200
12	SH300-cu5-g	上海人工波	300
13	WN50-4-cu5-g	第四次白噪声	50
14	WN50-cu5-d-10	第一次白噪声	50
15	EL100-cu5-d-10	El Centro 波	100
16	EL200-cu5-d-10	El Centro 波	200
17	EL300-cu5-d-10	El Centro 波	300
18	WN50-2-cu5-d-10	第二次白噪声	50
19	311-100-cu5-d-10	311 波	100
20	311-200-cu5-d-10	311 波	200
21	311-300-cu5-d-10	311 波	300
22	WN50-3-cu5-d-10	第三次白噪声	50
23	SH100-cu5-d-10	上海人工波	100
24	SH200-cu5-d-10	上海人工波	200
25	SH300-cu5-d-10	上海人工波	300
26	WN50-4-cu5-d-10	第四次白噪声	50
27	WN50-1-cu20-g	第一次白噪声	50
28	SIN50-cu20-g	第一次 SIN 波	50
29	SIN100-cu20-g	第二次 SIN 波	100
30	SIN150-cu20-g	第三次 SIN 波	150
31	SIN200-cu20-g	第四次 SIN 波	200
32	WN50-2-cu20-g	第二次白噪声	200
33	WN50-3-cu20-g	第三次白噪声	300
34	WN50-3-cu20-g-2	第四次白噪声	50
35	EL100-cu20-g	El Centro 波	100
36	EL200-cu20-g	El Centro 波	200
37	EL300-cu20-g	El Centro 波	300
38	WN50-4-cu20-g	第五次白噪声	50
39	311-100-cu20-g	311 波	100
40	311-200-cu20-g	311 波	200
41	311-300-cu20-g	311 波	300
42	WN50-5-cu20-g	第六次白噪声	50
43	SH-100-cu20-g	上海人工波	100
44	SH-200-cu20-g	上海人工波	200
45	SH-300-cu20-g	上海人工波	300
46	WN50-6-cu20-g	第七次白噪声	50
47	WN50-3-cu20-d-10	第三次白噪声	50
48	EL100-cu20-d-10	El Centro 波	100
49	EL200-cu20-d-10	El Centro 波	200
50	EL300-cu20-d-10	El Centro 波	300
51	WN50-4-cu20-d-10	第四次白噪声	50
52	311-100-cu20-d-10	311 波	100
53	311-200-cu20-d-10	311 波	200
54	311-300-cu20-d-10	311 波	300

55	WN50-5-cu20-d-10	第五次白噪声	50
56	SH-100-cu20-d-10	上海人工波	100
57	SH-200-cu20-d-10	上海人工波	200
58	SH-300-cu20-d-10	上海人工波	300
59	WN50-6-cu20-d-10	第六次白噪声	50

注：1.上述输入波均为单向；

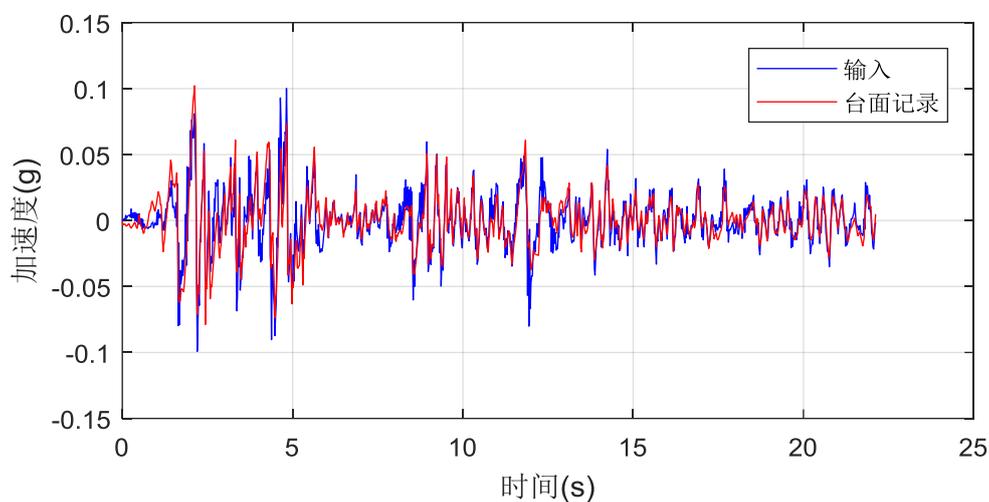
2.白噪声频率范围为[0,30HZ]。

### 3.4.2 地震动激励下有控结构响应分析

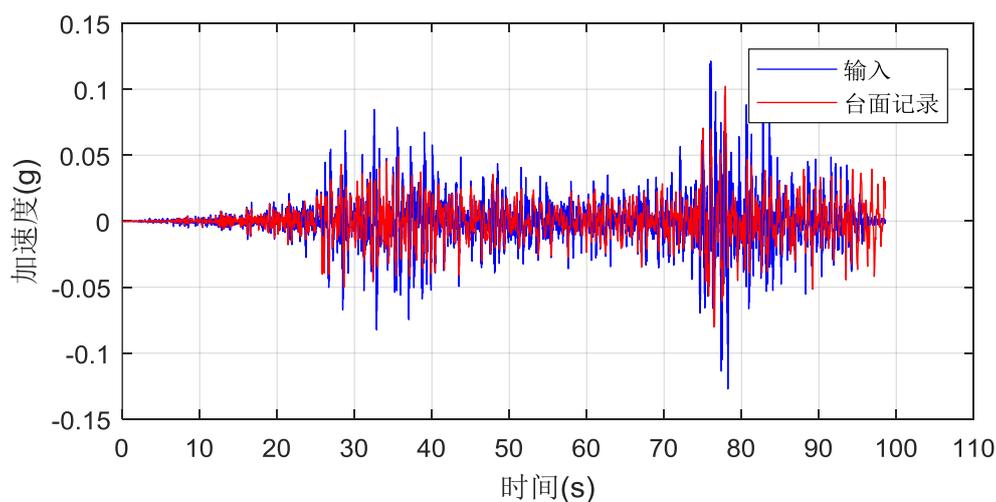
#### 3.4.2.1 加速度响应

(1) 地震波输入加速度时程与台面实测对比

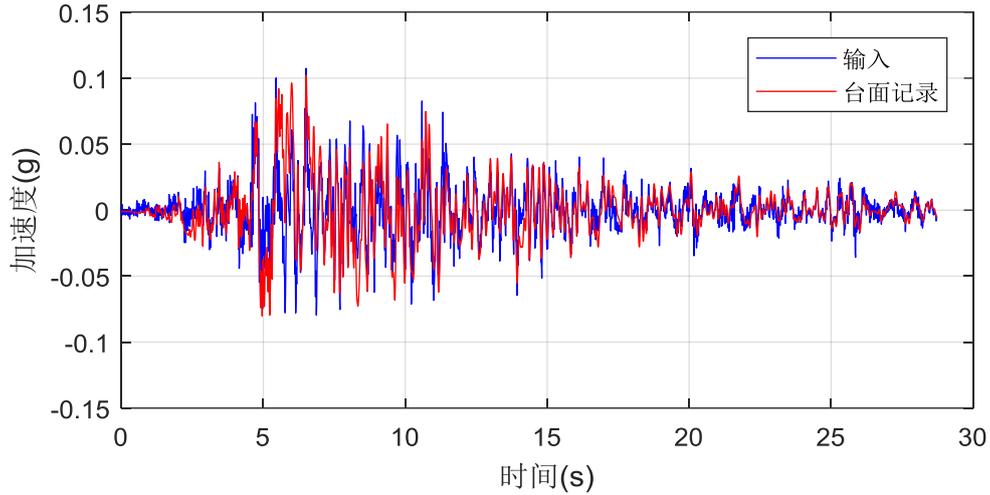
选取 3 个典型工况下的加速度时程，见图 3.17。



(a) El Centro (EL100-cu5-g)



(b) 311 波 (311-100-cu5-d-10-1)



(c) 上海人工波 (SH100-cu20-g-1)

图 3.17 输入地震波与台面实测加速度时程对比

可以看出，输入地震波与台面实测的地震波波形几乎一致，为定量说明两者的偏差，定义相对二范数误差和幅值相对误差。

其相对二范数误差为

$$\text{error}_2 = \|x_r(t) - x_i(t)\|_2 / \|x_i(t)\|_2 \quad (3.3)$$

式中  $\|\cdot\|_2$  表示二范数算子， $x_r(t)$  与  $x_i(t)$  分别为实测的和输入的加速度时程数据。当相对二范数误差小于 5% 时，可以认为二者差别小到可以忽略。

其幅值相对误差为：

$$\text{error} = (x_r - x_i) / x_i \quad (3.4)$$

式中， $x_r$  与  $x_i$  分别为实测的和输入的加速度时程幅值。

两者的误差结果见表 3.11。

表 3.11 输入地震动与台面实测结果误差

波形	二范数误差 (%)	幅值相对差异 (%)
EL Centro 单向地震波	60.4	-2.1
311 单向地震波	82.8	14.2
上海单向地震波	70.5	5.05

可以看出，台面实测地震动幅值与输入地震动幅值误差在 15% 以内。在实际实验过程中，由于振动台输出功率不稳定以及采集设备噪声较大，这使得二范数相对误差较大。因此，实际台面激励波形与输入波形比对相对可以接受，认为振动台重现了地震波。以后应以台面实测地震动幅值为输入进行后续分析，可提高试验科学性和分析结果的有效性。

## (2) 顶层加速度响应减震率

表 3.12 有控结构加速度响应的减震率 (单位: 100%)

输入	PGA (g)	cu5-g		cu5-d-10		cu20-g		cu20-d-10	
		$RR_1$	$RR_2$	$RR_1$	$RR_2$	$RR_1$	$RR_2$	$RR_1$	$RR_2$
EL Centro 波	0.10	80.7	90.4	78.5	91.4	72.2	89.8	77.8	91.4
	0.20	67.7	79.9	75.1	90.4	59.0	89.0	77.3	91.2
	0.30	76.2	81.1	66.8	88.5	58.6	88.5	69.6	90.8
311 波	0.10	34.7	50.0	49.6	78.3	66.3	82.5	78.7	88.3
	0.20	46.2	52.2	42.1	73.8	68.8	81.5	73.2	88.3
	0.30	35.1	51.4	44.2	74.6	71.7	83.1	73.1	88.7
上海人工波	0.10	67.3	88.5	73.7	89.4	59.9	82.1	66.3	85.5
	0.20	58.6	81.5	67.4	87.8	61.3	81.7	61.8	85.8
	0.30	44.2	73.3	60.8	82.6	61.5	80.3	59.2	83.1

选择加速度响应的峰值和均方根值来评价拉索式惯容系统阻尼器的减震效果,  $RR_1$  为加速度响应峰值减震率,  $RR_2$  为加速度响应均方根值减震率<sup>[63]</sup>。表 3.12 列出了拉索式惯容系统阻尼器对 SDOF 结构加速度响应的减震率。同理,  $RR_3$  和  $RR_4$  分别为相对加速度响应峰值和均方根统计值的减震率。**错误!书签自引用无效**。列出了拉索式惯容系统阻尼器对 SDOF 结构顶层加速度响应的减震率。

表 3.13 有控结构相对加速度响应的减震率 (单位: 100%)

输入	PGA (g)	cu5-g		cu5-d-10		cu20-g		cu20-d-10	
		$RR_3$	$RR_4$	$RR_3$	$RR_4$	$RR_3$	$RR_4$	$RR_3$	$RR_4$
EL Centro 波	0.10	73.7	90.1	68.8	91.2	71.7	90.3	69.4	92.3
	0.20	57.6	80.0	65.4	90.3	70.4	89.6	71.3	92.2
	0.30	46.0	81.4	47.8	88.4	70.4	89.7	65.6	91.9
311 波	0.10	34.3	48.4	44.6	77.6	71.7	82.8	74.6	90.7
	0.20	41.0	51.3	38.3	72.9	71.7	82.0	67.0	89.1
	0.30	31.4	50.6	33.0	73.7	65.5	74.8	76.1	89.9
上海人工波	0.10	57.1	88.5	62.2	88.9	59.1	83.0	62.5	86.7
	0.20	44.2	82.6	56.5	87.8	59.9	82.2	67.8	86.7
	0.30	44.2	74.8	48.2	82.7	61.5	80.3	57.2	83.9

从表 3.12 和

选择加速度响应的峰值和均方根值来评价拉索式惯容系统阻尼器的减震效果,  $RR_1$  为加速度响应峰值减震率,  $RR_2$  为加速度响应均方根值减震率<sup>[63]</sup>。表 3.12 列出了拉索式惯容系统阻尼器对 SDOF 结构加速度响应的减震率。同理,  $RR_3$  和  $RR_4$  分别为相对加速度响应峰值和均方根统计值的减震率。**错误!书签自引用无效**。列出了拉索式惯容系统阻尼器对 SDOF 结构顶层加速度响应的减震率。

表 3.13 可以看出:

(1) 拉索式惯容系统阻尼器的控制效果与地震输入类型有关。以 cu5-g 工况为例, PGA 为 0.1g 的 El centro 波激励下, 结构顶部加速度响应均方根值的控制效果达到 80%~90%; 在上海人工波作用下控制效果达到 70%~80%。与之相比, 在基频 1.5Hz 附近能量输入较低的 311 波作用下, 结构顶部响应减震率效果一般, 在 311 波作用下, 减震率约为 35%~46%。综上, 拉索式惯容系统阻尼器在三种波下减震效果均较好, 主要原因为三种波的能量主要分布在结构基频附近, 所以能够对结构基频起到较好的控制效果。

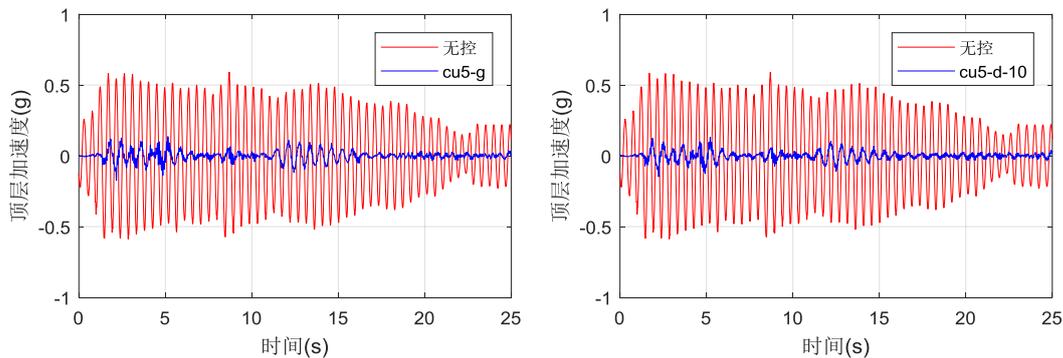
(2) 控制效果与地震波的输入强度有关。以 cu5-d-10 为例, 随着地震波输入强度增加, 加速度幅值减震率降低, El centro 波作用下, 幅值减震率从 79% 降低到了 67%; 311 波作用下, 幅值减震率从 50% 降低到了 42%; 上海人工波作用下, 幅值减震率从 74% 降低到了 61%。

(3) 控制效果与惯容质量比大小有关。例如, 当工况由 cu5-d-10 变为 cu20-d-10, 即惯容质量比从 1.328 增加到 1.974 时, 311 波作用下, 加速度幅值减震率显著增加, 从 42%~49% 增加到了 73%~79%, 这与 2.4.2 参数结果相符, 即在一定范围内, 惯容质量比增加可增加幅值减振率。

(4) 控制效果与电涡流阻尼比大小有关。以工况 cu20-d-10 为例, 相对于工况 cu20-g 增配了一定数目的永磁体, 电涡流阻尼比增加。在 PGA 为 0.1g 的 El centro 波作用下, 幅值减震率由 cu20-g 的 73% 增加到了 78%, 这与 2.4.2 参数结果相符, 增加电涡流阻尼比, 可以增加幅值减震率。

### (3) 顶层加速度响应时程对比图

为了更加清晰地显示拉索式惯容系统阻尼器对结构顶层加速度的控制效果, 以 PGA 为 0.1g 的 El Centro 波为例, 绘制 cu5-g、cu5-d-10、cu20-g、cu20-d-10 工况下结构顶层加速度响应的对比图, 如图 3.18 所示。



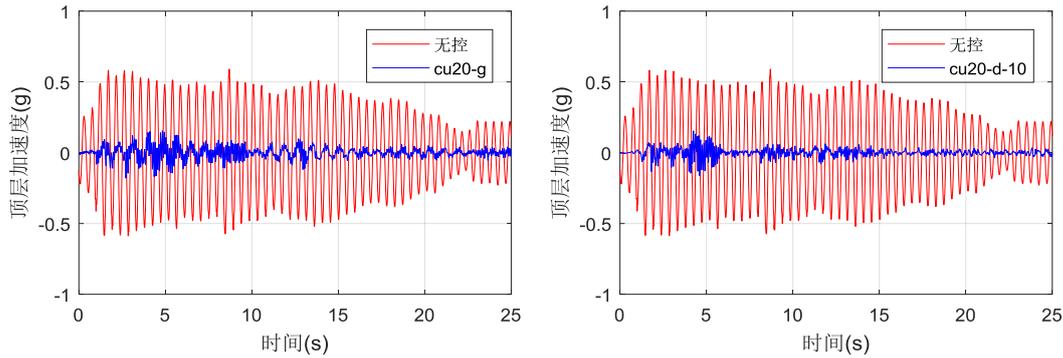


图 3.18 结构顶层加速度时程 (El centro 波, 0.1g)

从图 3.18 可以看出, 拉索式惯容系统阻尼器可以有效降低结构顶层加速度响应, 振动控制效果优异, 同时, 增加电涡流阻尼比, 虽然对加速度响应峰值基本无影响, 但是可以使波峰过后的结构振动快速衰减。

#### (4) 顶层加速度响应频谱图

表 3.14 有控结构顶层加速度频谱结果 (单位: Hz)

地震输入	PGA (g)	cu5-g		cu5-d-10		cu20-g		cu20-d-10	
		一阶	二阶	一阶	二阶	一阶	二阶	一阶	二阶
EL Centro	0.10g	1.461	11.870	1.464	11.860	1.278	9.560	1.159	10.020
	0.20g	1.632	-	1.468	11.440	1.273	8.876	1.174	9.803
	0.30g	1.634	-	1.559	11.390	1.160	8.255	1.168	7.909
311	0.10g	1.697	-	1.700	-	1.262	9.967	1.061	10.250
	0.20g	1.634	-	1.697	-	1.263	9.453	1.061	9.897
	0.30g	1.634	-	1.700	-	1.262	-	1.064	9.189
上海	0.10g	1.655	11.920	1.651	-	1.306	9.742	1.142	9.949
	0.20g	1.651	10.800	1.589	-	1.249	9.466	1.182	9.357
	0.30g	1.654	-	1.592	-	1.232	9.306	1.146	9.150

对有控结构在地震动激励下的加速度响应进行频谱分析, 即取顶层的加速度响应, 对其进行傅里叶变换, 得到顶层反应傅里叶幅值谱。由于结构会在共振频率附近有较大幅值响应, 第一个出现幅值对应的频率就是结构的第一阶频率, 以此类推, 可得第二阶频率, 第三阶频率……频域分析结果如表 3.14 所示。从表 3.14 可以看出:

(1) 阻尼器中的惯容单元起到调节基频的作用, 以 PGA 为 0.1g 的 El Centro 波激励下无控、cu5-g 和 cu20-g 各工况为例, 基频分别为 2.144Hz、1.461Hz 和 1.278Hz。

(2) 增加惯容质量, 导体板由 5mm 增加到 20mm, 即增加惯容质量比, 从 1.328 增加到 1.974, 可显著激发二阶振型, 这与第 2 章理论部分的结论相符。并且, 增加惯容质量比, 会降低二阶频率, 以 PGA 为 0.1g 的 El Centro 波为例, 二

阶频率从 11.860Hz (cu5-d-10) 降低到了 10.020Hz (cu20-d-10)。

以 PGA 为 0.1g 的 El Centro 波为例, cu5-g、cu5-d-10、cu20-g、cu20-d-10 工况下顶层加速度频谱对比如图 3.19 所示。

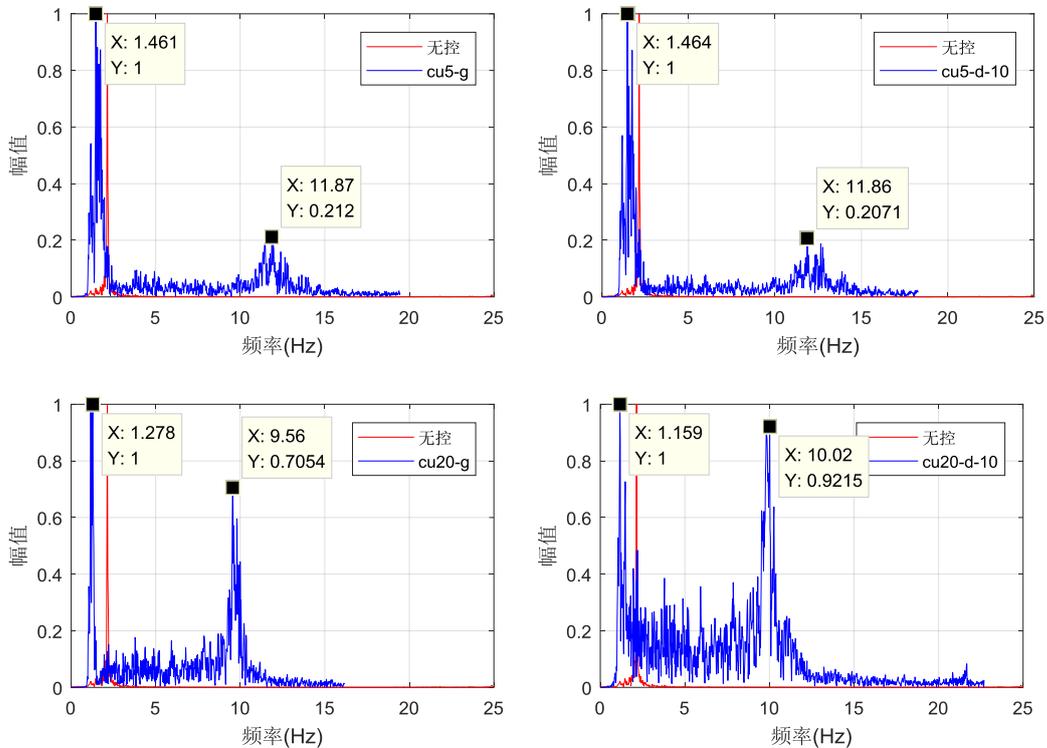


图 3.19 顶层加速度响应频谱图 (El centro 波, 0.1g)

### 3.4.2.2 位移响应

#### (1) 顶层位移响应

与加速度响应类似, 引入指标  $RR_5$  和  $RR_6$  评价拉索式惯容系统阻尼器的减震性能,  $RR_5$  和  $RR_6$  分别为位移响应峰值和均方根统计值的减震率。表 3.15 为拉索式惯容系统阻尼器对 SDOF 结构位移响应的减震率。同理,  $RR_7$  和  $RR_8$  分别为层间位移响应峰值和均方根统计值的减震率。表 3.16 列出了拉索式惯容系统阻尼器对 SDOF 结构层间位移响应的减震率。

表 3.15 有控结构顶层位移响应的减震率 (单位: 100%)

输入	PGA (g)	cu5-g		cu5-d-10		cu20-g		cu20-d-10	
		$RR_5$	$RR_6$	$RR_5$	$RR_6$	$RR_5$	$RR_6$	$RR_5$	$RR_6$
EL Centro	0.10	66.2	79.7	68.0	81.9	64.5	76.7	79.8	86.3
	0.20	49.1	59.9	59.8	78.9	53.6	70.3	75.0	84.0
	0.30	52.2	62.3	57.1	74.8	52.9	67.8	69.2	80.9
311	0.10	<b>-27.2</b>	11.8	<b>-8.9</b>	55.1	36.2	50.1	48.5	67.5
	0.20	<b>-11.0</b>	12.5	<b>-12.9</b>	49.3	30.0	45.7	46.2	68.9
	0.30	<b>-16.2</b>	9.4	<b>-10.2</b>	48.2	30.7	46.1	46.5	65.0
上海	0.10	54.2	77.1	60.0	76.6	63.0	70.4	75.4	82.2

	0.20	40.1	62.7	51.9	73.9	61.5	61.8	72.1	79.6
	0.30	24.3	47.4	39.0	63.1	53.6	50.1	65.6	71.4

表 3.16 有控结构顶层层间位移响应的减震率（单位：100%）

输入	PGA (g)	cu5-g		cu5-d-10		cu20-g		cu20-d-10	
		<i>RR</i> <sub>7</sub>	<i>RR</i> <sub>8</sub>						
EL Centro	0.10	68.8	81.8	70.0	84.0	65.6	78.0	72.7	87.3
	0.20	47.0	62.5	60.7	81.0	49.5	85.2	68.6	84.4
	0.30	57.2	69.9	64.8	81.0	56.0	74.6	69.8	84.3
311	0.10	<b>-25.7</b>	8.5	<b>0.2</b>	57.3	35.4	52.9	52.9	72.1
	0.20	<b>-13.7</b>	11.0	<b>-10.4</b>	48.3	31.7	45.5	47.3	71.0
	0.30	<b>-20.4</b>	8.0	<b>-9.7</b>	48.9	32.1	47.9	46.0	68.1
上海	0.10	48.8	79.5	57.0	79.9	57.6	70.7	71.3	84.3
	0.20	33.9	67.5	45.5	77.0	53.2	61.4	63.2	80.5
	0.30	12.9	53.1	30.6	66.9	42.6	49.3	53.6	71.8

从表 3.15 和表 3.16 可以看出：

(1) 拉索式惯容系统阻尼器对 SDOF 结构顶层位移均方根值的减震率与输入地震波的类型有关。与加速度响应类似，El Centro 波和上海人工波作用于 SDOF 结构时，阻尼器对结构顶部位移响应均方根值的控制最好，以 cu5-d-10 为例，控制效果分别为 74%~82%和 63%~77%；311 作用下，阻尼器的减震率达到 48%~56%。

(2) 控制效果与输入地震的峰值强度有关。峰值加速度越大，拉索式惯容系统阻尼器的减震率越小，控制效果越差。以 cu5-d-10 为例，随着地震波输入强度增加，加速度幅值减震率降低，El centro 波作用下，幅值减震率从 80%降低到了 70%；311 波作用下，幅值减震率从 49%降低到了 46%；上海人工波作用下，幅值减震率从 75%降低到了 65%。

(3) 拉索式惯容系统阻尼器对结构顶层位移均方根值的减震率与阻尼器的惯容质量比有关。当惯容质量比一定时，增加电涡流阻尼不能显著提高减震率；当质量比增加，从 1.328 增加到 1.974 时，增加电涡流阻尼，可显著提高减震率，以 El Centro 波(峰值 0.1g)为例，减震率可从 76%增加到 86%。其中，带电涡流阻尼器的高质量惯容器（cu20-d-10）效果最优，且优于普通惯容器。

(4) 另外，在 311 波激励下，结构顶层位移反而增加（表中粗体显示）。这属于正常现象，单自由度体系，评价结构减振效果的标准，主要应从加速度入手，位移会由于输入的波，例如 311 波，存在产生大于无控工况的可能。

## (2) 位移响应时程对比图

以 PGA 为 0.1g 的 El Centro 波作用下的 cu5-g、cu5-d-10、cu20-g、cu20-d-10 各工况为例，作出结构顶层位移响应的对比图，如图 3.20 所示。从图 3.20 可以

看出，拉索式惯容系统阻尼器可以有效降低结构顶层位移响应，振动控制效果优异，同时，增加电涡流阻尼比，不仅可以使位移响应峰值控制在较低水平基本，还可以使波峰过后的结构振动快速衰减。

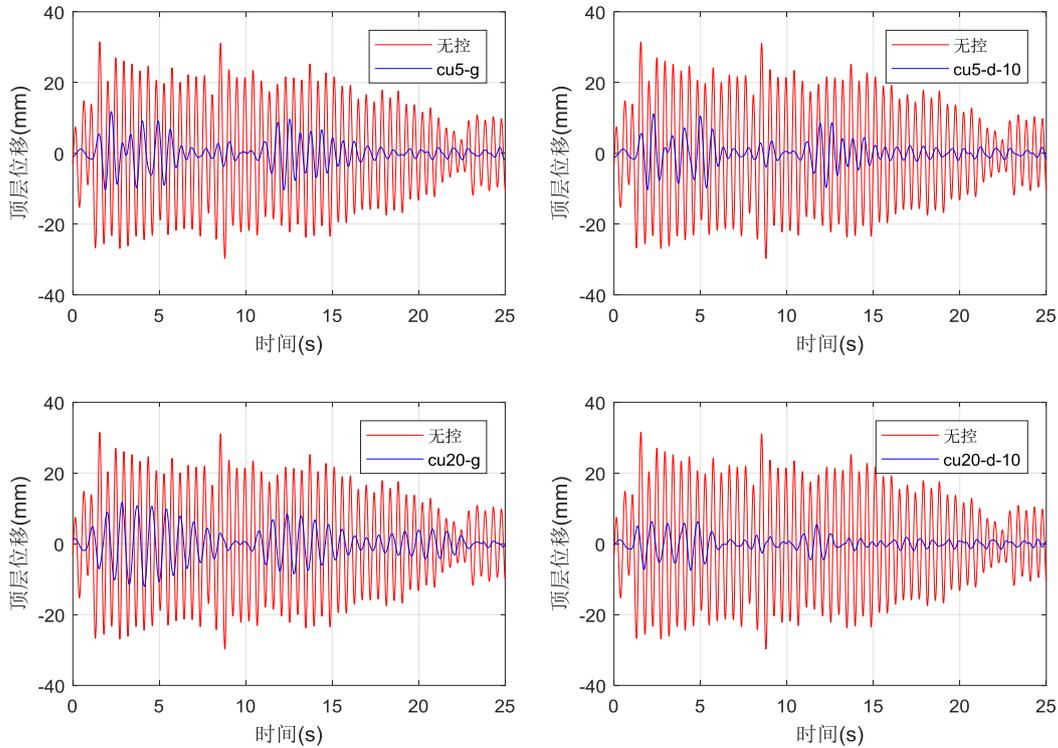


图 3.20 顶层位移时程 (El centro 波, 0.1g)

结合图 3.21 最后两张图，可以得到电涡流阻尼比增加前后拉索式惯容系统阻尼器对结构顶层位移控制效果对比图，如图 3.21 所示。

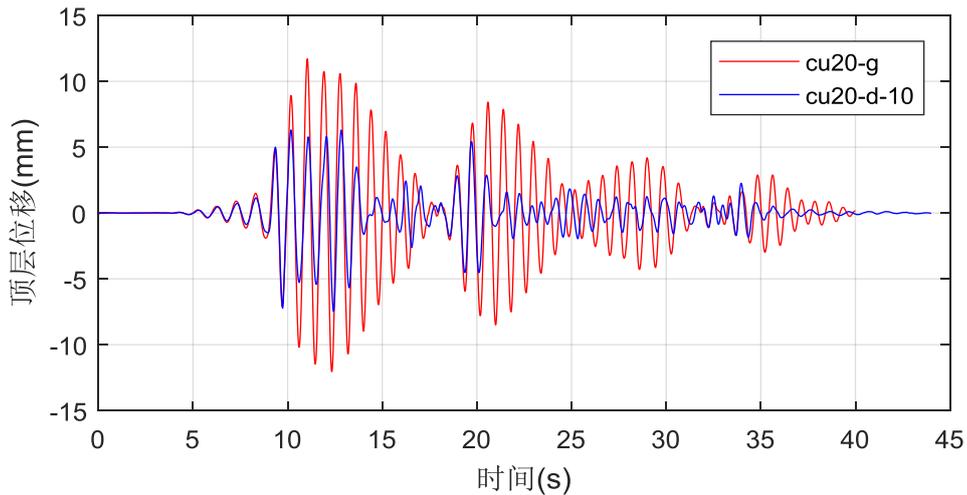


图 3.21 工况 cu20-g 与工况 cu20-d-10 顶层位移响应对比图 (El centro 波, 0.1g)

从图 3.21 可以看出，增加电涡流阻尼比，可以降低带阻尼器的 SDOF 结构位移响应峰值，还能使波峰过后的结构位移响应快速衰减，说明增加的电涡流阻尼能够大大增加能量耗散，达到减震效果。

### (3) 位移响应频谱分析

同理，对有控结构在地震动激励下的位移响应进行频谱分析，得到顶层反应傅里叶幅值谱，频域分析结果如表 3.17 所示。

表 3.17 有控结构顶层位移频谱结果（单位：Hz）

地震输入	PGA (g)	cu5-g		cu5-d-10		cu20-g		cu20-d-10	
		一阶	二阶	一阶	二阶	一阶	二阶	一阶	二阶
El centro	0.10	1.461	-	1.464	-	1.165	-	1.159	-
	0.20	1.632	-	1.468	-	1.164	-	1.174	-
	0.30	1.634	-	1.457	-	1.160	-	1.168	-
311	0.10	1.697	-	1.700	-	1.262	-	1.061	-
	0.20	1.634	-	1.697	-	1.263	-	1.061	-
	0.30	1.634	-	1.700	-	1.213	-	1.064	-
上海	0.10	1.570	-	1.523	-	1.288	-	1.040	-
	0.20	1.598	-	1.574	-	1.229	-	1.027	-
	0.30	1.654	-	1.592	-	1.232	-	1.064	-

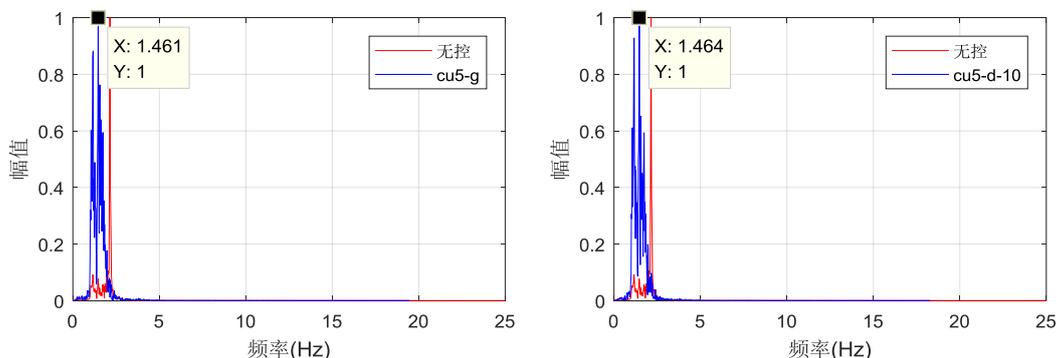
从表 3.17 可以看出：

(1) 阻尼器中的惯容单元起到调节基频的作用，以无控、cu5-g 和 cu20-g 为例，基频分别为 2.144Hz、1.461Hz 和 1.165Hz，结论与加速度频响图结论一致。

(2) 部分工况基频值异常是正常现象。例如，工况 cu5-g 在 El centro 波 PGA 为 0.1g 和 0.2g 及 0.3g 激励下的基频值有差异，差异原因可能为频谱曲线幅值相邻。

(3) 加速度频响图中，增加惯容质量显著激发二阶振型的现象在位移频响图中未出现，原因可能为加速度传递函数比位移传递函数敏感，且加速度传感器比位移传感器敏感。

以 PGA 为 0.1g 的 El Centro 波为例，结构顶层位移频谱对比如图 3.22 所示。



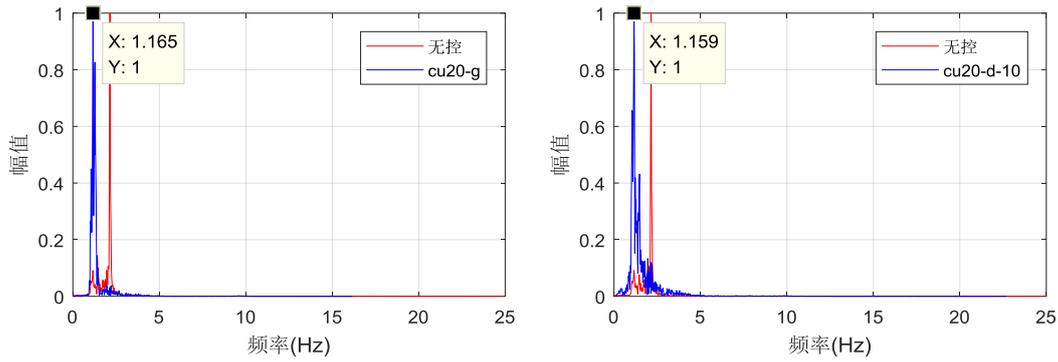


图 3.22 顶层位移响应频谱图 (El centro 波, 0.1g)

### 3.4.2.3 拉索索力响应

分析试验数据发现拉索索力响应数据结果不理想, 典型工况的拉索索力响应结果如下图 3.23 所示。如图 3.23 所示, 由于设计不合理导致拉索索力不平衡, 无法对惯容器建立平衡方程, 频域范围数据不理想, 故本文不具体分析拉索索力响应数据。而在试验准备过程中, 力传感器所测的两侧拉索索力, 可保证紧固拉索和力传感器时, 两侧索力一致。

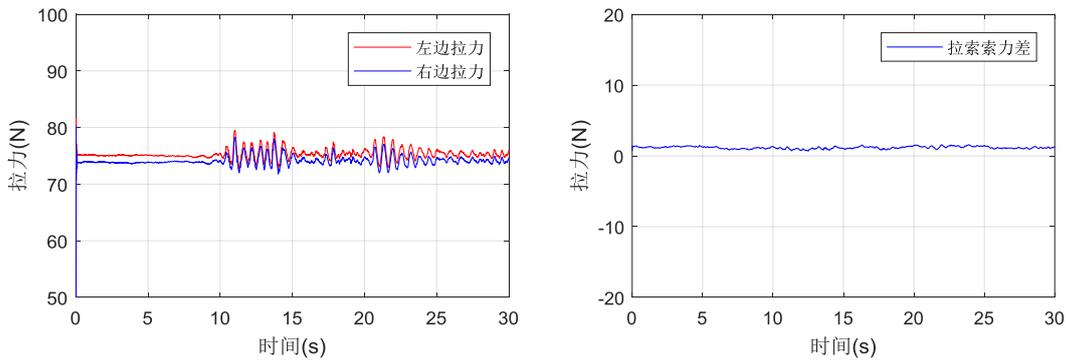
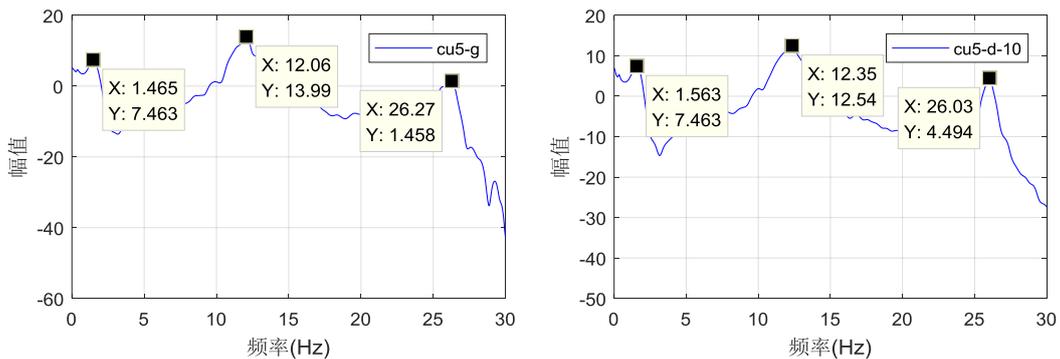


图 3.23 拉索索力响应时程图 (El centro 波, 0.1g, cu5-d-10 工况下)

### 3.4.3 地震动激励下有控结构的传递函数

同理, 以 El Centro 波(峰值 0.1g)为例, 运用 MATLAB 内置函数 tfestimate, 选取汉宁窗 (256 个数据点), 模拟加速度传递函数, 如图 3.24 所示。



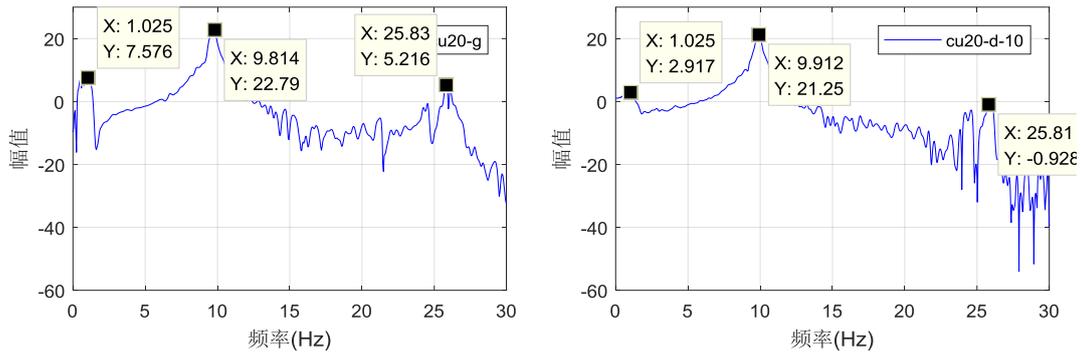


图 3.24 加速度传递函数 (El centro 波, 0.1g)

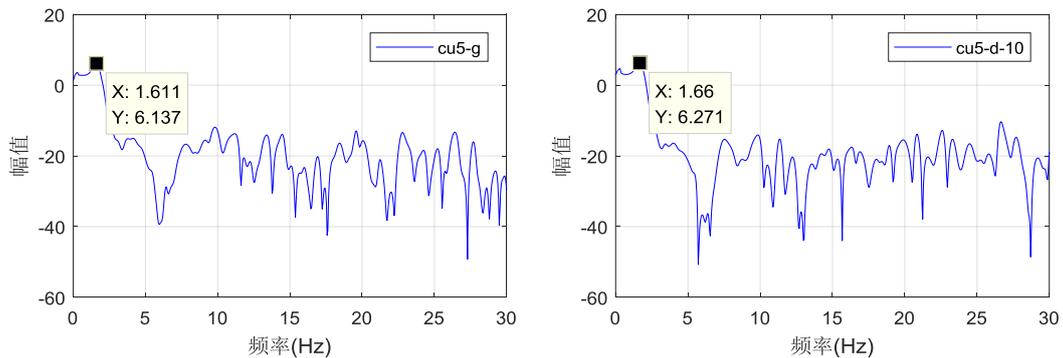
由图 3.24 可知,有控结构加速度传递函数表现特征与频谱图结论基本相符,以带拉索式惯容系统 (cu5-d-10) 为例,一阶频率 (基频) 为 1.563Hz,二阶频率为 12.35Hz,三阶频率为 26.03Hz。其中,二阶频率为惯容阻尼器的共振频率,这与非简化双自由度理论模型复合。而三阶频率为拉索及其上力传感器质量块的共振频率。简单验证三阶频率产生原因,假设拉索质量均布分布,而弦共振的计算公式为:

$$f = \frac{n}{2L} \sqrt{\frac{T}{\mu}} \quad (3.5)$$

式中,  $T$  为拉索张力,  $\mu$  为弦线密度,  $L$  为弦长。

根据力传感器所得数据  $T$  为 80N, 简化后的拉索线密度  $\mu$  为  $3 \times 10^{-2}$  kg/m, 拉索长  $L$  为 1m,  $n$  为 1, 则共振频率  $f$  为 25.820Hz, 与分析原因相符。

同理可得 El Centro 波(峰值 0.1g)激励下, cu5-d-10 工况下位移传递函数, 如图 3.25 所示。



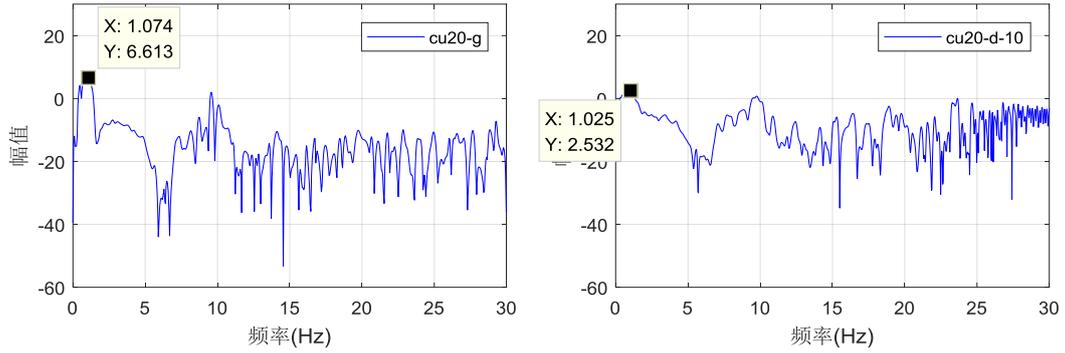


图 3.25 位移传递函数 (El centro 波, 0.1g)

位移传递函数没有加速度传递函数敏感, 只表现了一阶共振频率。

### 3.4.4 地震动激励下有控结构的动力特性

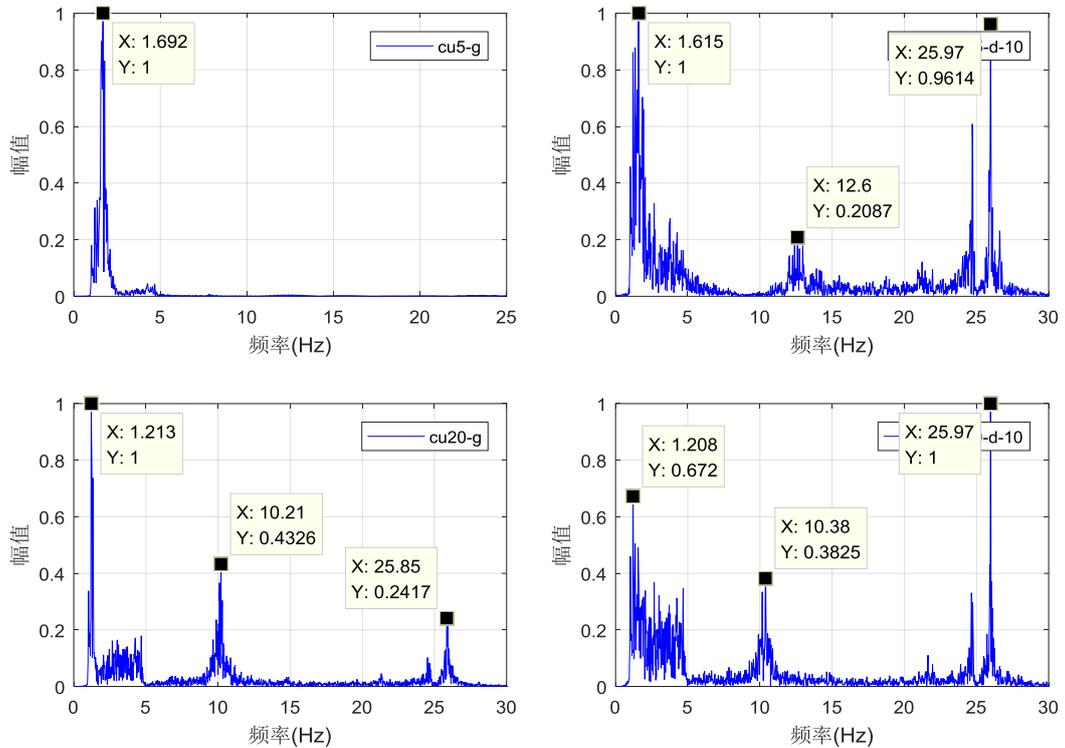


图 3.26 顶层加速度傅里叶幅值谱 (第一次白噪声扫描)

分析 cu5-g、cu5-d-10、cu20-g、cu20-d-10 共 4 种工况下的有控结构在白噪声的响应进行频谱分析, 即取顶层的加速度响应, 对其进行傅里叶变换, 得到在该白噪声下的顶层反应傅里叶幅值谱, 如图 3.26 所示。取第一次白噪声扫描顶层加速度响应结果, 由于结构会在基频附近有较大幅值响应, 第一个出现幅值对应的频率就是结构的第一阶频率。

表 3.18 为试验全过程 25 次白噪声测得的结构频率。从图 3.26 和表 3.18 可以看出:

(1) 拉索式惯容系统可有效降低结构基频（一阶频率），基频平均值由 2.136Hz 降低到了 1.603Hz 和 1.377Hz，分别降低了 25.0% 和 35.6%。

(2) 拉索式惯容系统的存在易使结构激发出二阶频率。其中，cu5-g 的二阶频率平均值为 12.530Hz，cu20-g 的二阶频率平均值为 9.845Hz，这说明拉索式惯容系统质量的增加会降低二阶频率。

(3) 三阶频率为拉索及其上力传感器质量块的共振频率，分析产生原因可能由阻尼器拉索与力传感器连接方式不合理导致。

表 3.18 有控白噪声扫频结果

白噪声次数	工况	频率(Hz)		
		一阶频率	二阶频率	三阶频率
1	empty	2.137	-	-
2		2.130	-	-
3		2.136	-	-
4		2.141	-	-
5	cu5-g	1.593	12.500	25.960
6		1.607	12.400	25.900
7		1.602	12.720	25.910
8		1.608	12.500	24.690
9	cu5-d-10	1.604	12.330	25.970
10		1.615	12.520	25.980
11		1.594	12.630	25.930
12		1.597	12.450	25.980
13	cu20-g	1.206	9.879	25.980
14		1.204	9.882	25.970
15		1.215	9.887	25.960
16		1.210	9.532	25.980
17		1.213	9.877	25.920
18		1.211	9.870	25.980
19	cu20-d	1.219	9.875	25.890
20		1.215	10.150	25.900
21		1.207	10.010	25.980
22		1.211	10.200	25.900
23		1.208	10.140	25.970
24		1.219	10.150	25.970
25		1.217	10.130	25.890

同理，由于结构响应不具有较好的自由振动衰减性态，结构的阻尼比计算采用子空间识别法，以台面输入作为激励，以结构顶层加速度响应作为输出，结构阻尼比识别结果如表 3.19 所示。

表 3.19 有控结构阻尼比识别结果（单位：%）

白噪声次数	工况	阻尼比	平均值
-------	----	-----	-----

1	empty	0.2	0.2
2		0.2	
3		0.2	
4		0.2	
5	cu5-g	1.4	1.3
6		1.5	
7		1.2	
8		1.2	
9	cu5-d-10	5.5	5.5
10		4.5	
11		7.3	
12		4.8	
13	cu20-g	2.6	2.9
14		3.5	
15		3.7	
16		2.3	
17		2.2	
18		3.4	
19	cu20-d	25.1	21.6
20		20.2	
21		18.1	
22		23.6	
23		16.2	
24		24.8	
25		23.4	

从表 3.19 可知：

(1) 子空间法识别结构阻尼比结果较为稳定，无控结构阻尼比平均值为 0.2%，cu5-g 工况为 0.013，cu5-d-10 工况为 5.5%，cu20-g 工况为 0.029，cu20-d-10 工况为 21.6%。

(2) 阻尼器中惯容单元的存在，对阻尼比基本无影响，例如工况 cu5-g 和 cu20-g 阻尼比分别为 1.3% 和 2.9%，无控结构的阻尼比为 0.2%。

(3) 阻尼器中电涡流单元的存在可有效增加结构阻尼比，例如工况 cu20-d-10 的平均阻尼比为 21.6%，比无控结构的 0.2%，显著提高了 21.4%。

(4) 由于阻尼比的采用子空间识别，识别过程中考虑了摩擦的影响，所以与试验设计值有出入。

### 3.5 本章小结

为研究新型拉索式惯容系统阻尼器的减震效果，本章进行了拉索式惯容系统阻尼器的单层钢框架结构振动台试验，以研究该阻尼器的实际减震效果，并探讨

地震波类型、峰值大小、惯容器本身惯容质量比、电涡流阻尼比等参数变化对阻尼器实际使用性能的影响。本章介绍了拉索式惯容系统阻尼器的实物模型, 试验设计和试验方案, 得到结论如下:

(1) 拉索式惯容系统阻尼器基本线性工作。当简谐波输入激励幅值范围为 0.05g~0.15g 时, 纯惯容阻尼器工作基本处于线性区间; 而在简谐波输入激励幅值范围为 0.05g~0.20g 时, 拉索式电涡流阻尼器基本线性工作, 加速度放大系数在 0.514~0.628 之间, 阻尼器对结构加速度响应起到良好的稳定的控制效果。

(2) 拉索式电涡流阻尼器的减震效果良好。从时域来看, 拉索式惯容阻尼器可有效控制 SDOF 结构顶层加速度响应和位移响应, 将响应峰值控制在了较低水平, 同时, 电涡流阻尼单元的存在, 有效增加了结构本身阻尼, 使波峰过后的结构位移响应快速衰减, 阻尼器发挥了良好的减震效果。从频域来看, 拉索式惯容系统通过惯容单元的作用, 明显降低了 SDOF 结构的基频。

(3) 拉索式惯容系统阻尼器对结构的控制效果与地震波输入类型有关。El Centro 波和上海人工波作用下, 拉索式惯容系统阻尼器减震效果明显, 311 波作用下, 阻尼器减震效果稍逊色。以 cu5-g 工况为例, PGA 为 0.1g 的 El centro 波激励下, 结构顶部加速度响应均方根值的控制效果达到 80%~90%; 在上海人工波作用下控制效果达到 70%~80%。与之相比, 在基频 1.5Hz 附近能量输入较低的 311 波作用下, 结构顶部响应减震率效果一般, 在 311 波作用下, 减震率约为 35%~45%。

(4) 拉索式惯容系统的控制效果与阻尼器惯容质量比有关, 在一定范围内, 惯容质量比增加可增加幅值减振率。惯容质量比从 1.328 增加到 1.974 时, 311 波作用下, 顶层加速度幅值减震率显著增加; 而 El centro 波和上海人工波作用下, 幅值减震率有所下降, 分别从 67%~87% 和 44%~67% 下降到了 58%~72% 和 59%~61%。

(5) 拉索式惯容系统的控制效果与电涡流阻尼比有关, 增加电涡流阻尼比, 可以显著增加幅值减震率。电涡流以工况 cu20-d-10 为例, 相对于工况 cu20-g 增配了一定数目的永磁体, 电涡流阻尼比增加。在 PGA 为 0.1g 的 El centro 波作用下, 幅值减震率由 cu20-g 的 73% 增加到了 78%。

(6) 另外, 当质量比一定时, 增加电涡流阻尼不能显著提高顶层位移幅值减震率; 当质量比增加, 从 1.328 增加到 1.974 时, 增加电涡流阻尼, 可显著提高减震率, 以 El Centro 波(峰值 0.1g)为例, 减震率可从 76% 增加到 86%。

综上, 拉索式惯容系统阻尼器的动力减震性能良好, 希望未来可以作为一种新型高效阻尼器装置广泛应用于土木实际工程领域。



## 第 4 章 拉索式惯容系统阻尼器力学模型验证

第 3 章对拉索式电涡流阻尼器进行了振动台试验研究,本章将进一步分析试验数据,以验证第 2 章理论力学模型的正确性。

由于试验过程中,拉索式惯容系统的摩擦不可忽略,所以在第 2 章的线性力学模型的基础上,本章考虑进非线性因素摩擦力的影响,建立非线性力学模型。输入第 3 章试验设计及试验结果确定的各试验参数,运用 MATLAB 程序中的 Simulink 工具箱,建立仿真模型。然后,对模型进行激励,生成相应动力响应时程信息,与第 3 章的试验数据进行对比,以验证非线性模型的可行性与实用性。

### 4.1 基于线性力学模型的数值模拟

根据第 2 章公式 (2.8) 的运动方程建立 Simulink 仿真模型,对加速度时程曲线和位移时程曲线进行数值模型。在这里,选取工况 EL100-cu5-d-10 进行数值模拟和试验结果的对比。

数值模拟各参数取值依据第 3 章试验设计及试验结果确定的各试验参数,此时,惯容质量比  $\mu$  为 1.328,刚度比  $\kappa$  为 200,电涡流阻尼比  $\zeta$  为 0.055,SDOF 结构质量  $m = 26.62\text{kg}$ ,  $\zeta = 0.002$  和  $k = 4800\text{N/m}$ 。

数值模拟与实验结果的对比如图 4.1 所示,图中蓝线为数值模拟结果,红线为振动台试验结果。

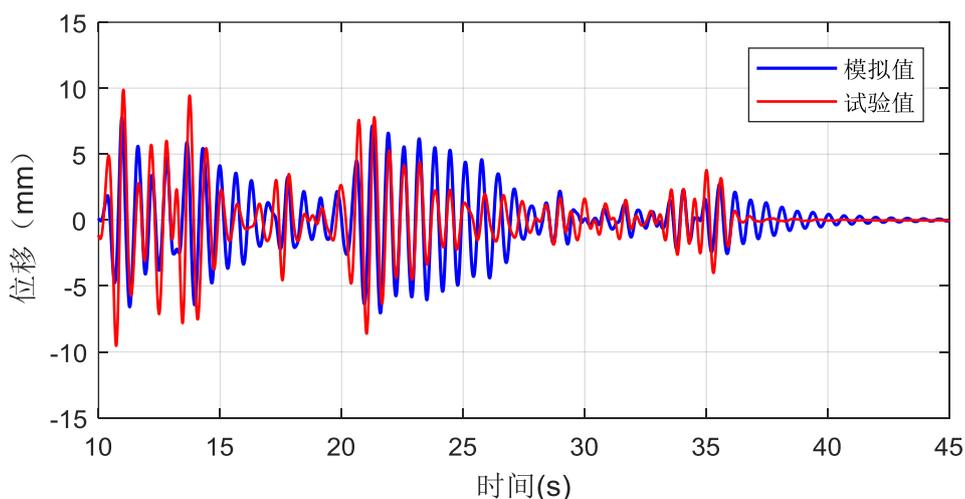


图 4.1 工况 EL100-cu5-d-10 线性模型数值模拟结果

由图中可知,显然该方法所得出的模拟结果与实际差别较大。在已完成的振

动台试验中,我们发现摩擦力在拉索式惯容系统阻尼器的耗能中占有相当一部分的比例,因此,在下一节的讨论中,我们将摩擦力这一非线性因素考虑在内,建立了新的力学模型。

## 4.2 非线性数值模拟模型的建立

第 2 章的重点是从理论上研究 CBIS 的性能,并在理论研究中忽略了摩擦。由于试验过程中,拉索式惯容系统的摩擦不可忽略,本章重新考虑摩擦力的影响。其中,摩擦力通常被认为是一种干摩擦力,即摩擦力的大小和运动状态无关。此时,将图 2.8 带 CBIS 的单自由度系统的分析模型改为图 4.2。

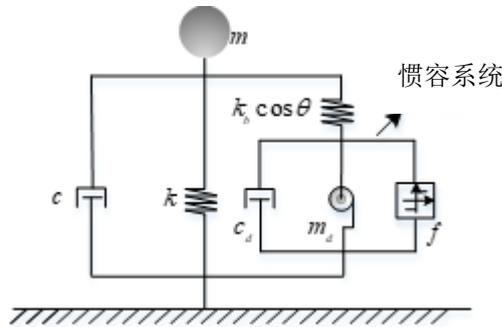


图 4.2 非线性带 CBIS 的单自由度系统的分析模型

此时,将带 CBIS 结构的运动控制方程 (2.7) 改写为:

$$\begin{cases} m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + ku(t) + k_b(u(t)\cos\theta - \varphi(t)r_0)\cos\theta = -m\sin(\omega t) \\ J\ddot{\varphi}(t) + c_d\dot{\varphi}(t)r_0^2 + M_f\text{sgn}(\dot{\varphi}(t)) = k_b(u(t)\cos\theta - \varphi(t)r_0) \end{cases} \quad (4.1)$$

其中,  $M_f$  为摩擦力矩的大小,它的方向取决于滚轴的转动方向。 $\text{sgn}(\cdot)$  代表符号函数,其定义如下:

$$\text{sgn}(x) = \begin{cases} 1 & x > 0 \\ 0 & x = 0 \\ -1 & x < 0 \end{cases} \quad (4.2)$$

在公式 (4.1) 中,摩擦力大小是一个固定的值。实际上,摩擦力的大小应当由导体盘的运动状态所决定。当导体盘在运动时,导体盘受到动摩擦力作用,运动方程即为公式 (4.1) 所示;当导体盘处于静止状态时,导体盘受到的摩擦力为静摩擦力,其大小应由所受外力决定,即拉索水平方向上的分力。同时,在数值模拟过程中,静止状态,即速度为 0 的情况,由于由于数值计算精度限制是不存在的。综上,在 Simulink 工具箱中建立力学模型时,应当考虑导体盘不同的运动状态,建立不同的运动方程。

为了在数值计算中考虑导体盘速度为 0 的情况,假定在速度为 0 附近的极小

的邻域内, 近似认为速度为 0, 并引用 1985 年 D Karnopp<sup>[64]</sup>提出的模型, 如图 4.3 所示。

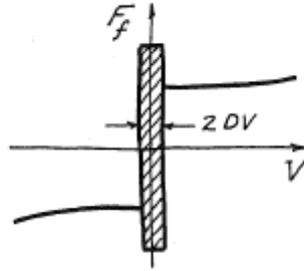


图 4.3 摩擦力模型图<sup>[64]</sup>

采用 MATLAB 程序中的 Simulink 工具箱, 考虑摩擦的影响, 建立非线性结构模型, 然后对模型进行激励, 生成相应动力响应时程信息。

需要注意的是, 在 Simulink 仿真模型的设计中, 还应加入这一判据: 当导体盘处于静止状态时, 应判断拉索的拉力能否拉动导体盘, 使惯容器工作。

(1) 当导体盘静止且拉索不能拉动导体盘时, 原结构将变为仅有拉索加固的单自由度体系, 此时公式 (4.1) 不能在 Simulink 仿真模型中使用;

(2) 此时, 导体盘的加速度和速度被强制归零, 位移保持和上一时间步相同, 直至拉索能够拉动导体盘之时, 此时重新使用公式 (4.1)。

Simulink 仿真模型中, 上述讨论的设计如图 4.4 所示。

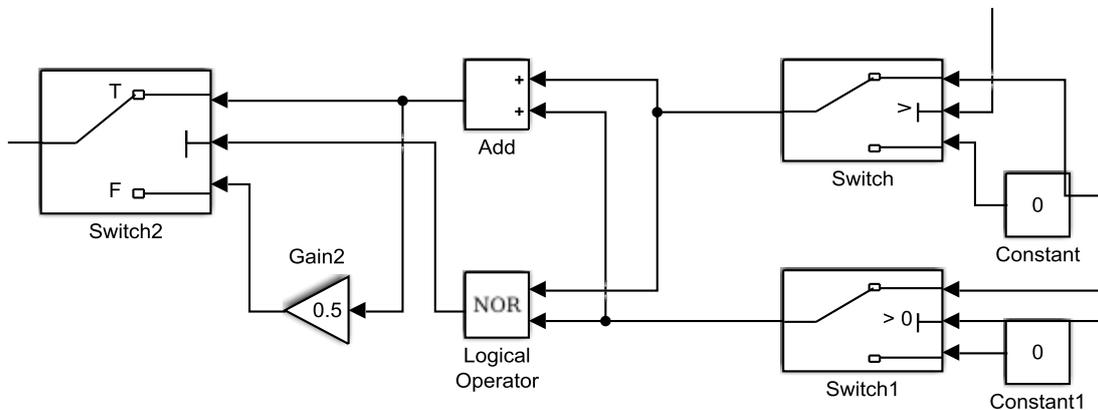


图 4.4 Simulink 仿真模型中摩擦力的设计

综上, 图 2.12 的基于线性力学模型的 Simulink 仿真模型图修改为考虑了摩擦影响的非线性 Simulink 仿真模型图, 如图 4.5 所示。并基于该非线性模型对典型工况进行数值模拟, 以验证模型的合理性与可行性。

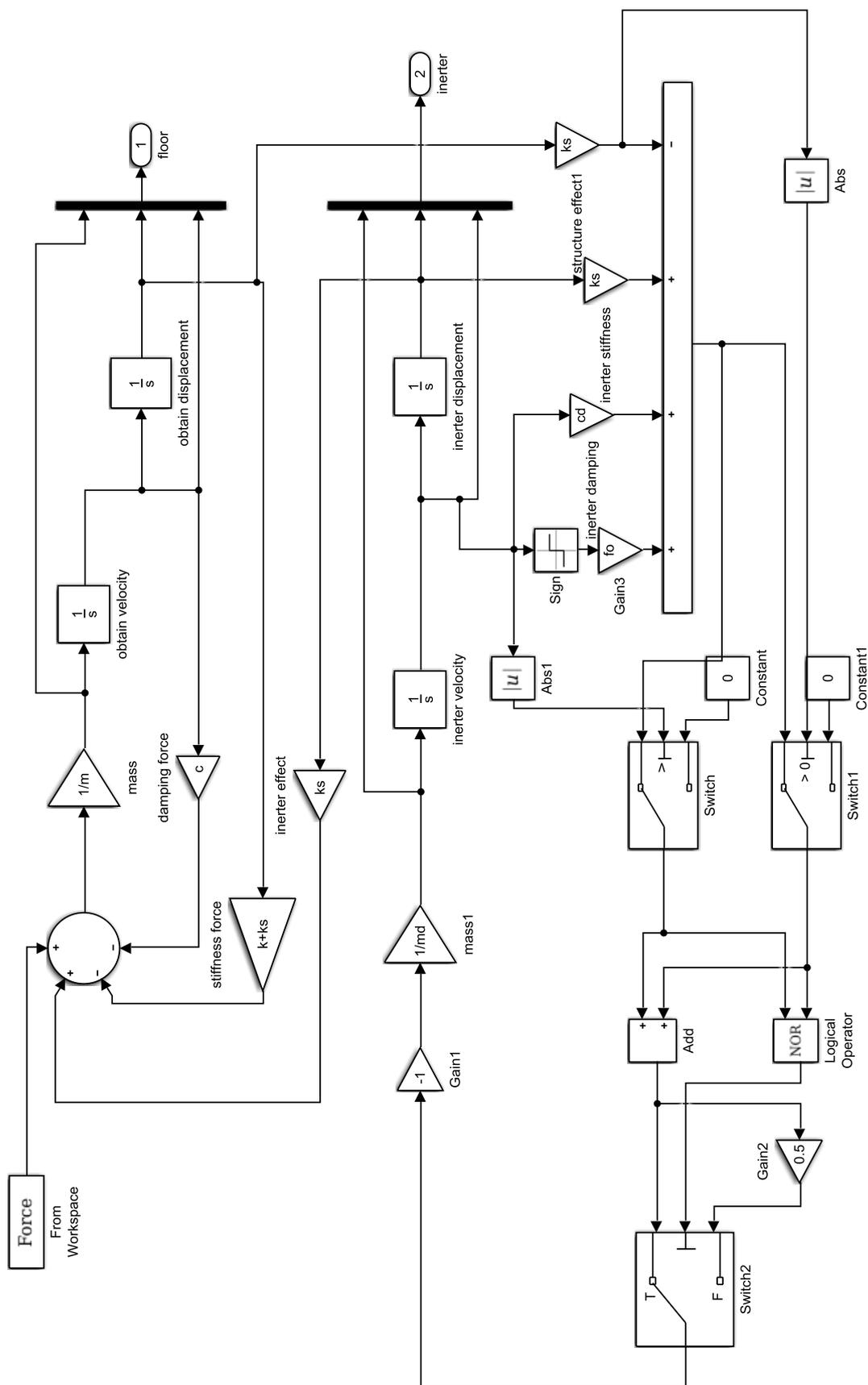


图 4.5 基于非线性力学模型的 Simlink 仿真模型图

### 4.3 数值模拟的参数选择

为了验证非线性力学模型的可行性与合理性,选择第3章中试验设计的各个参数作为数值模拟的参数。所以,SDOF 框架结构质量  $m = 26.62\text{kg}$ ,  $\zeta = 0.002$  和  $k = 4800\text{N/m}$ 。拉索式惯容系统中拉索的刚度  $k_s$  为框架结构刚度  $k$  的 200 倍,刚度比  $\kappa$  为 200。同时,第3章表 3.1 振动台试验拉索式惯容系统阻尼器参数中的惯容质量比  $\mu$  和阻尼比  $\xi$  作为为数值模拟中的参数。各参数包括惯容摩擦力  $f_0$  的选取如下表 4.1 所示。

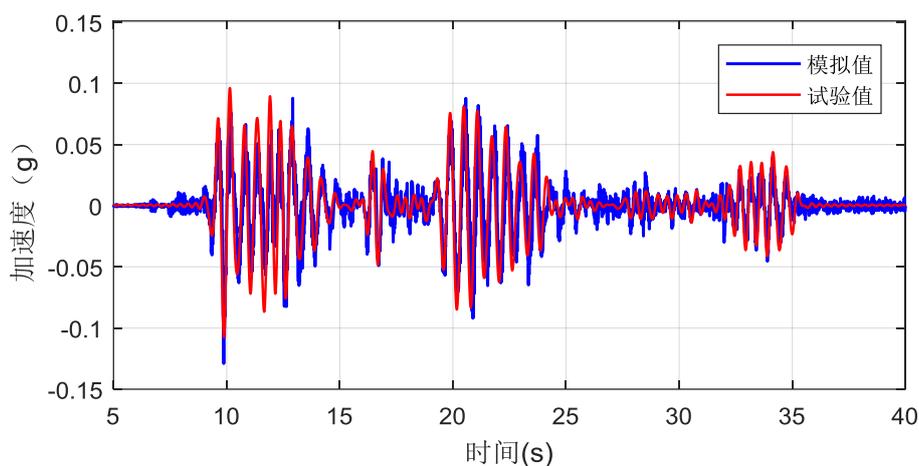
表 4.1 数值模拟各工况参数

序号	编号	惯容质量比 $\mu$	阻尼比 $\xi$ (%)	惯容刚度比 $\kappa$	$f_0$ (N)
1	cu5-g	1.328	2	200	2.0
2	cu5-d-10	1.328	5		1.0
3	cu20-g	1.974	2		0.5
4	cu20-d-10	1.974	20		0.3

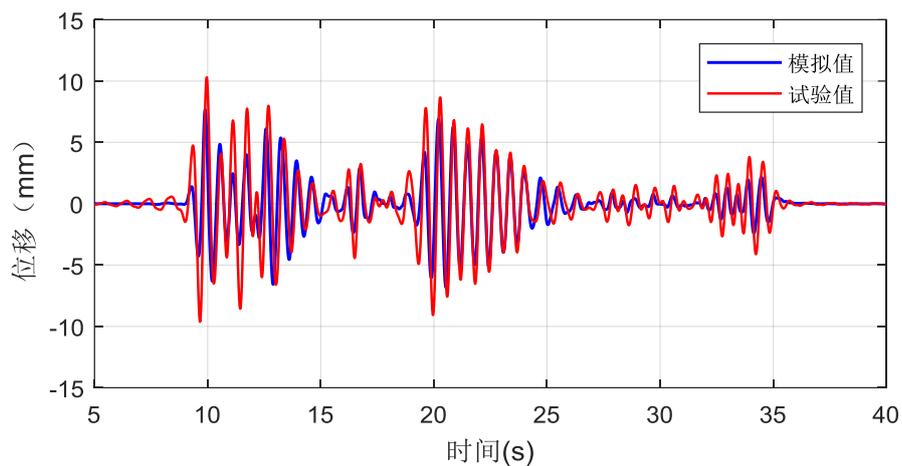
### 4.4 各工况数值模拟结果

#### 4.4.1 基于数值模拟结果各工况时域分析

根据上节确定的各工况的具体参数,运用 Simulink 工具箱进行各工况的数值模拟,对比试验曲线,如图 4.6~4.9 所示。

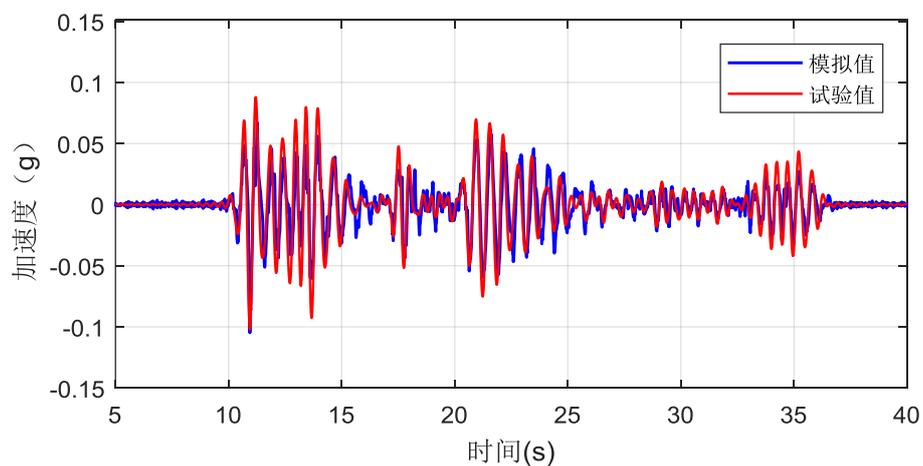


(a) 工况 EL100-cu5-g 数值模拟加速度时程曲线与试验结果对比

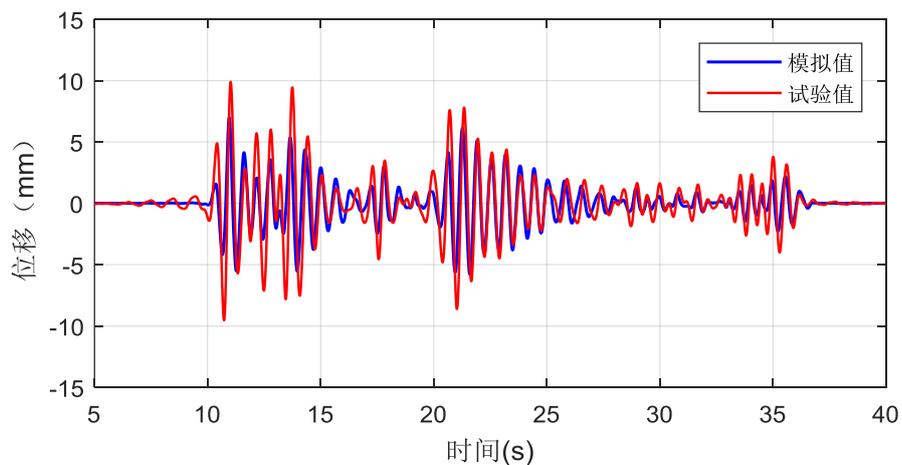


(b) 工况 EL100-cu5-g 数值模拟位移时程曲线与试验结果对比

图 4.6 工况 EL100-cu5-g 数值模拟与试验结果对比

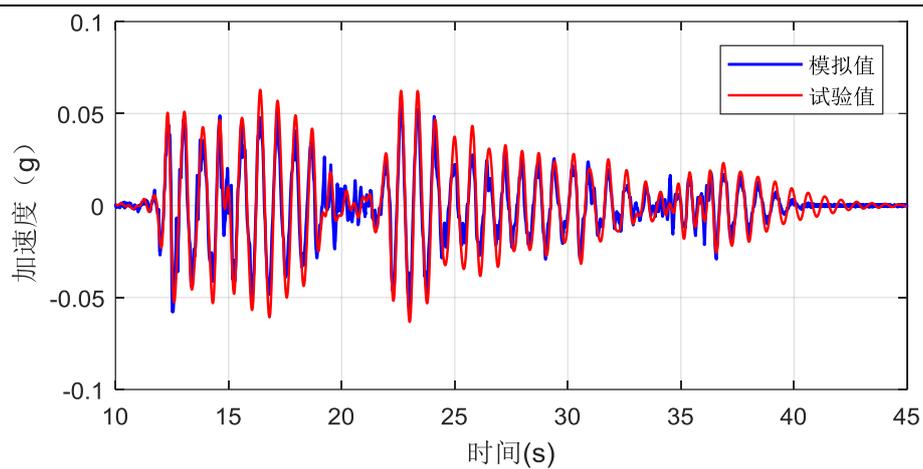


(b) 工况 EL100-cu5-d-10 数值模拟加速度时程曲线与试验结果对比

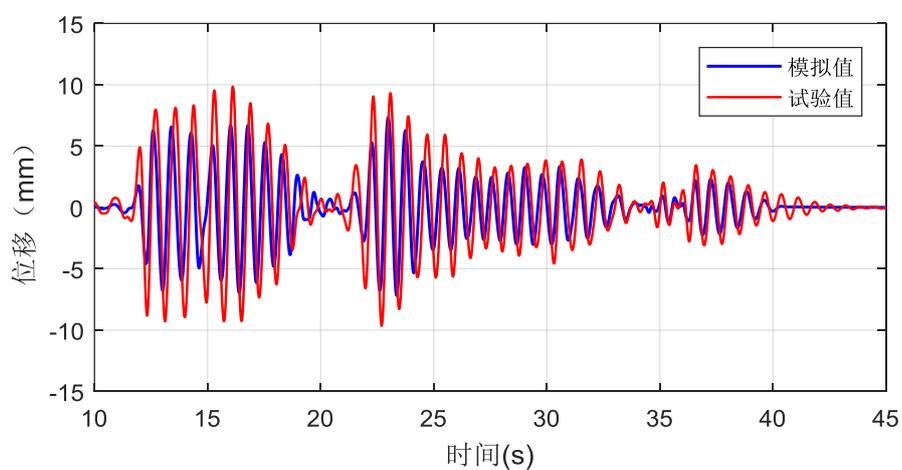


(b) 工况 EL100-cu5-d-10 数值模拟位移时程曲线与试验结果对比

图 4.7 工况 EL100-cu5-d-10 数值模拟与试验结果对比

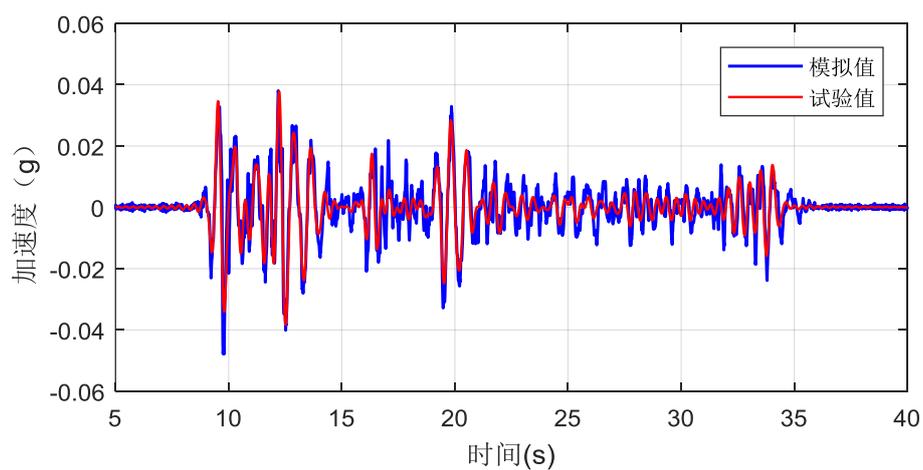


(a) 工况 EL100-cu20-g 数值模拟加速度时程曲线与试验结果对比

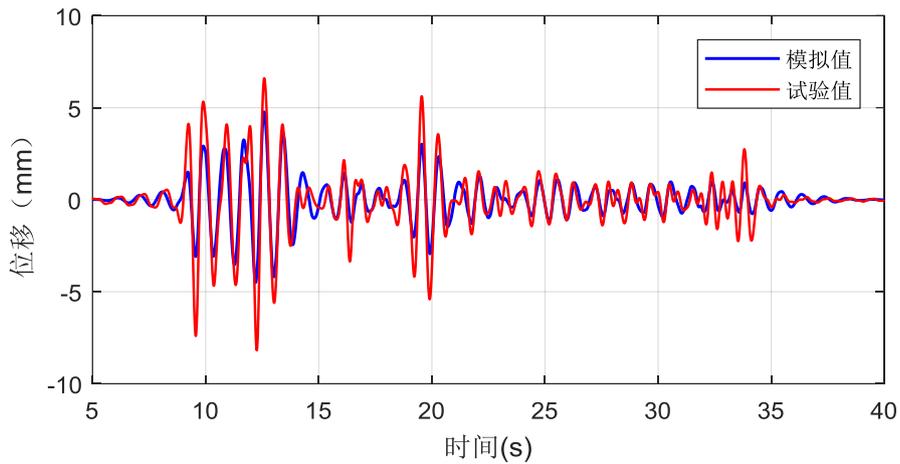


(b) 工况 EL100-cu20-g 数值模拟位移时程曲线与试验结果对比

图 4.8 工况 EL100-cu20-g 数值模拟与试验结果对比



(a) 工况 EL100-cu20-d-10 数值模拟加速度时程曲线与试验结果对比



(b) 工况 EL100-cu20-d-10 数值模拟位移时程曲线与试验结果对比

图 4.9 工况 EL100-cu20-d-10 数值模拟与试验结果对比

根据上述对比图可知，使用非线性力学模型对实验结果的拟合效果良好。可以观察到，部分加速度图曲线有毛刺，例如图 4.6 中的加速度曲线图，分析其原因可能为 Simulink 模型为双自由度模型，拉索刚度过大会导致在数值计算中产生不稳定。

为了定量分析非线性力学模型的合理性与可行性，分析结构加速度响应和位移响应的幅值响应的幅值和均方根值，计算结果如下表 4.2 和

表 4.3 所示。从表 4.2 和

表 4.3 可知，除了个别工况的个别指标相对差异过大（粗体显示），使用非线性力学模型对实验结果的拟合效果良好。

分析个别工况差异过大的原因，可能来源于以下几个方面：（1）惯容系统表观质量需要进行系数修正，理论公式与实际表现有差异；（2）惯容系统摩擦力表达需要进一步修正和细化；（3）工况 cu20-d-10 参数的确定可能不是最合理的，未来条件允许的情况下，希望结合参数识别进行相互验证。

表 4.2 加速度响应的模拟值与试验值对比（单位：g）

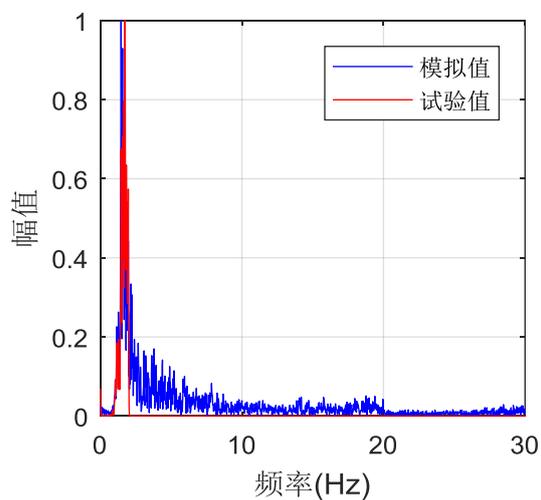
工况	指标	试验值	模拟值	相对差异
cu5-g	幅值	0.087	0.138	37.0%
	均方根值	0.020	0.036	45.3%
cu5-d-10	幅值	0.077	0.112	31.4%
	均方根值	0.016	0.019	12.8%
cu20-g	幅值	0.066	0.073	9.8%
	均方根值	0.016	0.016	1.8%
cu20-d-10	幅值	0.033	0.051	35.0%
	均方根值	0.006	0.009	27.1%

表 4.3 位移响应的模拟值与试验值对比 (单位: mm)

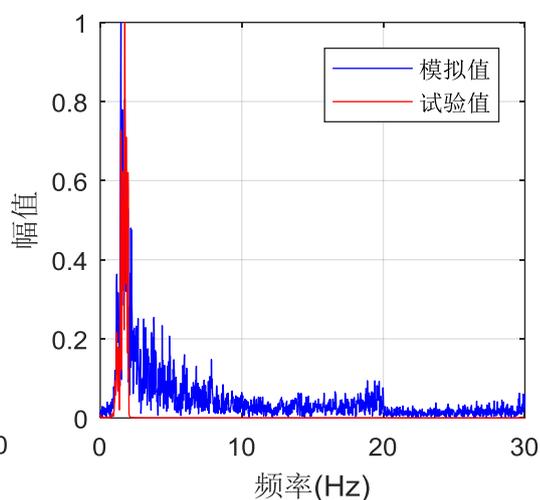
工况	指标	试验值	模拟值	相对差异
cu5-g	幅值	10.297	11.926	13.7%
	均方根值	2.121	3.694	42.6%
cu5-d-10	幅值	9.869	7.807	-26.4%
	均方根值	1.870	1.860	-0.5%
cu20-g	幅值	9.851	8.843	-11.4%
	均方根值	2.562	2.346	-9.2%
cu20-d-10	幅值	8.179	4.715	<b>-73.5%</b>
	均方根值	1.473	1.036	-42.2%

## 4.4.2 基于数值模拟结果的各工况频谱分析

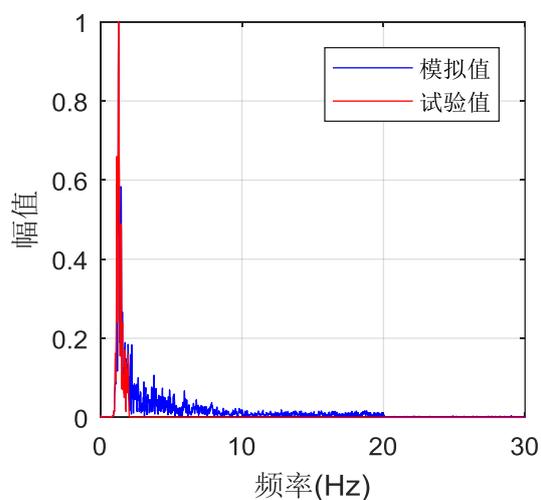
## (1) 基于数值模拟结果的加速度频谱图



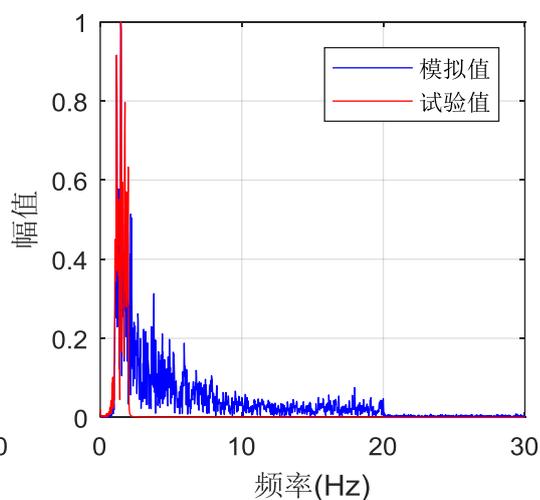
(a) cu5-g



(b) cu5-d-10



(c) cu20-g



(d) cu20-d-10

图 4.10 基于数值模拟结果的加速度频谱图

以 PGA 为 0.1g 的 El Centro 波为例，基于数值模拟结果的有控结构顶层相对加速度频谱如图 4.10 所示。并且，典型工况下，基频的模拟值及其与试验值的相对差异如表 4.4 所示，从该指标来看，相对差异小于 10%，使用非线性力学模型对实验结果的拟合效果良好。

表 4.4 基于加速度频谱的基频模拟值与试验值对比

工况	试验值	模拟值	相对差异
cu5-g	1.692	1.559	8.5%
cu5-d-10	1.615	1.556	3.8%
cu20-g	1.213	1.294	6.3%
cu20-d-10	1.208	1.159	4.2%

(2) 基于数值模拟结果的位移频谱图

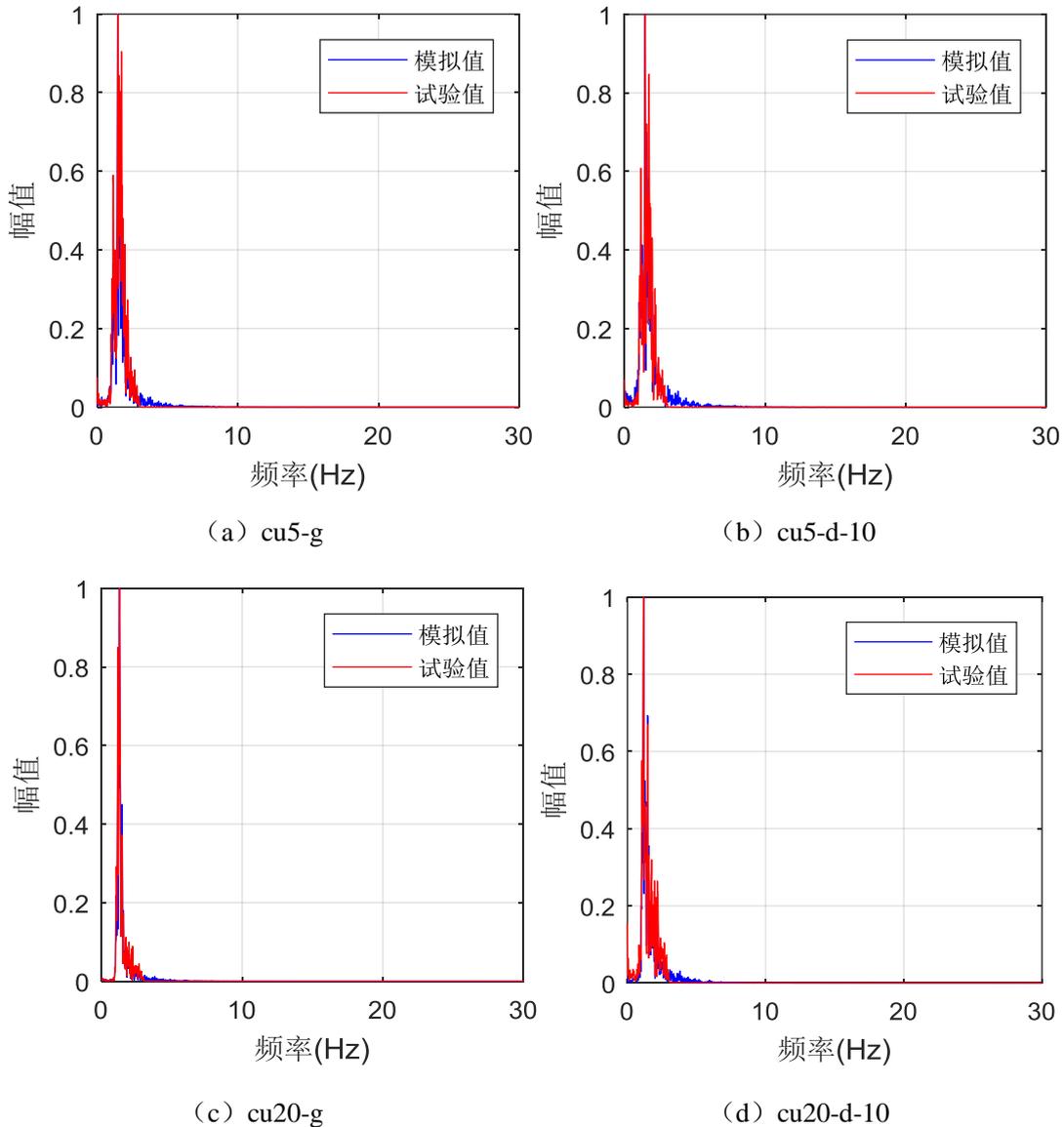


图 4.11 基于数值模拟结果的位移频谱图

以 PGA 为 0.1g 的 El Centro 波为例，基于数值模拟结果的有控结构顶层相对位移频谱，如图 4.11 所示。并且，典型工况下，基频的模拟值及其与试验值的相对差异如表 4.5 所示，从该指标来看，相对差异小于 10%，使用非线性力学模型对实验结果的拟合效果良好。

表 4.5 基于位移频谱的基频模拟值与试验值对比

工况	试验值	模拟值	相对差异
cu5-g	1.464	1.559	6.1%
cu5-d-10	1.464	1.556	5.9%
cu20-g	1.165	1.278	8.8%
cu20-d-10	1.208	1.159	4.2%

#### 4.4.3 基于数值模拟结果各工况传递函数

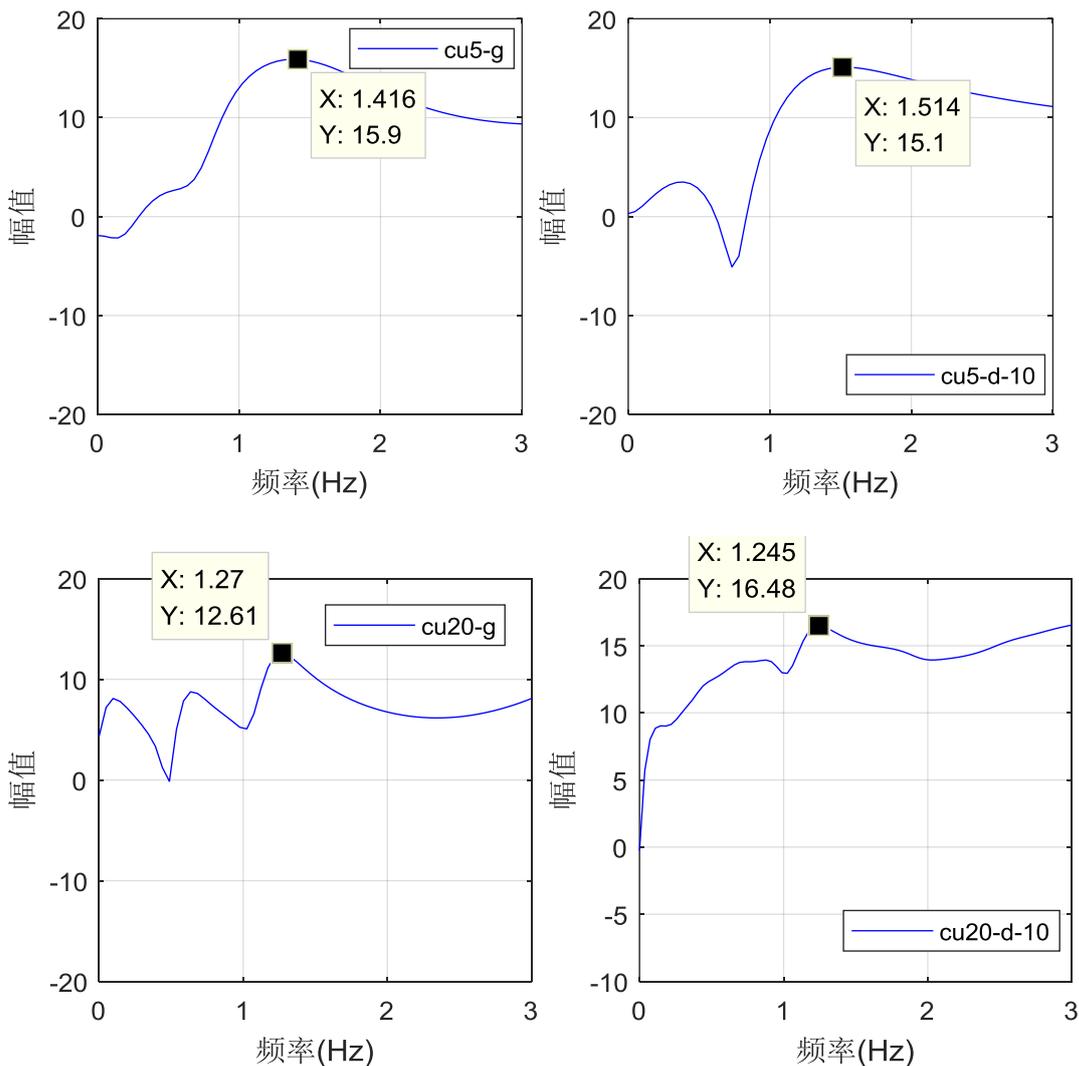


图 4.12 基于数值模拟结果的加速度传递函数

以 El Centro 波(峰值 0.1g)为例, 运用 MATLAB 内置函数 tfestimate, 选取汉宁窗 (256 个数据点), 模拟加速度传递函数。典型工况下, 加速度传递函数如图 4.12 所示。由图 4.12 可知, 基于数值模拟结果的有控结构加速度传递函数表现特征与其频谱图结论基本相符, 且与第 3 章响应工况的试验结果相符。

#### 4.4.4 基于数值模拟结果各工况阻尼比

同理, 由于结构响应不具有较好的自由振动衰减性态, 基于数值模拟结果的结构阻尼比计算采用子空间识别法, 以台面输入作为激励, 以结构顶层加速度响应作为输出, 结构阻尼比识别结果如表 4.6 所示。

表 4.6 阻尼比的模拟值与试验值对比

工况	试验值	模拟值	相对差异 (%)
cu5-g	0.013	0.015	15.6
cu5-d-10	0.055	0.042	31.3
cu20-g	0.029	0.019	53.4
cu20-d-10	0.216	0.134	61.0

从该指标来看, 使用非线性力学模型对实验结果的拟合效果良好。

综上各个指标的分析与评价, 证明了在考虑摩擦这一非线性因素影响的非线性力学模型下, 数值模拟结果能够良好贴合实验结果, 验证了非线性力学模型的合理性。

## 4.5 本章小结

本章基于第 3 章振动台试验结果对第 2 章提出的线性拉索式惯容系统的力学模型进行了修正, 将惯容器摩擦力作为一种大小恒定、方向与导体盘速度相反的静摩擦力或动摩擦力考虑进力学模型, 建立了非线性运动方程, 并修正了第 2 章使用的 Simulink 仿真模型。

同时, 选取振动台试验中的典型工况, 确定各工况下拉索式惯容系统各耗能单元的具体参数, 并使用 MATLAB 中的 Simulink 工具箱进行了数值模拟, 得到各个典型工况的加速度时程曲线和位移时程曲线, 与试验结果进行对比, 并从频谱图、传递函数、阻尼比等各个指标进行定量分析, 证明了在考虑摩擦这一非线性因素影响的非线性力学模型下, 数值模拟结果能够良好贴合实验结果, 验证了非线性力学模型的合理性。

## 第5章 结论与展望

### 5.1 结论

本文提出了一种拉索式惯容系统,相比传统的板式或摆式电涡流阻尼器,这种阻尼器具有更强的耗能能力;阻尼器与结构之间通过高强拉索连接,相比传统丝杠惯容器,具有安装、拆卸更换容易的优点。本文采用了理论分析、数值模拟以及试验研究相结合的研究手段。在理论研究的基础上,提出了该种拉索式惯容系统的力学模型并提出了合理的结构设计方法;通过振动台试验对其减震性能进行了验证,证实该种阻尼器具有良好的耗能能力和减震效果;并通过优化的非线性力学模型对该阻尼器进行数值模拟,对比数值模拟结果和振动台试验结果,证明该非线性力学模型的合理性与可行性。本文主要成果及结论如下:

(1) 本文根据以往的研究成果设计了一种新型的拉索式惯容系统,具有非接触阻尼机制的 CBIS 具有良好性能。首先,在其生命周期内 CBIS 性能不退化。其次, CBIS 不会影响整体结构的刚度。然后,通过改变永磁体与导体之间的间隙,可以很容易地调节阻尼比。同时,该系统可以通过惯容单元,将较小的实际质量放大为较大的表观质量,并且加工难度低。

(2) 本文建立了带拉索式惯容系统的单自由度力学模型,提出了带拉索式惯容系统结构的动力学方程和运动方程。同时,分析了分析关键参数(惯容质量比  $\mu$ 、惯容刚度比  $\kappa$ 、电涡流阻尼比  $\xi$ )对结构响应的影响。并对考虑拉索刚度和不考虑拉索刚度的力学模型,分别进行在地震激励下带 CBIS 单自由度结构的数值模拟,可以发现,在 El centro 波和 311 波下,两种激励下的 CBIS 对 SDOF 结构的减振效果均较好。惯容器的出现,可以有效降低结构基频。

(3) 本文进行了拉索式惯容系统的单层钢框架振动台试验,振动台试验研究表明,在简谐波激励下,拉索式惯容系统基本线性工作。当简谐波输入激励幅值范围为 0.05g~0.15g 时,纯惯容阻尼器工作基本处于线性区间;而在简谐波输入激励幅值范围为 0.05g~0.20g 时,拉索式电涡流阻尼器基本线性工作,加速度放大系数在 0.514~0.628 之间,阻尼器对结构加速度响应起到良好的稳定的控制效果。

(4) 试验结果表明,拉索式电涡流阻尼器的减震效果良好。从时域来看,拉索式惯容阻尼器可有效控制 SDOF 结构顶层加速度响应和位移响应,将响应峰值控制在了较低水平,同时,电涡流阻尼单元的存在,有效增加了结构本身阻

尼,使波峰过后的结构位移响应快速衰减,阻尼器发挥了良好的减震效果。从频域来看,拉索式惯容系统通过惯容单元的作用,明显降低了 SDOF 结构的基频。

(5) 本文理论推导和振动试验验证均表明,拉索式惯容系统的控制效果与惯容质量比和电涡流阻尼比均有关。在一定范围内惯容质量比增加,阻尼器对 SDOF 结构的控制效果越好;电涡流阻尼比增加,阻尼器对 SDOF 结构的控制效果也越好。例如,当惯容质量比从 1.328 增加到 1.974 时,311 波作用下,顶层加速度幅值减震率显著增加。

(6) 此外,拉索式惯容系统对结构的减震效果与地震波输入类型及地震波输入强度有关。不同的地震波激励下,阻尼器的表现不同;一般来说,地震波输入强度增加,惯容系统对结构响应的控制效果越差。例如,El Centro 波和上海人工波作用下,惯容系统具有更好的减振控制效果,而 311 波作用下,惯容系统控制效果一般。

(7) 本文还将惯容器摩擦力作为一种大小恒定、方向与导体盘速度相反的静摩擦力或动摩擦力考虑进力学模型,对线性拉索式惯容系统的力学模型进行了修正,建立了非线性运动方程。同时,选取振动台试验中的典型工况,确定各工况下拉索式惯容系统各耗能单元的具体参数,并使用 MATLAB 中的 Simulink 工具箱进行了数值模拟,得到各个典型工况的加速度时程曲线和位移时程曲线,并从基频等各个指标对比数值模拟结果与试验结果,证明了在考虑摩擦这一非线性因素影响的非线性力学模型下,数值模拟结果能够良好贴合实验结果,验证了非线性力学模型的合理性。

## 5.2 展望

本文主要是对拉索式惯容系统的理论模型的提出和振动台试验而做出的工作,由于时间关系,仍存在许多有价值的问题有待研究,在整个研究过程中,也遇到了许多问题需要进一步研究分析:

(1) 本课题研究时间有限,大量的时间和精力主要集中在拉索式惯容系统阻尼器力学模型的提出和振动台试验的准备上。由于试验条件限制,无法进行大尺度的多自由度的多层框架振动台试验,而在小尺寸单自由度框架试验中,摩擦力影响较大,未来若条件允许,应进行大尺度下的框架振动台试验,在大尺度条件下的摩擦影响占比将非常小,可以忽略不计。

(2) 本课题中的小尺寸框架试验方案也有待改进。比如,可以丰富试验工况,多进行不同惯容质量比、惯容刚度比、电涡流阻尼比的对比试验,本次由于试验条件有限,未进行惯容刚度对比试验,惯容质量比和电涡流阻尼比的对比

试验也有限。此外，由考虑拉索刚度和不考虑拉索刚度的力学模型可知，未来如果条件允许，可以在拉索上连接弹簧，使惯容刚度比可控且易调节，参数变化范围也可以扩大到 0.1~200。

(3) 本课题的振动台试验中还使用了力传感器，但是由于设计不合理导致拉索索力差不平衡，无法对惯容器建立平衡方程，频域范围数据不理想，故本文不具体分析拉索索力响应数据。拉索试验准备过程中，力传感器所测的两侧拉索索力，用于保证紧固拉索和力传感器时，两侧索力一致。并且，试验数据频域分析时，由于力传感器质量块集中，地震激励下激发拉索弦共振频率。未来若条件允许，可考虑将力传感器与拉索的连接方式，及拉索与钢框架的联系方式改为锚固或其他更合理的方式。

(4) 本文虽然通过理论和试验分析了运动状态下的拉索式惯容系统，但未对静磁场进行了电磁学有限元仿真分析，限于本人对电磁学基本理论认识的界限和对电磁学有限元分析软件的使用程度有限，所以未能完成这一工作。未来若条件允许，可以进行进一步的分析工作。

(5) 关于该阻尼器的研究还处于初级研发阶段，具体构造还有待进一步深化，对于工程中的大吨位阻尼器，转子的支承方式，永磁如何固定、滚轴及拉索的选择、导体板与滚轴是用焊接还是螺栓连接等，这些都值得考虑。此外，工程中的电涡流阻尼器往往是低频的，高速运转下的电涡流阻尼器的趋肤效应、热损耗等非线性研究该怎么考虑。



## 致谢

时光荏苒，不知不觉中，三年的研究生即将画上句号。而 2015 年 8 月参加夏令营时的新奇和 2016 年 3 月研究生复试时的忐忑，还历历在目。

在三年的时间里，我通过结构动力学、高等混凝土结构、防灾工程学等专业课的学习，加深了专业知识储备，深入认识了防灾减灾这门学科；通过拉索式惯容系统这一课题的理论学习和试验研究，了解了一些关于电涡流阻尼和惯容这一领域内前沿的技术，开拓了专业知识眼界。

感恩同济以及土木工程学院，给予我一个优良的学习氛围，在这里，我不仅丰富了专业知识，还塑造了良好的世界观、人生观、价值观。记得在秋招季时我总被问到，为什么选择专业不对口的岗位？我回答的是，同济土木有一群优秀的人让我不断提升自我，完善自我，它开放的环境，告诉我人生更多的可能性，同时，我相信在这样环境中我所获得的自学能力和解决问题的能力将会是我受用终身的。

特别感谢我的导师谢丽宇老师。谢老师学识渊博，逻辑清晰，思路敏捷。在学位论文的整个写作过程中，谢老师提出了许多宝贵的意见，从课题开题、确定试验方案、给予试验过程中宝贵的人力物力支持，一直到最后论文的修改、润色、定稿，谢老师始终认真负责地给予我深刻而细致地指导，帮助我开拓研究思路。正是谢老师的耐心教导与严格要求，我的毕业论文才能够得以顺利完成。缘分让我们成为师生，三年里，除了课题指导，谢老师还关心着我的职业选择等人生大事，特别有幸能成为谢老师的学生，愿自己在今后的成长道路上，也能成为像谢老师一样优秀的人。

也要感谢和泉研究室的薛松涛老师和唐和生老师。学术上，薛老师每年都会关心研究室学生的课题进展情况，传道授业细致入微；而生活上，深刻教我们明白守时的重要性，带领大家发现滑雪的乐趣。唐老师为人随和热情，治学认真严谨、雷厉风行，对我的课题研究有颇多关心、指导和帮助，与他讨论的过程中我获益匪浅。在此，衷心地祝愿所有老师工作顺利，身体健康！

并且要特别感谢惯容器小组的组员们：感谢班鑫磊博士生从组装装置、嘉定试验到论文答辩陪伴了我最长的时间，我们一起在嘉定被毒蚊子叮咬，一起为试验进展不顺发愁，更感谢鑫磊在体力上鼎力相助，理论知识上倾囊相授；感谢陈子旸师弟，不仅提供 `simlink` 建模支持，更发挥他的专业素养逐字逐句帮我完善论文表述，尤其是非线性模型部分；感谢薛智奇师妹帮助我完成振动台试验前的自动振动试验，我们一起在学术道路上共同成长；感谢康建飞师弟在答辩过程中

给予我受用良多的指导。还要感谢郭雪媛博士生提供识别算法帮助我更好地认识我的模型，以及雪媛总能给教研室带来温暖和欢乐；感谢吴雅琴师妹在论文写作过程中，鞭策督促并不努力的我，并从物质和精神上鼓励我完成既定目标；感谢陪伴我并肩作战一同奋斗的同门，时尚机辩的陈实、帅气幽默的张睿和学富五车的徐康乾；一并还要感谢的还有人民教师李大伟师兄、资深博士仝运佳师姐、社交达人宋琛琛师兄、学术担当杨朋超师兄、多才多艺的余必龙师兄、家庭美满的杨桂权师兄、女中豪杰黄志云师姐、聪明睿智的蒋灿师兄、三好学生李林师兄、踏实能干的郑学胜师兄、文艺青年张昕宇师兄、姐妹情深的陈杉杉师兄、刚柔并济的凌塑奇师兄、助人为乐的赵涛涛师弟、运动健将管帅师弟、门面担当王云蹇师弟、秀外慧中的曾璟琳师妹、机灵可爱的冉凌霄师妹、热情奔放的濮昱师弟、大智若愚的陈豪师弟、一丝不苟的易卓然师弟，相处三年，经历许多，我非常荣幸能与你们同属和泉研究室成为一家人，愿大家都有美好前程！

同时感谢我的朋友们，感谢王萍、田力康、刘少非、黄天辰、陈斯乐从求职季到论文季一直与我风雨同舟，研究室期间能够认识你们是我一生的财富；感谢我的十年好友章旭君、黄望月、申屠磊璇、程宇、楼函鑫、黄卉一直关心我的论文进度，时间让我们更加相亲相爱，愿友谊长存；感谢同济实习 KING1.0 的前辈们，2.0 的战友们，还有 3.0，4.0 所有的小伙伴们，加入 KING，与你们一起让 KING 强大，是我的荣幸，kin for king；感谢所有曾经帮助、关心和支持我的人们。

此外还要感谢関ジャニ∞、新西游记、姜食堂、进击的巨人在本文写作过程中所给予的诸多精神陪伴。

特别感谢我的男朋友刘鹏，我们分隔 1000 公里外的两地，居然也坚持了 3 年，这是我没有预想到的。我们将一起上海这座城市，携手向未来同行。

在这即将离开校园的时刻，我还要郑重感谢我的父母。我和他们能像朋友一样亲密交流，虽然有时意见相左，但是能够完成这漫漫学业生涯离不开他们的养育与支持。

十九年的求学生涯即将画上句号，但对于漫漫人生路来说可能也只是个开始。愿从今而后，无论未来身处任何境遇，都能不忘初心，砥砺前行。

## 参考文献

- [1] 胡聿贤. 地震工程学[M]. 第二版. 地震出版社, 2006.
- [2] Yao J T P. Concept of structural control[J]. Journal of the Structural Division. 1972, 98(7): 1567-1574.
- [3] Author T T S, Reviewer B F S. Active Structural Control: Theory and Practice[J]. Journal of Engineering Mechanics. 1990, 118(6): 1282-1285.
- [4] 唐家祥, 刘再华. 建筑结构基础隔震[M]. 华中理工大学出版社, 1993.
- [5] 周福霖. 工程结构减震控制[M]. 地震出版社, 1997.
- [6] Crewe A. Passive energy dissipation systems in structural engineering : by T.T. Song and G.F. Dargush, John Wiley & Sons, New York, ISBN 0-471-96821-8[J]. Structural Safety. 1998, 20(2): 197-198.
- [7] 蒋通. 被动减震结构设计·施工手册[M]. 中国建筑工业出版社, 2008.
- [8] Housner G W, Bergman L A, Caughey T K, et al. Special Issue, Structural Control: Past, Present and Future[J]. Journal of Engineering Mechanics. 1997, 123(9): 897-971.
- [9] 陈政清, 汪志昊. 基于能量回收的土木工程结构振动控制[Z]. 2009.
- [10] 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(4): 499-502.
- [11] Pan C, Zhang R, Luo H, et al. Demand - based optimal design of oscillator with parallel - layout viscous inerter damper[J]. Structural Control and Health Monitoring. 2018, 25(1): e2051.
- [12] Jssi. Report of response-controlled buildings[R]., 2012.
- [13] Cao M, Tang H, Funaki N, et al. Study on a real 8F steel building with oil damper damaged during the 2011 Great East Japan Earthquake[C]. Portugal: 2012.
- [14] Kienholz D A, Pendleton S C, Richards K E, et al. Demonstration of solar array vibration suppression[C]. International Society for Optics and Photonics, 1994.
- [15] Larose G L, Larsen A, Svensson E. Modelling of tuned mass dampers for wind-tunnel tests on a full-bridge aeroelastic model[J]. Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics. 1995, s 54 - 55: 427-437.
- [16] Okada Y, Matsuda K, Hashitani H. Self-sensing active vibration control using the moving-coil-type actuator[J]. Journal of vibration and acoustics. 1995, 117(4): 411-415.
- [17] Mizuno T, Bleuler H. Self-sensing magnetic bearing control system design using the geometric approach[J]. Control Engineering Practice. 1995, 3(7): 925-932.
- [18] Mizuno T, Ishii T, Araki K. Self-sensing magnetic suspension using hysteresis amplifiers[J]. Control Engineering Practice. 1998, 6(9): 1133-1140.
- [19] 方重, 吴和霖, 楼梦麟. 电磁涡流耗能调谐质量阻尼器研制与性能试验[J]. 同济大学学报:自然科学版. 2001, 29(6): 752-756.
- [20] Wallace A, Von Jouanne A, Williamson S, et al. Performance prediction and test of adjustable, permanent-magnet, load transmission systems[C]. IEEE, 2001.
- [21] Smith A C, El-Wakeel A, Wallace A. Formal design optimization of PM drive couplings[C]. IEEE, 2002.

- [22] Sodano H A, Inman D J, Belvin W K. Development of a new passive-active magnetic damper for vibration suppression[J]. *Journal of vibration and acoustics*. 2006, 128(3): 318-327.
- [23] 祝长生. 转子系统径向电涡流阻尼器[J]. *中国机械工程*. 2007, 18(19): 2269-2272.
- [24] Ebrahimi B, Khamesee M B, Golnaraghi F. Permanent magnet configuration in design of an eddy current damper[J]. *Microsystem Technologies*. 2010, 16(1-2): 19.
- [25] Zuo L, Chen X, Nayfeh S. Design and analysis of a new type of electromagnetic damper with increased energy density[J]. *Journal of vibration and acoustics*. 2011, 133(4): 41006.
- [26] You S, Wang S, Tsai M, et al. Characteristic analysis of slotted-type axial-flux permanent magnetic couplers[C]. *IEEE*, 2012.
- [27] Wang Z, Chen Z, Wang J. Feasibility study of a large-scale tuned mass damper with eddy current damping mechanism[J]. *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*. 2012, 11(3): 391-401.
- [28] 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(3): 374-379.
- [29] 楼梦麟, 吴和霖, 马恒春, 等. 电磁耗能 TMD 结构减震效率的振动台试验研究[J]. *地震工程与工程振动*. 2003, 23(4): 158-164.
- [30] Sodano H A, Bae J. Eddy current damping in structures[J]. *Shock and Vibration Digest*. 2004, 36(6): 469.
- [31] Bae J, Hwang J, Park J, et al. Modeling and experiments on eddy current damping caused by a permanent magnet in a conductive tube[J]. *Journal of mechanical science and technology*. 2009, 23(11): 3024-3035.
- [32] 曹青松, 张敏. 横向电涡流阻尼器阻尼力的计算分析[J]. *噪声与振动控制*. 2010, 30(5): 181-185.
- [33] Canova A, Vusini B. Design of axial eddy-current couplers[J]. *IEEE Transactions on Industry Applications*. 2003, 39(3): 725-733.
- [34] Choi J, Shin H, Park Y, et al. Torque analysis of axial flux PM type eddy current brake based on analytical field computations[C]. *IEEE*, 2011.
- [35] Shin H, Choi J, Cho H, et al. Analytical torque calculations and experimental testing of permanent magnet axial eddy current brake[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2013, 49(7): 4152-4155.
- [36] Bae J, Hwang J, Roh J, et al. Vibration suppression of a cantilever beam using magnetically tuned-mass-damper[J]. *Journal of Sound and Vibration*. 2012, 331(26): 5669-5684.
- [37] 张赫, 寇宝泉, 金银锡, 等. 平面电磁阻尼器的特性分析[J]. *中国电机工程学报*. 2013, 33(21): 138-144.
- [38] Sodano H A, Bae J, Inman D J, et al. Concept and model of eddy current damper for vibration suppression of a beam[J]. *Journal of Sound and Vibration*. 2005, 288(4): 1177-1196.
- [39] Elbuken C, Khamesee M B, Yavuz M. Eddy current damping for magnetic levitation: downscaling from macro-to micro-levitation[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*. 2006, 39(18): 3932.
- [40] Elbuken C, Shameli E, Khamesee M B. Modeling and analysis of eddy-current damping for high-precision magnetic levitation of a small magnet[J]. *IEEE transactions on magnetics*. 2007, 43(1): 26-32.
- [41] Lin C, Hung S, Chen M, et al. A novel high precision electromagnetic flexure-suspended positioning stage with an eddy current damper[C]. *IEEE*, 2008.
- [42] Kim Y, Sohn B, Youm W, et al. Voice coil motor nano stage with an eddy current damper[C]. *IEEE*, 2008.

- [43] 朱坤, 邹向阳, 王晓天. 新型电磁阻尼器性能初步研究[J]. 世界地震工程. 2009, 25(4): 194-198.
- [44] Arakaki T, Kuroda H, Arima F, et al. Development of seismic devices applied to ball screw: Part 1 Basic performance test of RD-series[J]. AIJ Journal of Technology and Design. 1999, 8(5): 239-244.
- [45] Smith M C. Synthesis of mechanical networks: The inerter[J]. IEEE Transactions on Automatic Control. 2002, 47(10): 1648-1662.
- [46] Pan C, Zhang R. Design of structure with inerter system based on stochastic response mitigation ratio[J]. Structural Control and Health Monitoring. 2018, 25(6): e2169.
- [47] Chen M Z, Hu Y, Huang L, et al. Influence of inerter on natural frequencies of vibration systems[J]. Journal of Sound and Vibration. 2014, 333(7): 1874-1887.
- [48] Ikago K, Saito K, Inoue N. Seismic control of single - degree - of - freedom structure using tuned viscous mass damper[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics. 2012, 41(3): 453-474.
- [49] Papageorgiou C, Houghton N E, Smith M C. Experimental testing and analysis of inerter devices[J]. Journal of dynamic systems, measurement, and control. 2009, 131(1): 11001.
- [50] Saito K, Kurita S, Inoue N. Optimum response control of 1-Dof system using linear viscous damper with inertial mass and its Kelvin-Type modeling[J]. Journal of structural engineering. 2007(53): 53-66.
- [51] Kida H, Watanabe Y, Nakaminami S, et al. Full-scale dynamic tests of tuned viscous mass damper with force restriction mechanism and Its analytical verification[J]. Journal of Structural and Construction Engineering Architectural Institute of Japan. 2011, 665(76): 1271-1280.
- [52] Garrido H, Curadelli O, Ambrosini D. Improvement of tuned mass damper by using rotational inertia through tuned viscous mass damper[J]. Engineering Structures. 2013, 56: 2149-2153.
- [53] Nakamura Y, Fukukita A, Tamura K, et al. Seismic response control using electromagnetic inertial mass dampers[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics. 2014, 43(4): 507-527.
- [54] Lazar I F, Neild S A, Wagg D J. Using an inerter - based device for structural vibration suppression[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics. 2014, 43(8): 1129-1147.
- [55] Luo H, Zhang R, Weng D. Mitigation of liquid sloshing in storage tanks by using a hybrid control method[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering. 2016, 90: 183-195.
- [56] Wang F, Hong M, Lin T. Designing and testing a hydraulic inerter[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science. 2011, 225(1): 66-72.
- [57] 陈政清, 黄智文, 王建辉, 等. 一种基于螺旋传动方式的轴向电涡流阻尼器[P]. CN103821861A. 2014-5-28.
- [58] 王秉中. 计算电磁学[M]. 科学出版社, 2002.
- [59] Ikago K, Saito K, Inoue N. Seismic control of single - degree - of - freedom structure using tuned viscous mass damper[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics. 2012, 41(3): 453-474.
- [60] Overschee P V, Moor B D. Subspace Identification for Linear Systems[J]. 1996.
- [61] 丁陆川. 新型液-磁式滑移隔震支座及其在结构基础隔震中的应用研究[D]. 同济大学, 2017.
- [62] 万永革. 数字信号处理的 MATLAB 实现[M]. 科学出版社, 2007.
- [63] 鲁正, 吕西林, 闫维明. 颗粒阻尼器减震控制的试验研究[J]. 土木工程学报. 2012, 45(S1): 243-247.
- [64] Karnopp D. Computer simulation of stick-slip friction in mechanical dynamic systems[J]. Journal of dynamic systems, measurement, and control. 1985, 107(1): 100-103.



## 个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果

个人简历:

陈依珂, 女, 1994 年 10 月生。

2016 年 6 月毕业于东北大学资源与土木工程学院, 获学士学位。

2016 年 9 月入同济大学土木学院攻读硕士学位。

发表论文:

[1] 谢丽宇, 陈依珂等. TMD 减振结构的主结构模态参数识别研究[J]. 中国科技论文在线. 2019.