



同濟大學
TONGJI UNIVERSITY

硕士学位论文

(专业学位)

液式惯容与防倾覆滚动隔震 混合控制研究

资助项目：国家重点研发计划
(编号：2017YFC0703607)
科技部国家重点实验室项目
(编号：SLDRCE19-B-02)

姓 名： 曾璟琳

学 号： 1832492

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： 唐和生 副教授

二〇二一年六月



同濟大學
TONGJI UNIVERSITY

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

Study of Hybrid Vibration Control Using Fluid Inerter and Anti-overturning Rolling Isolation

Supported by National Key Research and Development Project
(No. 2017YFC0703607)

Ministry of Science and Technology of China
(Grant No. SLDRCE19-B-02)

Candidate: Zeng Jinglin

Student Number: 1832492

School/Department: School of Civil Engineering

Discipline: Engineering

Major: Architectural and Civil Engineering

Supervisor: Tang Hesheng

June, 2021

液式惯容与防倾覆滚动隔震混合控制研究

曾璟琳

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

滚动隔震是隔震技术的一种，它通过设置刚度较小的隔震层，有效隔离地震传递到上部结构的能量，但由于结构变形集中于隔震层，从而会导致隔震层出现位移过大的缺陷，同时抗倾覆能力弱，影响整体结构的使用。基于此，本文设计了一种分体式液式惯容器，利用该惯容系统的调频或调谐作用及其寄生阻尼耗能作用，将液式惯容与一种防倾覆设计滚动隔震相结合，设计了一种液式惯容与防倾覆滚动隔震结合的混合控制结构体系，以提高隔震系统的减震性能，结合振动台试验对该混合控制结构的减震性能进行了研究。本文主要开展和完成了如下研究内容：

(1) 设计了一种分体式液式惯容器，根据其力学特性进行数学建模，对其进行了参数化分析，研究了设计参数对其力学特性的影响，并通过构件性能试验，对液式惯容器的摩擦、负刚度、阻尼等性能进行分析，确定液式惯容器的力学模型及阻尼表达式，并分析了各种设计参数对惯容器的影响。

(2) 设计了一种将液式惯容与防倾覆滚动隔震结合的混合控制结构体系。针对两种混合控制拓扑模型进行参数化分析，研究不同液式惯容器设计参数对混合控制体系性能的影响；初步探究了近场和远场不同地震动激励对结构减震性能的影响。

(3) 为了验证混合控制系统的有效性，进行了一三层混合控制结构的振动台试验，分析液式惯容滚动隔震混合控制体系在近场和远场地震作用下的减震性能。结果表明，在无论近场还是远场的地震动激励下，在没有明显放大结构顶层加速度的情况下，该系统可以显著地降低隔震层位移。

关键词：液式惯容器、防倾覆滚动隔震、混合控制、性能试验、数值模拟、振动台试验

ABSTRACT

Rolling isolation is a kind of isolation technology. It can effectively isolate the energy transmitted to the superstructure by setting a lower stiffness isolation layer. However, the structural deformation is concentrated in the isolation layer, which will lead to the defect of excessive displacement of the isolation layer. At the same time, the anti-overturning ability is weak, which affects the use of the whole structure. Based on above, a kind of split fluid inerter is designed in this paper. By using the frequency modulation or tuning function of the fluid inerter system and its parasitic damping energy dissipation function, the fluid inerter is combined with an anti-overturning rolling isolation, and a hybrid control structure system of fluid inerter and anti-overturning rolling isolation is designed to improve the seismic performance of the isolation system. And combined with the shaking table test, the seismic performance of the hybrid control structure is studied. The main contents of this paper are as follows:

(1) A kind of split fluid inerter is designed. According to its mechanical characteristics, mathematical modeling and parametric analysis are carried out, and the influence of design parameters on its mechanical characteristics is studied. Through the actuator test of fluid inerter, the friction、negative stiffness、damping and other properties of fluid inerter are analyzed, and the mechanical model and damping expression of fluid inerter is determined. The influence of various design parameters on the fluid inerter is analyzed.

(2) A hybrid control structure system is designed, which combines fluid inerter with anti-overturning rolling isolation. The parametric analysis of two hybrid control topological models is carried out to study the influence of different design parameters of fluid inerter on the performance of hybrid control system. And the influence of different ground motion excitations on the seismic performance of the structure is preliminarily explored.

(3) In order to verify the effectiveness of the hybrid control system, a shaking table test of a three-layer hybrid control structure is carried out to analyze the seismic performance of the hybrid control system under near-field and far-field earthquakes. The results show that the system can significantly reduce the displacement of the isolation layer under both near-field and far-field ground motion excitations without obvious amplification of the top acceleration of the structure.

Keywords: fluid inerter, anti-overturning rolling isolation, hybrid control, actuator test, numerical simulation, shaking table test

目录

摘要	I
ABSTRACT.....	III
第 1 章 绪论.....	1
1.1 引言.....	1
1.2 隔震技术及混合控制研究.....	2
1.3 惯容系统.....	5
1.3.1 惯容概念.....	5
1.3.2 惯容器主要实现方式.....	6
1.3.3 惯容系统发展及研究现状.....	8
1.4 研究意义、方案和内容.....	14
1.4.1 研究目的及意义.....	14
1.4.2 技术路线.....	15
1.4.3 主要研究内容.....	15
第 2 章 液式惯容力学性能与试验研究.....	17
2.1 液式惯容器的基本构造及工作原理.....	17
2.2 液式惯容器的力学模型.....	18
2.2.1 液式惯容器的惯性力.....	19
2.2.2 液式惯容器的寄生阻尼.....	22
2.2.3 液式惯容器的简化力学模型.....	26
2.2.4 液式惯容器参数分析.....	29
2.3 液式惯容器简谐振动构件试验.....	32
2.3.1 试验设计.....	32
2.3.2 试验结果.....	42
2.3.3 液式惯容器性能分析.....	46
2.4 本章小结.....	51
第 3 章 防倾覆滚动隔震与液式惯容混合控制研究.....	53
3.1 防倾覆滚动隔震体系及运动方程.....	53
3.1.1 新型防倾覆滚动隔震体系.....	53
3.1.2 滚动隔震体系运动方程.....	57
3.2 防倾覆滚动隔震和液式惯容控制力学模型.....	59
3.2.1 新型混合控制力学模型及运动方程.....	59
3.2.2 非线性系统统计线性化.....	61
3.3 随机地震动输入模型及响应计算.....	63
3.3.1 地震输入谱.....	63

3.3.2 随机地震响应计算.....	65
3.4 新型混合控制系统参数分析.....	67
3.4.1 BIS-FID 系统参数分析.....	68
3.4.2 BIS-TFID 系统参数分析.....	69
3.5 非线性时程分析.....	70
3.5.1 非线性时程分析方法.....	71
3.5.2 结构参数选取.....	72
3.5.3 不同拓扑模型响应分析.....	72
3.5.4 不同惯容器参数响应分析.....	76
3.6 近远场地震动激励控制性能分析.....	78
3.6.1 近远场地震动激励下控制效果.....	78
3.6.2 近远场地震动激励下系统耗能分析.....	81
3.7 本章小结.....	82
第 4 章 防倾覆滚动隔震与液式惯容混合控制振动台试验.....	85
4.1 振动台试验设计.....	85
4.1.1 试验目的及内容.....	85
4.1.2 试验装置设计.....	86
4.1.3 试验设备及传感器布置.....	96
4.1.4 试验方案及地震波选取.....	99
4.2 地震动激励下无控结构响应分析.....	102
4.2.1 目的及试验工况.....	102
4.2.2 加速度响应.....	103
4.2.3 位移响应.....	103
4.2.4 实际结构参数识别.....	104
4.3 地震动激励下隔震结构响应分析.....	105
4.3.1 目的及试验工况.....	105
4.3.2 加速度响应.....	106
4.3.3 位移响应.....	108
4.3.4 防倾覆梁分析.....	110
4.3.5 隔震结构性能分析.....	111
4.4 地震动激励下液式惯容混合控制结构响应分析.....	113
4.4.1 目的及试验工况.....	113
4.4.2 加速度响应.....	114
4.4.3 位移响应.....	115
4.4.4 混合控制结构性能分析.....	115
4.5 试验结果与数值模拟对比分析.....	118
4.6 本章小结.....	120
第 5 章 结论与展望.....	123

5.1 结论.....	123
5.2 展望.....	124
致谢.....	127
参考文献.....	129
个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果.....	135

第1章 绪论

1.1 引言

地震作为危害最大的自然灾害之一，给人类社会带来了巨大的危险与挑战。随着经济发展和城市化进程的加速，各种高耸建筑、大跨空间建筑、大跨桥梁建筑的大规模建设，导致地震等灾害所造成的经济损失越来越大。结构振动控制技术作为一种新兴技术已经被广泛应用于结构设计当中，并在实际的地震与强风中证明了其优秀的结构振动抑制性能。在结构振动控制技术中，因被动控制技术不需要外部能源，造价经济，构造简单等优点，成为了目前应用最广泛的结构振动控制技术。

被动振动控制技术目前主要包括了隔震技术、消能减震技术、质量调谐减震技术等。隔震技术中目前在土木工程领域采用最多，效果最好的是基础隔震技术。它是指在建筑物上部结构与基础之间设置隔震层，以延长整个结构体的自振周期、增大阻尼、减小输入上部结构的地震作用，达到预期的防震要求。目前被动振动控制技术已经在在新西兰、日本等国家被建筑结构广泛采用，我国住建部也于2014年2月发文大力推广消能减震建筑。但在单一技术的使用下，结构振动控制面临了许多限制与缺陷，例如隔震结构存在隔震层位移过大^[1]，在近断层地震下性能恶化^[2]等缺点；附加阻尼器或者调谐质量阻尼器（TMD）的结构存在质量受限导致减震性能有限^[3]等缺点。针对这些限制与缺陷，混合振动控制理念被提出。混合振动控制技术是综合考虑各项减震控制技术优缺点，结合实际结构的抗震抗风要求的同时兼顾技术可靠性和经济性，将各项振动控制技术进行科学结合，选取两种以上的控制方案来达到减震控制目标。

在上世纪70年代Kawamata等人^[4]提出了一种质量泵减震器，发现其在结构振动中实现非常大的有效质量，这是第一次利用了惯容的概念对结构进行减震控制。21世纪初，Smith^[5]基于力学系统与电路系统的“力-电模拟”提出了惯容的概念，这是一种两节点的惯性单元。与传统质量单元不同的是，惯容的力与单元两端点间的相对加速度成正比，从而让利用较小质量装置在振动中实现较大的表观质量成为可能。它作为一种质量放大机制，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，将平动转为转动，解决了传统质量的单端点特性使得元件在结构中安装方式和位置受限的缺陷，具有轻量化、便于设备安装使用、降低结构位移的优点，对结构有良好的调谐作用，并且对搭配的阻尼单元有提高

耗效率的功能^[6]，是一种非常有前景的新型减震装置。

本文的研究对象为惯容器中一种较为新型的形式——分体式液式惯容器。它通过驱动缸内活塞，让流体在螺旋管道中流动，通过其管道与缸体之间的面积差，实现对管道流体的加速，从而实现惯容器效果。但是由于流体在高速运动下的行为，导致其惯质与阻尼相互耦合，无法得到良好的理论模型。目前针对液式惯容器的研究还处于初步阶段，由于液体在高速运动下的不确定性，阻尼与惯质相互耦合，从而给其参数分析与模型建立带来巨大的困难。液式惯容器与基础隔震的混合控制目前也处于初步阶段，国内外研究较少，其中液式惯容器与滚动隔震体系的混合控制目前国内外还缺乏有关研究。将以上复杂问题研究清楚，需要大量试验的支撑，故而开展液式惯容系统的数值模拟以及试验研究是有必要的。为了进一步评估该液式惯容器的动力减震性能，本文进行了简谐振动构件试验验证。此外，设计了一种液式惯容与防倾覆滚动隔震混合控制系统，通过数值模拟、参数化分析，结合振动台试验，对该混合控制结构的减震性能进行了研究，从而为液式惯容与滚动隔震混合控制的工程应用提出具有指导意义的应用方案。

1.2 隔震技术及混合控制研究

上世纪 70 年代由美籍华裔学者姚治平^[7]首次明确地提出了土木工程结构振动控制的概念，自此，结构振动控制领域引起了世界各国学者广泛的关注与研究。特别是针对结构在风振响应和地震响应下的振动控制，国内外众多学者在控制理论、实验研究和工程应用方面取得了丰硕成果^[8-12]。

土木领域比较常用的隔震技术是通过在隔震层中设置一定数量的隔震支座和阻尼器等隔震装置以组成隔震系统，其中隔震支座能够稳定可靠地承载上部结构的重量、跟随上部结构发生的水平变形、并且具有适当弹性恢复力，而阻尼器能够用于吸收地震输入的能量^[13]。其中隔震技术中应用最为广泛的是基础隔震，基础隔震是指在建筑物上部结构与基础之间设置隔震层，以延长整个结构体的自振周期、增大阻尼、减小输入上部结构的地震作用，达到预期的防震要求^[14]，其原理可如图 1.1 所示。

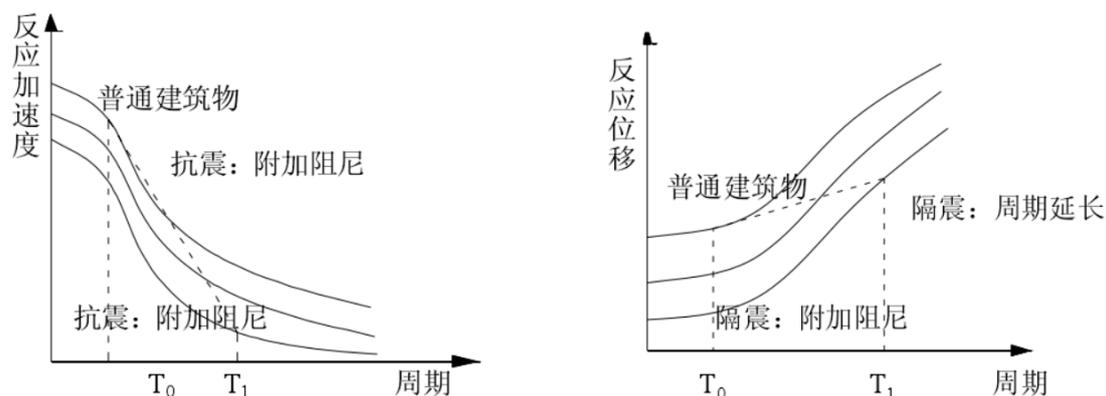


图 1.1 基础隔震原理图

滚动隔震是隔震系统类型中的一种，由于滚动摩擦远小于滑动摩擦，因而具有较好的隔震效果，国内外学者对其进行了大量的研究，并取得了丰硕的成果^[15, 16]。在最近的研究中，Harvey 和 Gavin^[17]设计了一种双层滚动隔震系统，能够实现更大的位移，Calhoun 等人^[18]对这种双层滚动隔震系统进行了基于平稳白噪声的随机分析和非平稳激励的确定性分析，确定了最佳设计参数。Mohammad 等人^[19]利用概率方法对滚动隔震系统进行了分析，得到了更为安全可靠的结果。Huseyin 等人^[20]提出了适用于轻质住宅建筑的滚动隔震体系，能够有效节约成本同时达到良好的隔震效果，并且对其抗倒塌性能进行了数值分析，证明了其在地震中的可靠性^[21]。吕远等人^[22]研究了一种椭圆轨道滚动隔震装置恢复力力学模型，采用变曲率轨道能在一定程度上限制隔震层位移。综上所述，滚动隔震系统虽然有良好的隔震性能，但是其存在隔震层位移过大、耗能能力较弱、存在倾覆风险等缺点。针对这些缺点，目前主要采取添加附加装置或改变轨道参数等方式改进，但是仍然存在改善效果不佳、近断层脉冲地震下会增加上部结构振动响应等问题。

Hall 等^[23]提出，在脉冲型近断层地震动作用下，诸如高层建筑、隔震结构等长周期柔性结构会出现严重的非线性行为，且有发生倒塌的可能性。江辉等^[24]认为，近场地震动相对集中的能量输入会导致更高的位移变形需求，因而有必要考虑增强结构瞬时耗能能力以减小其变形。杨迪雄等^[25]通过对一具体隔震建筑进行时程分析，以台湾集集地震 8 条典型近震记录和其他 4 条常用近震记录 and 4 条远场地震动作为输入，对两幢隔震结构进行了非线性地震响应时程分析，发现在近断层地震动下，隔震层位移远大于非脉冲型地震动作用下的隔震层位移，最大层间位移角较为接近，结构顶层最大加速度小于非脉冲型地震动的相应值。杜晓磊^[2]等分析了近场地震动和远场地震动的反应谱，分析不同类型地震波激励对基础隔震地震反应的影响，结果表明，基础隔震结构受近断层脉冲型地震动影响较大，

上部结构可能发生破坏。Guerreiro 等^[26]研究了限位装置在工作时因发生碰撞而引起的结构扰动,考虑了不同类型的装置,以最大基地位移、顶部加速度和基底剪力为关键控制参数,结果表明,当结构与限位装置发生碰撞时,由碰撞引发的结构加速度扰动是不可避免的。樊剑等^[27]研究了摩擦型隔震结构在近断层地震作用下,当与限位装置发生碰撞时的结构动态响应特性,结果表明上部结构的非线性对碰撞反应有很大影响,地震中隔震结构若发生碰撞将大大增加结构的层间剪力和加速度响应,且激起结构的高阶振型。

由上述可知,隔震技术发展较为成熟,也被广泛应用,但传统基础隔震也存在其弊端。由于基础隔震的原理是在上部结构和基础之间设置隔震层,通过在隔震层集中发生的较大位移,阻隔地震能量向上部结构传递,从而提高建筑物的安全性与可靠性,因此在应用过程中,往往需要较大的隔震层位移为代价,过大的位移会导致非结构构件的连接破坏,并影响隔震支座的稳定性。同时,在近断层脉冲型地震动作用下,基础隔震结构会受到更大的影响。且通过添加限位装置,可起到降低位移的效果,但同时会导致上部结构的层间剪力和加速度响应的增大,使结构在地震动作用下性能恶化。

因而,有部分研究者提出可将传统隔震技术与其他主动或被动控制技术相结合,在隔震层附加一定质量的耗能减震装置,对结构进行混合控制。在各种耗能减震装置中,应用较为广泛的是传统粘滞阻尼器即增大阻尼和调谐质量阻尼器即 TMD。

Jangid 等^[28]的分析表明,隔震结构在近断层地震动作用下,隔震层位移主要是由近断层地震动的法向分量所引起的,增大隔震支座的阻尼可以使隔震层位移减小,但当阻尼增大到一定程度后,会在隔震层位移减少的同时也导致了上部结构加速度的增大。对具有柔性上部结构的隔震结构模型的响应进行建模,以研究隔震在近断层运动下对不同隔震系统性能的影响。结果表明,在近断层运动下,给定结构系统的上层结构加速度达到最小值时,存在一个隔离系统阻尼值。因此,尽管将支座阻尼增加到一定值以上可能会减少支座位移,但可能会将更大的加速度传递到上部结构中。Yang 等人^[29]提出了将基础隔震系统与 TMD 结合,从而在减小隔震层位移的情况下不增加上部结构的地震响应。Taniguchi 等^[1]确定了在最大程度上减小隔震层位移目标下的 TMD 最优参数,分析表明,对于远场地震动, TMD 的有效性与白噪声模型所预测的相似,而对于近场地震动, TMD 的有效性较差,约为 10%或更少。王亚楠和李慧等^[30]从能量的角度对近场地震作用下 TMD-基础隔震混合控制体系进行了能量响应分析,研究表明 TMD 耗散了体系中的大部分输入能,可有效控制主结构隔震层的滞回耗能量,并降低主结构和隔震层的响应量。Hashimoto^[31]提出了一种新的具有大质量比率的 TMD-隔震混合

控制结构，将 TMD 布置于隔震层下方，这种 TMD 的布局方式具有 TMD 行程短、加速度响应小等优点，且该混合控制方法对具有脉冲特征地震和长周期长持时地震均有良好的鲁棒性。

综上可知，将隔震系统和传统粘滞阻尼器或 TMD 结合进行混合控制，可以有效降低隔震层的位移响应，但同时也存在局限性。如仅在隔震层附加较大的阻尼，虽然可以有效地减小隔震层水平位移，但往往会导致结构性能恶化，增大上部结构层间位移以及加速度反应；如在隔震层添加 TMD，需要较大的质量比和足够大的空间满足 TMD 行程需求才能有效降低隔震层的位移，这两方面的缺陷限制了 TMD-隔震混合控制的应用。因此，本文拟将惯容系统和隔震体系结合进行混合控制，研究其可行性，改善以上缺陷。

1.3 惯容系统

1.3.1 惯容概念

惯容的概念最早可追溯到 1973 年，日本学者 Kawamata^[4]提出了一种利用液体质量泵（Liquid Mass Pump）获得数倍于其中流体物理质量的表观质量的两节点力学元件。日本 Arakaki 等^[32]于 1999 年提出将滚珠丝杠应用于黏滞阻尼器以增大其有效黏滞阻尼力，但在客观上使用了惯容的机制，附加质量发挥了惯容器的效果，这是惯容系统在土木工程领域应用的首次尝试。21 世纪初，Smith^[5, 33-35]从机械振动与交流电路的数学模型相似性入手，提出了一种新的控制单元——“惯容”（英文名为 Inerter），为结构控制提供了一种两节点惯性单元，其力学模型如图 1.2 所示，给出了实现装置——齿轮齿条惯容器和滚珠丝杠惯容器，对车辆悬架进行了网络综合，用弹簧、阻尼和惯容器三种元件实现了一种悬架网络，改善了车辆的综合性能。

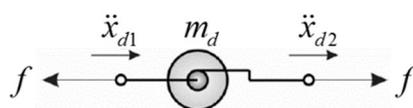


图 1.2 惯容原理图

从惯容的力学模型可以看到，它虽然像传统质量单元一样具有质量属性，而且对外输出惯性力，但是它的力学特性却与弹簧单元、阻尼单元相同。与传统质量惯性单元不同之处在于，惯容的力与单元两端点间的相对加速度成正比。这种元件同弹簧单元和阻尼单元一样具有两个独立、自由的端点，其动态方程式可表

示为 $f = m_d(\ddot{x}_{d1} - \ddot{x}_{d2})$ ，其中， f 为施加于元件两端点上等大反向的力； m_d 为惯容的等效惯性质量； $\ddot{x}_{d1}, \ddot{x}_{d2}$ 为惯容两端点的加速度值。因此，将具有两个独立、自由端点，满足上述方程式的元件称为惯容单元。

惯容元件的两端点特性提高了其安装方式的灵活性，使其不局限于悬挂的方式。此外，惯容器的物理性质与质量块相似，但是通过力放大机构，惯容器可以实现将其上百千克的惯性质量转化为质量只有几百克的元件之中，这正是惯容器提出的意义所在。

1.3.2 惯容器主要实现方式

满足上述惯容元件特性的实物构件即为惯容器，惯容常常通过改变装置的运动形式来实现，比如平动-转动的转变、流速的改变等。随着国内外学者对惯容的研究逐渐深入，各种不同实现机制的惯容器实物被提出和开发。以下是惯容器的几种主要实现方式。

(1) 齿轮-齿条式惯容器

2004 年，Smith^[33]根据他之前提出的齿轮齿条式惯容器模型，完成了实际样机的制作与试验测试，该装置的机械模型及构造原理如图 1.3 所示。

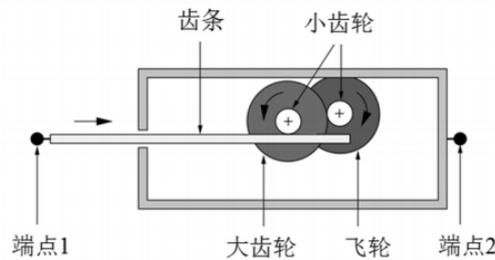


图 1.3 齿轮-齿条式惯容器

齿轮齿条式惯容器通过齿条、小齿轮和大齿轮的啮合传动，将两端点间的直线运动转化为旋转运动，驱动飞轮转动，并通过大小齿轮合适的传动比，对飞轮进行加速，由此实现对飞轮惯性的封装。其惯容系数为：

$$m_{in} = I \left(\frac{r_2}{r_1 r_3} \right)^2 \quad (1.1)$$

其中， r_1 为与齿条啮合的小齿轮半径， r_2 为大齿轮半径， r_3 为与飞轮同轴的小齿轮半径， I 为飞轮转动惯量。

但齿轮齿条式惯容器摩擦力较大，齿轮间容易出现背隙问题，且当其处于高频高速状态时会出现卡齿以及磨损的情况，从而限制了齿轮齿条式惯容器的实际

应用。

(2) 滚珠丝杠式惯容器

为解决上述齿轮齿条式惯容器的缺陷,国外学者提出了一种滚珠丝杠式惯容器。日本东北大学 Inoue 和 Ikago 团队^[36]针对目前最为经典的滚珠丝杠式惯容器进行了系统的研究,滚珠丝杠式惯容器的结构原理如图 1.4 所示,它是通过滚珠丝杠装置,将两端点间丝杠的直线运动转化为螺母的旋转运动,并驱动飞轮放大转动惯量,由此实现对飞轮惯性的封装。

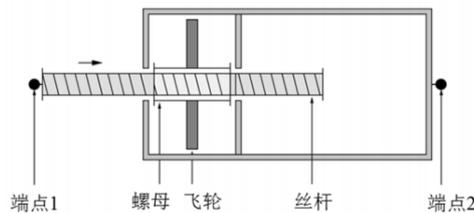


图 1.4 滚珠丝杠式惯容器

滚珠丝杠式惯容器的惯容系数为:

$$m_{in} = \left(\frac{2\pi}{L_d} \right)^2 I = \left(\frac{2\pi}{L_d} \right)^2 \frac{1}{2} (r_o^2 + r_i^2) m_0 \quad (1.2)$$

其中, L_d 为螺杆菌程, I 为飞轮转动惯量, m_0 为实际质量, r_o 为外直径, r_i 为内直径。相比于齿轮齿条式惯容器,滚珠丝杠式惯容器机械连接更加精细合理,能够有效减少其背隙问题。

(3) 液压式惯容器

惯容元件也可以通过液压机制来实现,2010年,中国台湾大学 Wang 等^[37]提出一种新型的液压式惯容器,是由液压缸、液压马达和连接管路组成的封闭液压系统,如图 1.5 (a) 所示。通过活塞杆运动在左右缸体之间产生压力差,驱动液体带动液压马达从而进一步带动飞轮,实现质量放大作用。2013年,Swift 等^[38]提出了一种流体惯容器实现方式,其原理如图 1.5 (b) 所示,由液压缸、活塞和螺旋管路等部分组成。惯容的两个端点分别与液压缸和可移动活塞相连,两端点间的运动推动活塞在缸体内运动,使流体沿着螺旋管流动,因此惯容两端点间的直线运动通过该机制转换为了流体的旋转运动。由于在此封闭系统中液压缸内流体流量与螺旋管内流量相等,而螺旋管管径远小于液压缸内径,所以导致流速的放大,进而实现较大的惯性质量,由此实现对质量惯性的封装。

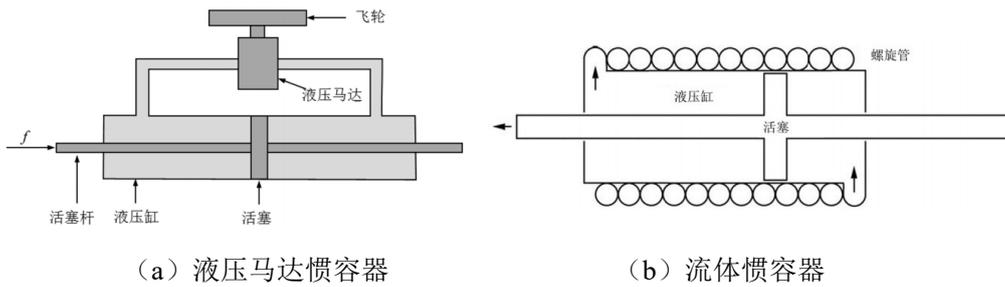


图 1.5 液压式惯容器

液压式惯容器的惯容系数为：

$$m_{in} = \frac{m_p}{1 + (h / 2\pi r_4)^2} \left(\frac{A_1}{A_2} \right)^2 \quad (1.3)$$

其中， m_p 为螺旋管内液体质量， A_1 、 A_2 分别为活塞和螺旋管的横截面积， r_4 为螺旋半径， h 为螺旋管距。液压式惯容器完全借助液体流动实现，不存在机械式惯容器的缺陷，结构简单耐用，且能够通过其固有的寄生阻尼实现更紧凑的装置设计。

1.3.3 惯容系统发展及研究现状

在早期研究中，上世纪 70 年代就出现了在土木工程领域惯容器使用的萌芽^[4]。但是其首次实际应用是在 F1 赛车的悬挂系统中^[33]，并别命名为 ‘J-damper’。经过分析表明其能够有效改善悬挂系统的振动性能。在国内，以江苏大学为代表，对惯容器、ISD 悬架设计及应用展开了系统性研究。2007 年，江苏大学验证了应用齿轮齿条式惯容器的车辆悬架具有更好的减振性能。2008 年，江苏大学验证了惯容器具有通高频、阻低频的特性。随后，其利用惯容器实现了车辆悬架理想天棚和地棚阻尼申请国际 PCT 专利，并借鉴电学中的级联滤波思想，构建了两级串联型 ISD 悬挂，性能明显优于传统 SD 悬挂。在惯容器结构方面，江苏大学也设计了以封装质量惯性为特征的一类惯容器，提出了扭转惯容器的概念及其实现方式，阐明了惯容器的基本设计原理。在此基础上，设计了摆线钢球式惯容器、液压式惯容器、杠杆式惯性质量蓄能悬架等^[39]。2013 年，江苏大学的孙晓强等人^[40]以滚珠丝杠式惯容器为研究对象，在建立惯容器非线性力学模型的基础上，通过惯容器力学性能试验，研究非线性因素对惯容器实际力学性能的影响。以上主要为惯容器在汽车、机械领域的应用。

在土木工程领域，Wang 等人^[37]从三种不同的建筑模型出发，数值论证了惯容器在降低建筑振动方面的性能优势。日本学者在惯容器在土木工程领域中的应

用做出了大量开创性研究。2008 年 Saito 等^[41]开发了一种由滚珠丝杠式剪切黏滞流体阻尼器和弹簧单元串联而成的复合减振单元，称为调谐质量黏滞阻尼器 (TVMD)，如图 1.6 所示。TVMD 与 TMD 一样通过调谐质量吸能减振，但是它可以实现非常大的质量比，从而能够用于结构的地震响应控制作用。2011 年，Kida 等^[42]通过动力制约机制改良了 TVMD，在 TVMD 中加入传力约束装置，并称之为 FRTVMD，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，日本学者 Ikago 等^[36, 43, 44]对 TVMD 的参数优化设计进行了深入研究，基于定点理论提出了设置 TVMD 单自由度体系的参数设计方法，这是土木工程领域完整意义上提出的惯容系统。

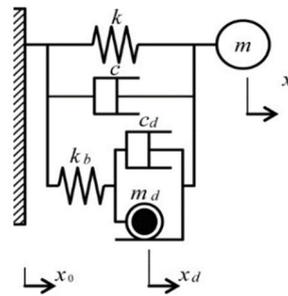


图 1.6 TVMD 在主结构上的安装示意图^[41]

2014 年 Marian 等^[45]基于传统的 TMD 提出一种调谐质量阻尼惯容器 (Tuned Mass Damper Inerter, TMDI)，如图 1.7 所示，将惯容器与质量块串联、惯容器一端接地，使用惯容器代替部分 TMD 振动质量来实现轻量化的被动振动控制，同时也可以改善给定质量的经典 TMD 的性能。同年，Lazar 等^[46]将质量块完全由惯容器替换，提出一种调谐惯容阻尼器 (Tuned Inerter Damper, TID)，如图 1.8 所示，可以看做是无附加质量情况下的 TMDI，通过采用类似于 TMD 的优化调谐准则进行优化，表明在更小的装置质量和尺寸的条件下 TID 系统可以达到 TMD 系统同等的减振控制效果，同时，将 TID 应用于拉索的振动控制，在相同的布置位置下表现出优于粘滞阻尼器的控制优势。

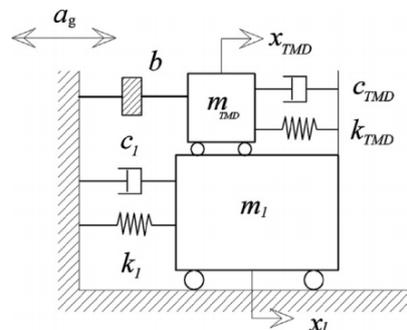
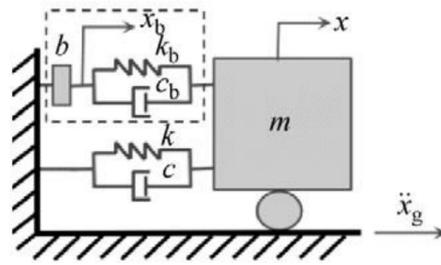


图 1.7 TMDI 在主结构上的安装示意图^[45]


 图 1.8 TID 在主结构上的安装示意图^[46]

2016 年，中国同济大学罗浩^[47]等提出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^[6, 48, 49]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。同时，潘超通过深入研究混联型惯容系统的减震机理，通过目标阻尼方法设计的惯容器具有较好的能量耗散效果，对惯容器的优化及设计有重要意义。2019 年，张瑞甫等人^[50]总结了惯容系统的最新进展与发展方向，并针对目前惯容系统面临的问题，提出了自己的建议。2020 年，Zhang 等人^[51]通过惯容系统耗能增效方程，在理论上更清晰地揭示了惯容系统耗能增效的本质原理。Xue 等人^[52]提出了一种适用于剪切型多自由度结构的跨层支撑式惯性系统（CICBIS）以及基于需求的 CBIS 设计方法，分析了优化目标下基于惯容器的系统在不同布局下的结构振动控制效果。Lara-Valencia 等人^[53]研究了考虑多种性能指标的 TMDIs 优化设计。Pietrosanti 等人^[54, 55]提出了一种适用于控制系统优化设计的广义 2-DOF 模型，其质量可以随时改变以便于参数化试验研究。同时，其进行了振动台试验，与数值模型数据进行比较，发现单自由度结构的位移、加速度和基础剪力等响应不受惯容装置非线性特性的影响，这一结果为采用理想的惯容单元假设为物理惯容装置建模的简化提供了依据。2021 年，Zhang 等人^[56]采用调谐质量惯容系统（TMIS）作为高层烟囱的非接地轻量化被动控制装置，在烟囱上安装分布式 TMISs（d-TMISs）以实现地震反应的多阶振型控制，提出了优化方法并通过典型数值模型验证了控制方法的有效性及其轻量化效果。Caicedo 等人^[57]提出了在地震激励下位于高层建筑上层的调谐质量阻尼器（TMDs）和调谐质量阻尼惯容器（TMDIs）的优化设计方法，基于差分进化法（DEM），利用元启发式优化方法在时域内对三个目标函数进行优化，得到最佳设计值。

此外，目前国内外学者也一直致力于对于液式惯容系统的开发与研究。液式惯容系统的研究思路可以追溯到 1970 年 Kawamata^[4]基于质量效果以及 Pascal 原理在理论上提出的流体惯容，然而一直没有较大的进展。2012 年，由船木尚己^[58]团队成员提出利用导管的长度控制液体流量的模型，如图 1.9 所示，并在 2015 年完成了模型设计和制作，在该团队的研究中，装置存在密封材料阻尼和内部压

力阻尼，其中内部压力阻尼主要包括在腔体与连接管截面快速收缩/膨胀部分以及连接管摩擦损失。通过构件试验，发现在振动频率低的区域密封材料阻尼大，且内部压力阻尼不随连接细管形状的变化而变化，在振动频率较高的区域，连接管长度越长、内径越小，内部压力阻尼越大，从而给出了各阻尼计算模型及公式。通过振动台试验，验证了液式惯容器的减振效果，结果表明可以获得 200 倍于实际质量的表观质量。但是依然存在随着频率与加速度的增大，理论计算与实验结果之间的差距也随之增大的问题。

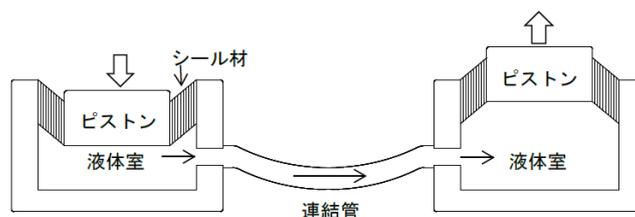


图 1.9 船木团队液式惯容器概念图^[58]

为了建立较为精确的力学模型，已有学者做出了大量研究^[59-64]。目前已知在液式惯容系统中主要存在由于流体加速的惯性力、管道摩擦以及出入口压力损失引起的阻尼力，活塞与液压缸壁摩擦引起的机械摩擦力，还有流体压缩引起的弹性力等，经过已有研究分析，惯性力和管道摩擦引起的阻尼力与机械摩擦力是流体惯容器中主要存在的力。Liu 等人^[65, 66]考虑了流体惯容器中利用机械-流体网络对比的方法，充分考虑了流体惯容器中可能存在的力学作用，建立了具有较高精度的力学模型，并通过实验分类识别了其存在的各种力的作用，并对力学模型进行了合理简化，如图 1.10 所示。沈钰杰等^[67]等人利用量子遗传算法优化后的支持向量机模型预测流体惯容器的作用效果，得到了良好的吻合结果。Deastra 等^[68]在 2019 年基于流体惯容器和并联弹簧为平行黏性阻尼惯容系统(PVID)引入了一种新的被动振动控制方式，在研究中，对该液式惯容系统进行新的分析，演示了如何对带有液式惯容器的 PVID 进行建模以实现目标参数。Zhao 等人^[69]提出了一种新的调谐液体惯性系统 (TLIS)，利用随机响应结果，通过与经典调谐液体阻尼器的对比分析，展现了所提出的 TLIS 的振动控制效果，同时考虑结构性能和控制力，建立了 TLIS 在最经济条件下的优化设计框架。针对流体的压缩性，Liu 等人^[70]在 2020 年分析了流体-空气混合工况和纯流体工况下流体不可控惯容器的体积模量，建立了非线性可控惯性悬架动力学模型。结果表明混合空气对悬架性能有严重的负面影响，非线性因素会对控制效果产生负面影响。同年，David 等人^[71]利用一种被称为“Time-Invariant Mem-Models”的记忆模型模拟螺旋式流体惯容器的力学行为，经过数值分析发现其结果能够很好的与实验结果相匹配。

2021 年, 陈炎冬等^[72]为了准确描述液力式惯容器的非线性隔震系统特性, 提出采用分数阶导数(阶次在 1 到 2 之间)描述输出特性介于惯性和阻尼之间的液力惯容器是合理的, 改变分数阶阶次的大小可以调节惯性和阻尼特性的占比, 因此可以描述不同结构形式的液力惯容器, 这为研究人员提供了一种新的惯性容器建模思路。

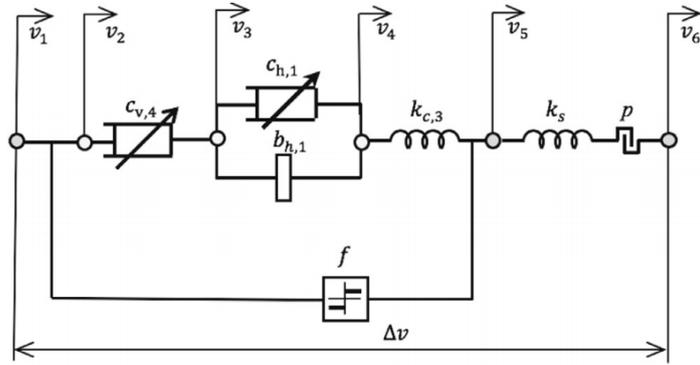


图 1.10 螺旋流体惯容器通用力学模型^[66]

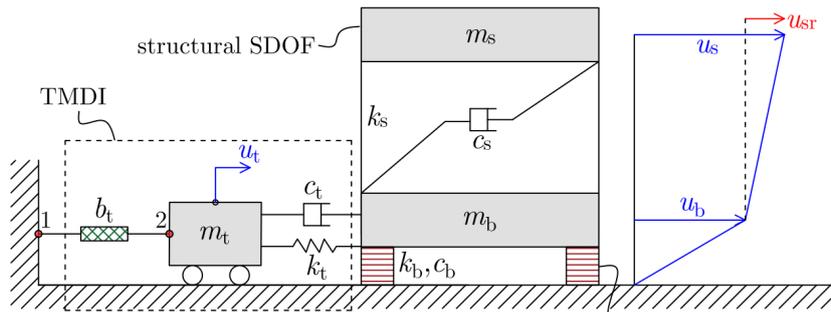


图 1.11 基础隔震与 TMDI 混合控制系统示意图^[73]

针对 TMD 和隔震混合控制质量受限的缺陷, 有学者提出将惯容与隔震结构结合进行混合控制, Domenico 等人^[73-77]针对调谐质量阻尼惯容器(TMDI)在隔震结构中的应用进行了一系列的研究。分析表示, 通过在隔震层上加装 TMDI, 不仅可以显著降低基础隔震层的位移需求, 还可以降低隔震上部结构的响应, 其结构示意图如图 1.11 所示。在考虑隔震层非线性的基础上, 建立了反映隔震结构和惯容系统的三自由度简化模型, 得到了该体系的最优参数。并对六种不同的控制策略进行了比较研究, 六种控制策略既包括传统的 TMD 系统, 也包括 TMD 与惯容单元进行不同形式串联后的组合系统。Matteo 等人^[78]在利用白噪声对 TMDI 与基础隔震的混合控制系统在基于隔震层位移最小的原则下提出了一个简化解析计算方法, 并在真实地震动下与数值方法进行对比, 发现有良好的吻合性。Li 等人^[79]受鲍鱼壳的消能机理启发, 设计了一种结合调谐质量阻尼惯容器 (TMDI) 的仿生被动基础隔震系统, 并与只有 TMDI 的基础隔震系统和只有仿

生被动基础隔震系统进行对比,发现通过两者结合能够实现更好减震效果。Masnata 等人^[80]设计了一种新型 TMDI 与基础隔震的混合控制系统,该新型 TMDI 的阻尼元件直接与地面相连,如图 1.12 所示,基于隔震层位移最小的目标进行了数值分析,发现新型 TMDI 比传统 TMDI 减小隔震层位移的效果更好,但是上部结构加速度与层间位移略有提升。在流体惯容器与基础隔震混合控制系统方面,也有学者做了初步研究。Domenico 等人^[81]研究了流体惯容器与基础隔震混合系统的控制效果,将流体惯容器建模为一个惯性元件和一个非线性阻尼并联的力学模型,利用统计线性化技术对其参数进行了优化,提出了流体惯容器在基础隔震系统中的优化方法。Sun 等^[82]同样将基础隔震结构简化为 2DOF 模型,基于 H_2 优化准则以及将上部结构最小层间位移作为优化目标,在忽略上部结构和隔震层阻尼的情况下,推导出了附加 TID 最优参数的解析解,TID 的力学模型与 TMD 类似。在此基础上,Domenico 等人^[83]在 2020 年对流体惯容器与摩擦摆隔震的混合控制系统进行了进一步研究,如图 1.13 所示。在考虑摩擦摆隔震系统的非线性条件下证明了混合控制系统良好的隔震性能与鲁棒性。叶昆等^[84]也对 TID 进行参数研究,确定了一种以隔震层水平位移控制为约束、以最小上部结构绝对加速度为优化目标的优化问题,在两种控制准则下对 TID 进行优化设计,与仅附加线性粘滞阻尼器的基础隔震结构进行比较,最终发现 TID 对基础隔震结构的性能控制有着良好的效果,能同时降低隔震层水平位移和上部结构绝对加速度,效果优于仅附加线性粘滞阻尼器的基础隔震结构。Zhao 等人^[85]阐明了基于惯容的隔震系统的作用机理,确定了上部结构的位移和隔震层之间的理论关系,通过推导位移需求方程,建立了位移减缓机理,基于此,提出了隔震系统的优化设计方法。2021 年,Li 等人^[86]考虑隔震层的非线性滞回特性,对比研究了 TMDI 与基础隔震混合控制非线性系统(BIS-TMDI)以及将 TMD 放置于非隔震层的 BIS-TMD 系统。通过等效线性化和遗传优化(GA)算法,建立了非线性 BIS-TMDI 系统的优化设计方法,并验证了非线性 BIS-TMDI 系统在近断层脉冲地震动作用下该系统在减小隔震层位移、上部结构响应和 TMDI 冲程性能方面的优越性。

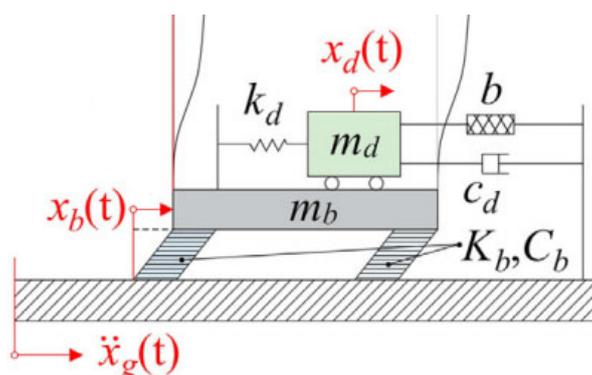


图 1.12 基础隔震与新型 TMDI 混合控制系统示意图^[80]

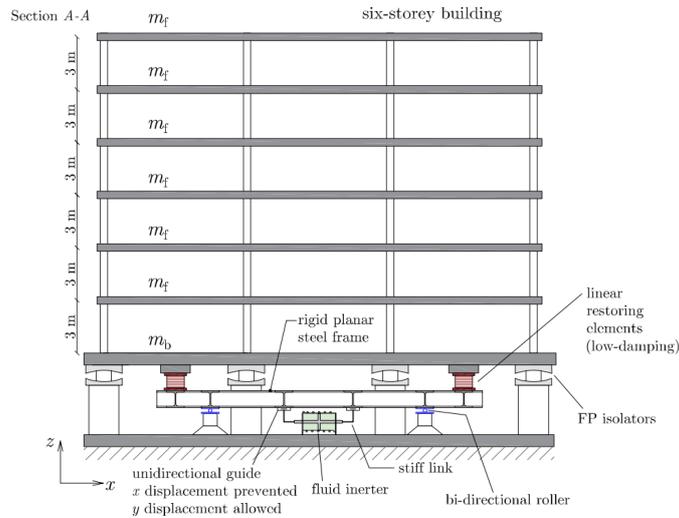


图 1.13 摩擦摆基础隔震与 TFI 混合控制系统示意图^[83]

1.4 研究意义、方案和内容

1.4.1 研究目的及意义

滚动隔震具有良好的隔震性能，能够有效的隔离地震能量，但是存在隔震层位移过大，抗倾覆能力弱的缺陷。而隔震层增加纯阻尼元件虽能理论上减小隔震层位移，但经过研究证明，阻尼增大会减低隔震体系的隔震效果。

本文的研究对象为一种分体式液式惯容器，它完全借助液体流动实现惯性质量放大，不存在机械式惯容器的缺陷，结构简单耐用，同时其固有寄生阻尼的存在能够有效的消耗地震能量。此外，本研究将液式惯容与一种防倾覆设计滚动隔震相结合，设计了一种液式惯容与防倾覆滚动隔震结合的混合控制结构体系，其具有以下优势：（1）由于自身惯容质量与寄生阻尼的耦合作用，能够在不显著增加上部结构响应的情况下有效减小隔震层位移；（2）能够利用液式惯容用很小的自身质量获得很大的表观质量的放大机制，突破了传统技术质量量级的限制，并且相比于机械式惯容器，没有磨损背隙等缺点，结构简单，安装方便快捷，可多方向减震控制。

由上文可知，由于液式惯容器中的惯容及阻尼耦合的特殊性，液式惯容器的探索仍需理论深入和试验研究。本文设计了一种分体式液式惯容器，根据其力学特性进行数学建模，对其进行了参数化分析，并通过构件性能试验，验证液式惯容器力学模型的合理性。而基础隔震与惯容器的混合控制系统目前还处于初步研

究阶段,特别是液式惯容器与基础隔震的混合控制系统仍缺乏系统的设计方法以及实验验证。本文利用液式惯容系统的调频或调谐作用及其寄生阻尼耗能作用,将液式惯容与一种防倾覆设计滚动隔震相结合,设计了一种液式惯容与防倾覆滚动隔震结合的混合控制结构体系,并结合振动台试验对该混合控制结构的减震性能进行了研究,进而研究液式惯容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隔震体系。综上,本研究具有一定的实际应用价值,也可以预见液式惯容器在土木工程的应用还有更为广阔的前景。

1.4.2 技术路线

本文主要通过力学模型建立、数值模拟、试验验证的技术路线,对液式惯容器及混合控制系统进行研究。首先对液式惯容器单体进行研究,建立液式惯容器的力学模型,并进行构件试验,分析各工况液式惯容器性能,验证力学模型。接着,设计了一种新的防倾覆滚动隔震体系,建立液式惯容与防倾覆滚动隔震混合控制力学模型,对该混合控制体系进行数值模拟、参数分析。最后进行振动台试验,验证混合控制体系力学模型的合理性,并结合试验情况和理论分析研究混合控制体系的减震性能,为实际应用提供指导。因此本文研究技术路线如下图 1.14 所示:

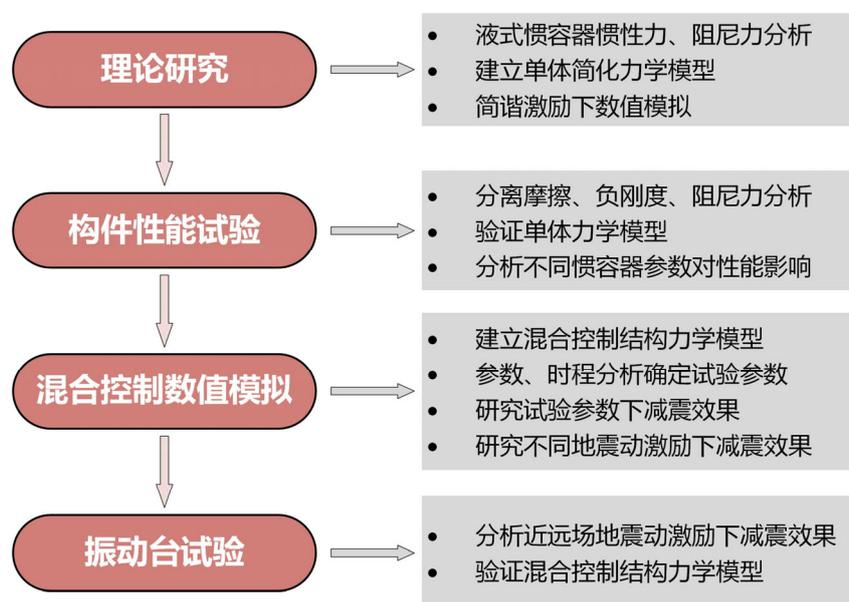


图 1.14 技术路线图

1.4.3 主要研究内容

本课题研究对象为分体式液式惯容器单体和液式惯容与防倾覆滚动隔震混

合控制体系，本文的主要内容及章节安排如下：

第一章为绪论。主要阐述了本课题的研究背景，回顾了隔震技术的发展历程，以及不同地震激励对隔震结构的影响，同时提出传统基础隔震存在的弊端以及研究现状。针对传统基础隔震的弊端，从而提出了惯容系统与隔震相结合的方法，将惯容系统引入隔震结构，在绪论中介绍了惯容概念、惯容器主要实现方式以及目前惯容研究发展现状。

第二章为液式惯容力学性能及试验研究。设计了一种分体式液式惯容器，根据其力学特性进行数学建模，对其进行了参数化分析，研究了设计参数对其力学特性的影响，并通过构件性能试验，对液式惯容器的摩擦、负刚度、阻尼等性能进行分析，确定液式惯容器的力学模型及阻尼表达式，并分析了各种设计参数对惯容器的影响。

第三章为防倾覆滚动隔震与液式惯容混合控制研究。设计了一种将液式惯容与防倾覆滚动隔震结合的混合控制结构体系。针对两种混合控制拓扑模型进行参数化分析，研究不同液式惯容器设计参数对混合控制体系性能的影响。同时，初步探究了近场和远场不同地震动激励对结构减震性能的影响。

第四章为防倾覆滚动隔震与液式惯容混合控制振动台试验。为了验证混合控制系统的有效性，进行了一三层混合控制结构的振动台试验，分析液式惯容滚动隔震混合控制体系在近场和远场地震作用下的减震性能。

第五章为结论与展望。归纳总结了全文的研究成果，并指出了未来可以进行进一步研究的内容。

第2章 液式惯容力学性能与试验研究

绪论中对现有隔震技术存在的弊端以及惯容基本概念、实现方式、研究进展等进行了阐述，并由此引出了将惯容器引入隔震结构的混合隔震体系的概念。液式惯容器由于其具备集惯质与阻尼于一体的特质，同时具有二次流等流体非线性因素，是一种目前仍需深入研究的惯容器构型，并且可有效避免当线性运动处于高频高速的状态下，机械式惯容机构出现的“击穿”、背隙等问题。隔震技术可使地震动能量在隔震层进行大量耗散，使上部结构的基本周期延长，远离了地震动的卓越周期，从而避免了结构发生共振响应，减少了地震向结构输入的能量。

本章设计了一种分体式液式惯容器，相比于传统的一体式构型，在实际结构中可获得多向减震效果，根据其力学特性进行数学建模，对其进行了参数化分析，并进行构件性能试验验证。

2.1 液式惯容器的基本构造及工作原理

液式惯容器是一种使一定质量的液体在直径突变的细长管道中流动产生惯性的装置。细长管道可分为螺旋管式、直管式、外接马达飞轮式等，比较常见的为螺旋管式。根据螺旋管布置形式的不同，液式惯容器可分为内置螺旋管式和外置螺旋管式，如图 2.1 所示；根据腔体整体性不同，液式惯容器又可分为一体活塞式和分体活塞式。外置螺旋管式惯容器由于需要在液压缸外侧布置一定高度的螺旋管道，装置体积相对较大。相比之下，内置螺旋管式惯容器通过在活塞侧面机械加工螺旋槽口，将流体通道集中布置于液压缸内部，可以减小一部分设备空间，较适用于车辆悬架等狭小的安装空间。但同时，内置螺旋管布置需要保证活塞上的螺旋管槽能够与液压缸内壁紧密接触，否则将导致惯性作用失效，所以其机械加工精度要求较高，不适于建筑物等大尺度结构控制中。

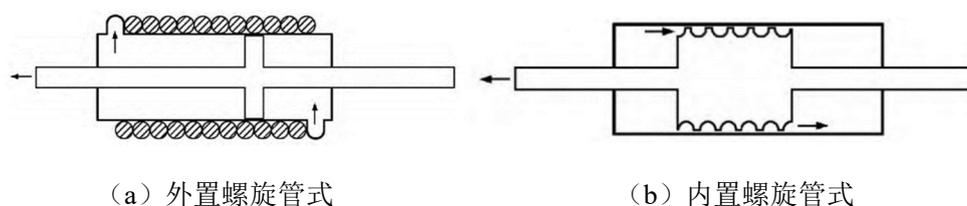


图 2.1 螺旋管式液式惯容器分类

本文设计一种外置螺旋式分体式液式惯容器，以此为研究对象，其结构简图

如图 2.2 所示。事实上，2012 年，由船木尚己团队成员^[58]提出了利用导管的长度控制液体流量的分体式液式惯容器模型，如图 2.3 所示，并在 2015 年完成了模型设计和制作，但该模型为试验便利，外部细长管采用直管式，使得实际应用中螺旋管长度上限值较低。通过结构简图可知，分体式液式惯容器由一对带活塞的液压缸组成，液压缸之间用螺旋管连接，且螺旋管在外部另外缠绕在支架上并不直接缠绕在液压缸外侧。压缩行程和拉伸行程中，缸内液体体积维持定值，当左端缸体 A 压缩液体，即整体结构向右位移时，由于液体不可压缩，左端缸体 A 液体在活塞的推动下经螺旋细长管流入右端缸体 B，此时右端缸体 B 将拉伸行程。由于在此过程中液压缸内液体流量与螺旋管内流量相等，而螺旋管的管径远小于液压缸内径，所以导致流速地迅速放大。螺旋管中快速流动的液体中储存了大量动能，充当了动能的存储器，并根据液体本身质量产生足够的惯性力，从而实现对液体流动惯性的封装。

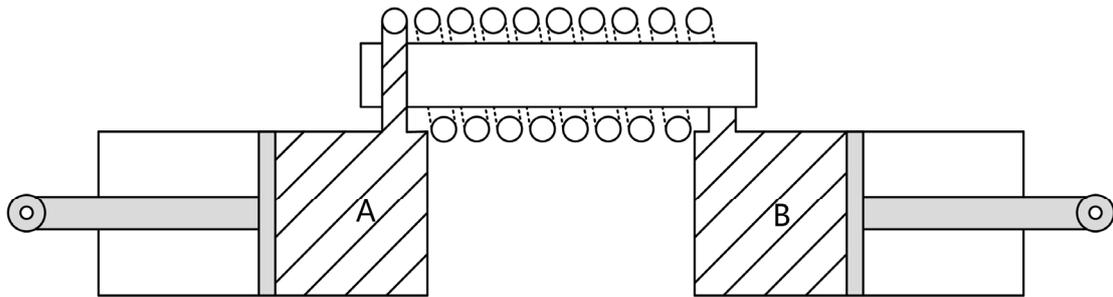


图 2.2 外置螺旋分体式液式惯容器结构简图

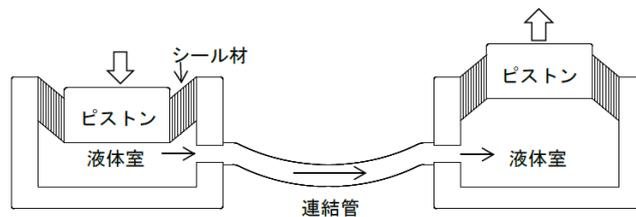


图 2.3 船木尚己团队分体式液式惯容器模型

2.2 液式惯容器的力学模型

为了分析该分体式液式惯容器力学特性，研究其参数敏感性及其控制机理等，需要建立液式惯容器力学模型，其设计模型及相关设计参数如图 2.4，图 2.4 中所标注的设计参数及后文分析中常用的物理量表意如下表 2.1：

表 2.1 液式惯容器设计参数符号及其表意

参数符号[单位]	表意	参数符号[单位]	表意
r_1 [m]	液压缸半径	A_2 [m ²]	螺旋管横截面积
r_2 [m]	螺旋管截面半径	l [m]	螺旋管总长度
r_3 [m]	螺旋管旋转半径	L [m]	液压缸有效长度
h_d [m]	螺旋管单周螺距	ρ [kg/m ³]	液体密度
A_1 [m ²]	液压缸工作面积	μ [Pas]	液体动态黏度

其中,由图 2.4 可知,液压缸活塞初始位置均从中间开始,两边各实际工作行程为液压缸总长一半,则液压缸有效长度 L 即为一端液压缸总长,具体可见图示标注。

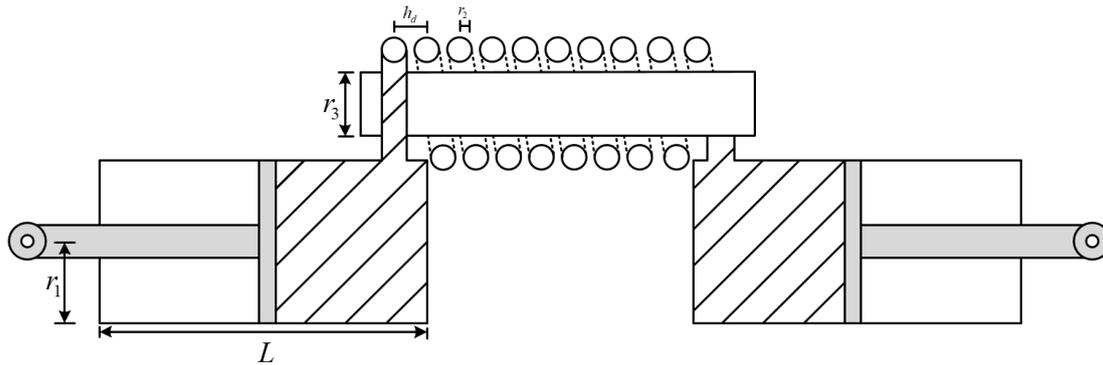


图 2.4 分体式液式惯容器设计模型及设计参数

2.2.1 液式惯容器的惯性力^[64]

根据 2.1 工作原理可知,液式惯容器通过活塞推动液体在螺旋管内高速运动,从而获得比实际质量高很多的表观质量。因此,在平衡方程中产生的惯性力作用也得以放大。液式惯容器在工作时,产生的惯性力,主要包括:螺旋管内液体流动产生的惯性力 $F_{inertor}^{channel}$ (简化为 F_i^{ch})、液压缸内液体流动产生的惯性力 $F_{inertor}^{cylinder}$ (简化为 F_i^{cy})、活塞杆运动产生的惯性力 $F_{inertor}^{piston}$ (简化为 F_i^p)。

由图 2.4 所示,液压缸工作截面面积 A_1 及螺旋管有效面积 A_2 计算公式如下:

$$A_1 = \pi r_1^2, A_2 = \pi r_2^2 \quad (2.1)$$

螺旋管总长度 l 的数值大小基于螺旋管旋转半径、缠绕圈数、螺旋管单周螺距设计参数,可以计算为:

$$l = n\sqrt{h_d^2 + (2\pi r_3)^2}, n = \text{实际缠绕圆柱长度} / h_d \quad (2.2)$$

记螺旋管中液体的总质量为 $m_{channel}$, 单位 kg, 则有:

$$m_{channel} = \rho l A_2 \quad (2.3)$$

假设装置中液体为不可压缩的理想液体,则有液压缸内的流量与螺旋管内流

量大小相同。设活塞杆带动的液压缸的位移为 x ，对应速度为 \dot{x} ，液压缸有效工作面积为 A_1 ，螺旋管有效横截面积为 A_2 ，螺旋管内液体平均速度为 \dot{u} ，两部分体积流量相等，则可得：

$$\dot{x}A_1 = \dot{u}A_2 \quad (2.4)$$

由以上公式可知，螺旋管内液体流速 \dot{u} 以液压缸内液体流速 \dot{x} 为基础，根据 A_1/A_2 的比值被成倍放大，螺旋管内液体包含的动能为：

$$E_k = \frac{1}{2} m_{channel} \dot{u}^2 = \frac{\rho A_2 l \dot{u}^2}{2} \quad (2.5)$$

放大后 \dot{u} 的数值远大于液压缸内液体流速 \dot{x} ，故而液压缸内液体产生的动能可忽略不计。

不考虑势能和其他能量形式，惯容器储存的惯性能量为：

$$E = \frac{b\dot{x}^2}{2} \quad (2.6)$$

结合能量守恒定理，联立(2.4)、(2.5)和(2.6)，可得惯容系数（表观质量） b 计算公式为：

$$\begin{cases} \dot{u} = \frac{\dot{x}A_1}{A_2} \\ \rho A_2 l \dot{u}^2 = b\dot{x}^2 \\ b = \rho l \frac{A_1^2}{A_2} \end{cases} \quad (2.7)$$

由上式可知惯容系数 b 与流体密度 ρ 、螺旋管总长度 l 、液压缸有效工作面积 A_1 、螺旋管有效截面面积 A_2 有关。并对公式进行如下变换：

$$b = \rho l \frac{A_1^2}{A_2} = \rho L A_1 \cdot \frac{l}{L} \cdot \frac{A_1}{A_2} = m_{cylinder} \cdot \frac{l}{L} \cdot \frac{A_1}{A_2} \quad (2.8)$$

可以看到，惯容系数 b 相当于液压缸内液体质量乘以两个放大系数。其中，第一个为螺旋管总长度 l 与液压缸有效长度 L 的比值，实际结构中， $l/L \approx 10 \sim 100$ ；第二个为液压缸有效工作面积 A_1 与螺旋管有效截面面积 A_2 比值，实际结构中， $A_1/A_2 \approx 10 \sim 100$ 。因此，惯容系数 b 可达到液压缸内液体质量 $m_{cylinder}$ 的100~10000倍，由此可得，液式惯容器具有非常优秀的质量放大效应。

根据以上分析，可得到螺旋管内液体流动产生的惯性力为：

$$F_i^{ch} = b\ddot{x} = \rho l \frac{A_1^2}{A_2} \ddot{x} \quad (2.9)$$

这一计算方法是基于液体在螺旋管内沿轴线流动，流线垂直于螺旋管横截面的假设。实际流动过程中会产生垂直于螺旋管中心线的水平速度分量，但由于量级较小，其影响可忽略不计。

而液压缸内液体流动产生的惯性力为：

$$F_i^{cy} = m_{cylinder} = \rho L A_2 \ddot{x} \quad (2.10)$$

活塞杆运动产生的惯性力为：

$$F_i^p = m_{piston} \ddot{x} \quad (2.11)$$

将以上两者惯性力与螺旋管内液体流动产生的惯性力进行比较，得：

$$\begin{cases} \frac{F_i^{cy}}{F_i^{ch}} = \frac{\rho L A_2}{\rho l A_1} \\ \frac{F_i^p}{F_i^{ch}} = \frac{m_{piston}}{m_{channel}} \left(\frac{A_2}{A_1} \right)^2 \end{cases} \quad (2.12)$$

由于液压缸有效长度 L 远小于螺旋管总长度 l ，螺旋管面积 A_2 也远小于液压缸有效工作面积 A_1 ，因此液压缸内液体流动和活塞杆运动产生的惯性力与螺旋管内液体流动产生的惯性力相比，均可忽略不计。具体量级对比，如图 2.5 所示。其中，惯容器各参数取值为： $r_1 = 0.05m$ ， $r_2 = 0.01m$ ， $r_3 = 0.10m$ ， $l = 10m$ ，采用水作为液体介质。

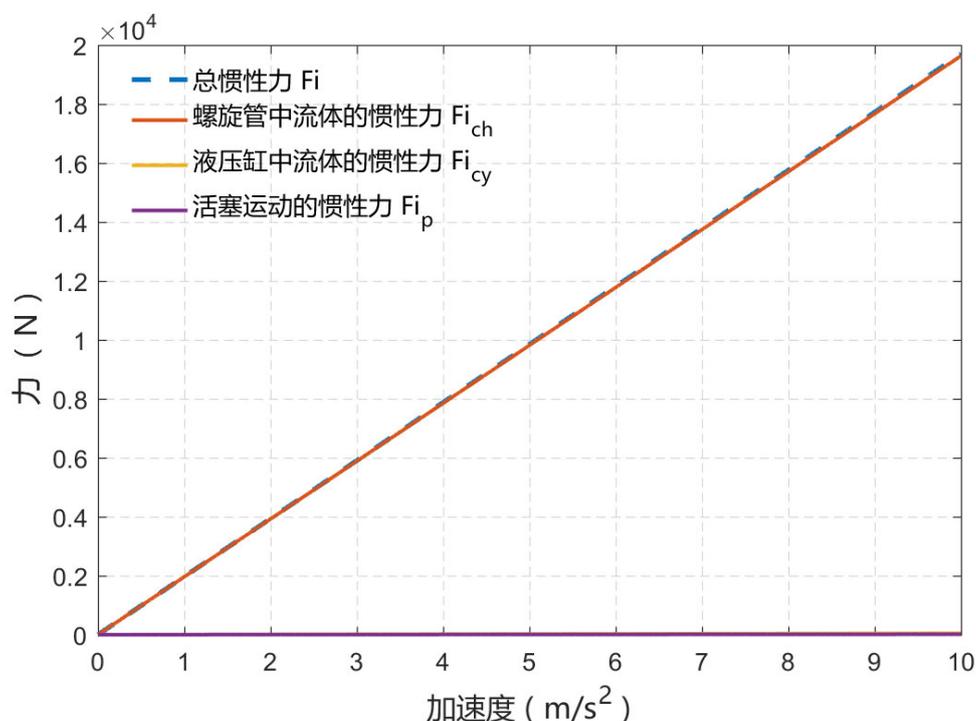


图 2.5 液式惯容器各项惯性力对比

从而，螺旋管惯性力的大小 F_i^{ch} 即被认为是液式惯容器总惯性力的大小。

2.2.2 液式惯容器的寄生阻尼^[64]

螺旋管内液体流动时会表现出粘性，因此当液体在液压缸和螺旋管之间往复流动时，会由于液式惯容器构造以及液体特性而产生固有的系统阻尼，即液式惯容器的寄生阻尼。多次的实践和研究结果表明，液式惯容器的寄生阻尼力产生的主要原因是液体的压降损失，包括（1）螺旋管内液体流动压力损失，主要原因为液体的粘性效应，取决于液体和螺旋管性质，其产生的阻尼力记为 F_c^{ch} ；（2）螺旋管进出口的局部压降损失，主要是由于通道截面面积变化较大，液体流速急剧变化而产生的水头损失，其产生的阻尼力记为 F_c^{in} 、 F_c^{out} ；（3）活塞与液压缸内壁之间的剪切摩擦导致的压降损失，其产生的阻尼力记为 F_c^{shear} 。

（1）螺旋管内液体流动产生的阻尼力 F_c^{ch}

对于液式惯容器，螺旋管内液体流动产生的阻尼力为：

$$F_c^{ch} = \Delta p^{ch} A_1 \quad (2.13)$$

式中， Δp^{ch} 为液体在螺旋管内流动导致的水头损失， A_1 为液压缸有效工作面积。

根据 Rodman 和 Trenc 的研究^[87]以及流体力学可知，管道中液体流动产生的阻尼力可用水力直径来计算。水力直径 D_h 是指过流断面面积的四倍与湿周之比，当管道为圆形时，水力直径的大小即为螺旋管的直径，即（ S_A 为过流断面面积即螺旋管横截面积， X 为湿周即螺旋管内壁周长）：

$$D_h = 4 \times \frac{S_A}{X} = 2r_2 \quad (2.14)$$

在计算液体流动产生的阻尼力时，常用雷诺数 Re 来确定液体流动状态，分为层流和紊流。雷诺数越大，惯性力的影响越明显，反之粘性力影响较大。流动状态可由计算得到的雷诺数大小与临界雷诺数比较获得，临界雷诺数以上为紊流，其以下则为层流，雷诺数的计算如下：

$$Re = \frac{\rho \dot{u} D_h}{\mu} \quad (2.15)$$

式中， ρ 为液体密度， D_h 为水力直径， μ 为液体粘度系数， \dot{u} 为螺旋管内液体平均流速。

根据 Rodman 和 Trenc 的研究可知，液体在螺旋管内的压力损失可用达西公式计算为：

$$\Delta p^{ch} = f_F \operatorname{Re} \frac{2l\mu\dot{u}}{D_h^2} = 4f_F \frac{l}{D_h} \frac{\rho\dot{u}^2}{2} \quad (2.16)$$

式中, f_F 为范宁摩擦因数, ρ 为液体密度, μ 为液体粘度系数, \dot{u} 为螺旋管内液体平均流速。

对于不同流动状态, 压力损失计算中的范宁摩擦因数不同, 通常由试验测定。对于光滑管道, 在层流条件下, 范宁摩擦因数 $f_F = 16/\operatorname{Re}$; 在湍流条件下, 范宁摩擦因数 $f_F = 0.079\operatorname{Re}^{-1/4}$ 。根据文献^[88]可得:

$$\Delta p^{ch} = \frac{1}{r_2^2} 0.079 \operatorname{Re}^{-0.25} \rho \dot{u}^2 \quad (2.17)$$

根据体积守恒定律, 有 $\dot{u} = \dot{x}A_1/A_2$, 并将雷诺数公式代入上式, 即可得到保持稳定速度下的阻尼力为:

$$F_c^{ch} = \Delta p^{ch} A_1 = \frac{0.0664\mu^{0.25}\rho^{0.75}lA_1}{r_2^{1.25}} \left(\frac{A_1}{A_2}\right)^{1.75} \dot{x}^{1.75} = c_{f1}\dot{x}^{1.75} \quad (2.18)$$

式中, c_{f1} 是取决于液体的物理特性和设备几何形状系数。

而在弯曲螺旋管条件下液体的流动状态较为复杂, 液体在弯管中流动时在离心力作用下会产生二次流现象, 二次流现象受液体流动惯性、液体粘度、螺旋半径等影响, 这些由迪恩数进行表征, 有公式:

$$De = \operatorname{Re} \left(\frac{r}{R} \right)^{0.5} \quad (2.19)$$

式中, r 为螺旋管截面半径, R 为螺旋管旋转半径。Rodman等^[87]提出范宁摩擦因子计算公式的经验公式表达式为:

$$f_F = \frac{0.03426De + 17.54}{\operatorname{Re}} \quad (2.20)$$

但不同的经验公式计算结果均有所不同, 根据文献^[65]的试验结果表明, White模型经验公式与其他公式计算结果差距较小, 且与试验数据较为吻合, 故可初步采用其计算公式:

$$f_F = 0.08 \operatorname{Re}^{-0.25} + 0.012 \sqrt{\frac{r_2}{r_3}} \quad (2.21)$$

联立上述计算公式, 得到液体在螺旋管内流动引起的压降和产生的阻尼力分别为:

$$\Delta p^{ch} = 0.08 \frac{2\mu^{0.25}\rho^{0.75}l}{(2r_2)^{1.25}} \dot{u}^{1.25} + 0.012 \frac{\rho l}{r_3^{0.5}r_2^{0.5}} \dot{u}^2 \quad (2.22)$$

$$F_c^{ch} = 0.0160 \frac{\rho l}{r_3^{0.5}} \frac{A_1^3}{A_2^{2.25}} \dot{x}^2 + 0.1376 \mu^{0.25} \rho^{0.75} l \frac{A_1^{2.75}}{A_2^{2.375}} \dot{x}^{1.75} = c_1 \dot{x}^2 + c_2 \dot{x}^{1.75} \quad (2.23)$$

由上可知, 在此种计算假定下, 螺旋管阻尼由两个速度的非线性项组成, 分别与速度二次项和速度 1.75 次方相关, 可设两个阻尼系数分别为 c_1 、 c_2 , 取决于液式惯容器的物理和几何特性。

此外还有在早期研究中比较常用的经验公式^[49], 阻尼力还可表示为:

$$F_c^{ch} = 0.03426 \frac{2\rho l A_1}{\sqrt{2r_2 r_3}} \left(\frac{A_1}{A_2}\right)^2 \dot{x}^2 + 17.54 \frac{2\mu l A_1}{(2r_2)^2} \left(\frac{A_1}{A_2}\right) \dot{x} = c_1 \dot{x}^2 + c_2 \dot{x} \quad (2.24)$$

以上经验公式, 会导致在高频情况下, 阻尼力数值不同, 根据多项研究表明, 并不主张将其中任何一种视为权威性或由于其他公式, 一切都将根据试验去拟合, 此处将其一并介绍, 以便后续在适当的建模环境中应用它们。

(2) 螺旋管进、出口处液体阻尼力 F_c^{in}/F_c^{out}

液压缸和螺旋管交接处, 由于液压缸半径远大于螺旋管半径, 即液体流动横截面积发生突变, 从而根据体积相同定律, 液体在该交接处的流速大小和方向均会发生突变, 导致局部压降损失。根据经验公式^[87], 可得到进出口处的压降计算公式为:

$$\Delta p_{in} = 0.5 \frac{\rho v^2}{2} \quad (2.25)$$

$$\Delta p_{out} = \frac{\rho v^2}{2} \quad (2.26)$$

因此进出口处液体阻尼力分别为:

$$F_c^{in} = \Delta p_{in} A_1 = 0.25 \rho A_1 \left(\frac{A_1}{A_2}\right)^2 \dot{x}^2 = c_{in} \dot{x}^2 \quad (2.27)$$

$$F_c^{out} = \Delta p_{out} A_1 = 0.5 \rho A_1 \left(\frac{A_1}{A_2}\right)^2 \dot{x}^2 = c_{out} \dot{x}^2 \quad (2.28)$$

(3) 液压缸内壁与活塞剪切摩擦产生的阻尼力 F_c^{shear}

液压缸内壁与活塞两者之间的摩擦可认为是简单的剪切摩擦, 即摩擦力的大小与活塞速度一次项成正比, 则可近似表示为:

$$F_c^{shear} = \frac{\mu A_{shear} \dot{x}}{\Delta r} = \frac{\mu \cdot 2\pi r_{piston} H}{\Delta r} \dot{x} \quad (2.29)$$

式中, r_{piston} 为活塞半径, H 为液压缸与活塞的接触长度, Δr 为液压缸内壁与活塞之间的缝隙宽度, 由于 Δr 通常均极小, 可近似为 0.1mm 。

通过以上分析, 可知液式惯容器总阻尼力为:

$$F_c = F_c^{ch} + F_c^{in} + F_c^{out} + F_c^{shear} \quad (2.30)$$

在与 2.2.1 节相同的装置参数下, 对各项阻尼力数值随速度变化的情况进行趋势图绘制, 如图 2.6 所示。

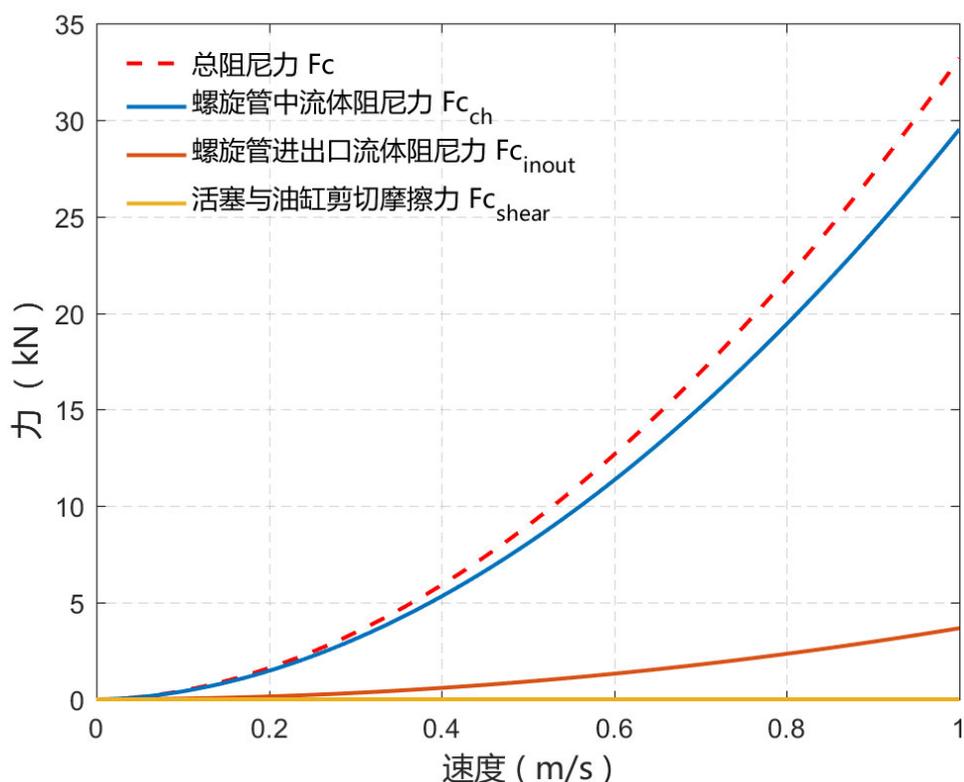


图 2.6 液式惯容器各项阻尼力对比

由上图可知, 液压缸内壁与活塞剪切摩擦产生的阻尼力 F_c^{shear} , 明显小于螺旋管内液体流动产生的阻尼力 F_c^{ch} , 因此, 剪切摩擦阻尼力 F_c^{shear} 可忽略不计。

螺旋管进、出口处的阻尼力 F_c^{in}/F_c^{out} , 随着速度的增加会有所增大, 但仍然与螺旋管内液体流动产生的阻尼力 F_c^{ch} 相差一定倍数, 这与液式惯容器螺旋管半径、液压缸半径、旋转半径等均有关。因此对于螺旋管进、出口处阻尼力 F_c^{in}/F_c^{out} 是否忽略不计, 可通过后续构件试验结果去决定。目前假定将螺旋管进、出口处阻尼力 F_c^{in}/F_c^{out} 忽略不计。

2.2.3 液式惯容器的简化力学模型

为了便于该新型液式惯容器数学模型的建立，抓住其主要特性，考虑主要因素，忽略一些影响相对较小的因素，做出如下合理的假设。后文数学模型同样基于此假设：

- (1) 假设液体连续且不可压缩，满足密度保持不变；
- (2) 假设液式惯容器密闭性好，液体在流动时不会发生泄露，满足流入流出缸体的液体体积守恒；
- (3) 在该元件的工作循环中，腔体内部流体介质的温度保持不变，忽略温度变化对液体特性的影响；
- (4) 由于液式惯容器内部流体介质的重力势能远远小于其动能和压力势能，故其重力势能可以忽略不计。

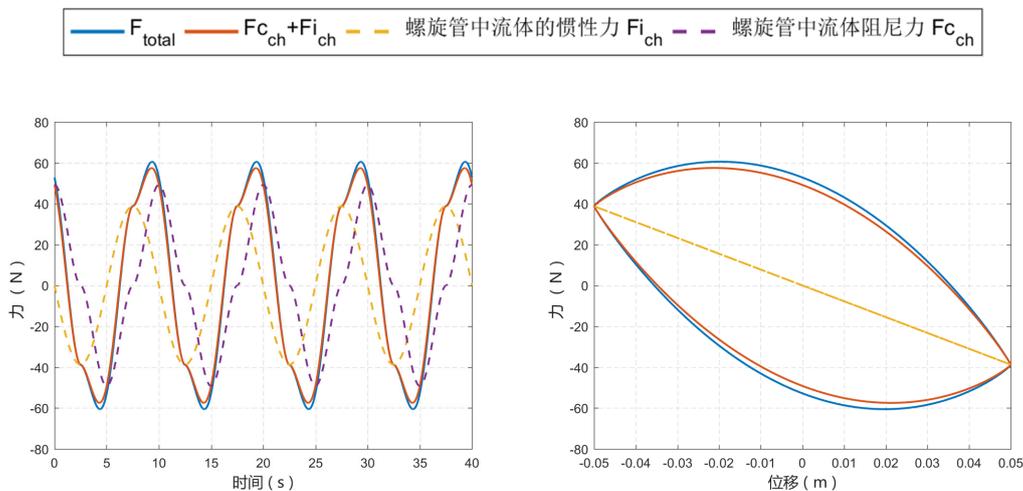
为了探究液式惯容单体的耗能原理，可对液式惯容器输入正弦波激励，研究惯容力与各项阻尼力的量化关系及液式惯容器的滞回特性。

取液式惯容器参数如表 2.2 所示：

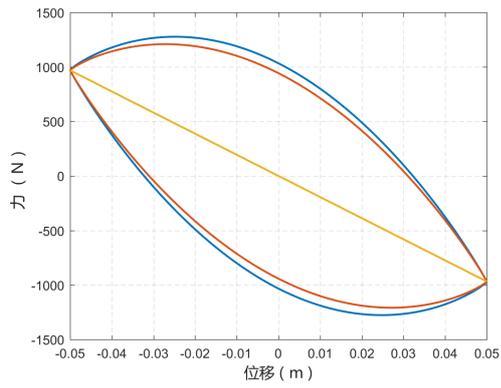
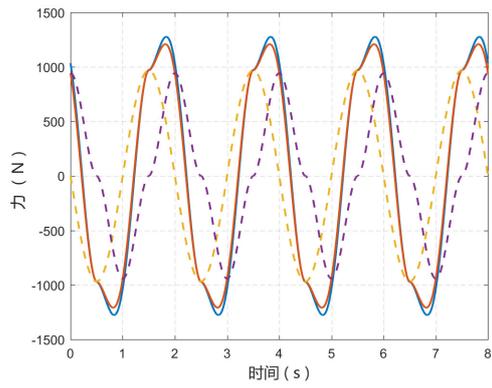
表 2.2 液式惯容器参数取值

参数	数值	参数	数值
液压缸半径 r_1 [m]	0.05	液压缸有效长度 L [m]	0.6
螺旋管截面半径 r_2 [m]	0.01	液体密度 ρ [kg/m^3]	1000
螺旋管总长度 l [m]	10	液体动态黏度 μ [Pas]	0.001

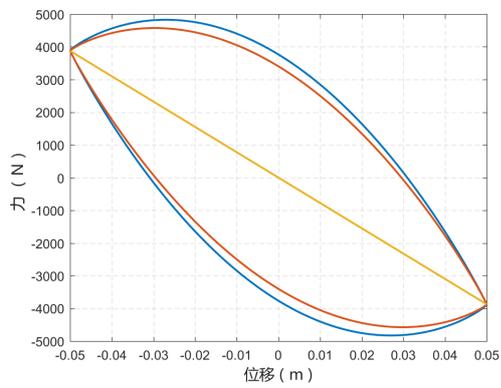
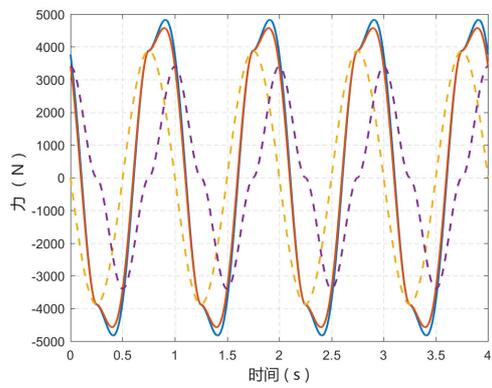
对该液式惯容器设备两端加载幅值为 50mm，频率分别为 0.1Hz、0.5Hz、1Hz、3Hz、5Hz 的正弦波，图 2.7 为各加载工况下各项出力的时程曲线以及各自的滞回曲线。



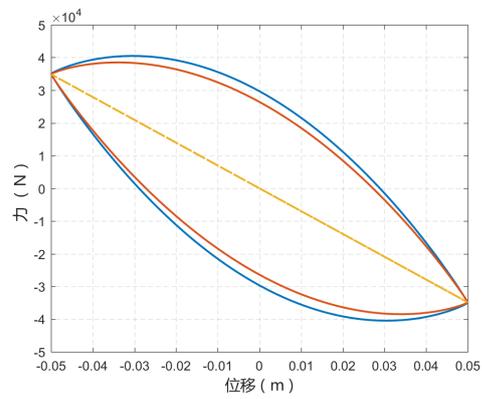
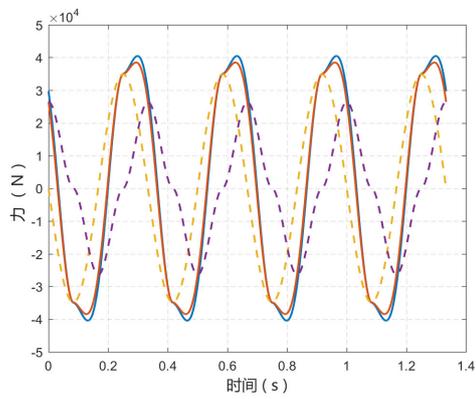
(a) 幅值 50mm，频率 0.1Hz



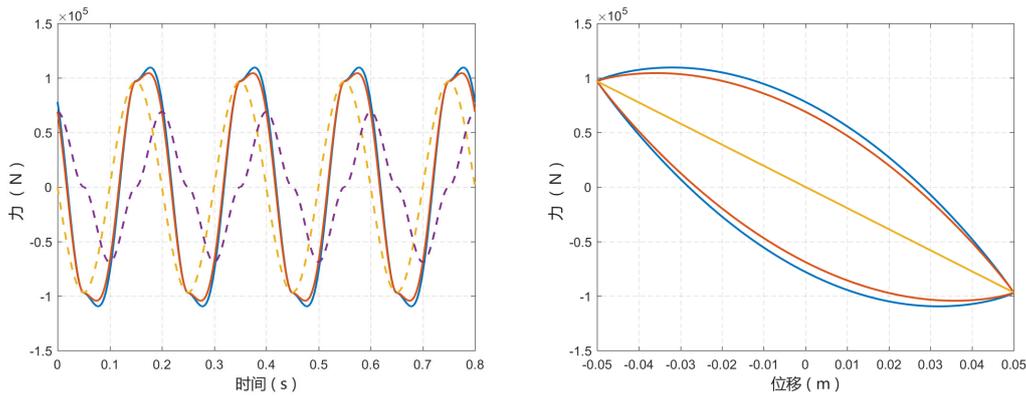
(b) 幅值 50mm, 频率 0.5Hz



(c) 幅值 50mm, 频率 1Hz



(d) 幅值 50mm, 频率 3Hz



(e) 幅值 50mm, 频率 5Hz

图 2.7 液式惯容器各项出力时程及滞回特性

由图可知,在正弦位移激励输入的情况下,速度与加速度由于分别是输入激励的一次求导和二次求导,故两者存在相位差,为四分之一周期。因此,惯性力与阻尼力无法同时达到最大值,总出力最大值出现在两者峰值之间某一相位处,而由于正弦位移输入的稳定性,从而总出力峰值的相位一般稳定不变。

由各项出力时程可知,螺旋管内液体流动产生的惯性力 F_i^{ch} 与螺旋管内液体流动产生的阻尼力 F_c^{ch} 两项力占据主导地位,两者之和近似等于液式惯容器的总出力 F_{total} 。同时随着频率升高,惯性力的贡献占比不断上升,惯性力与阻尼力数值均有所增加。

由各加载工况下的滞回曲线可知,螺旋管内液体流动产生的惯性力 F_i^{ch} 的滞回曲线是一条反斜向直线,说明其在激励下无能量耗散作用。螺旋管内液体流动产生的阻尼力 F_c^{ch} 的滞回曲线占据总出力滞回曲线大部分面积,说明液式惯容器的耗能主要来源于自身的非线性阻尼。此外,进出口处的阻尼力 F_c^{in}/F_c^{out} 也对能量耗散做出了小部分贡献。

此外,由于惯容原理的存在,惯容器可以放大液式惯容器本身的表观质量,从而调节结构的惯性特征,以极小的质量获得所需的较大惯性控制力。从惯性力的滞回曲线还可发现,液式惯容器存在负刚度,从而在实际结构尤其是隔震结构中应用时,会降低结构的共振区频率,延长结构周期,增大隔震层能耗,可达到降低结构加速度响应的效果,同时在惯容以及寄生阻尼的作用下,通过调频或调谐作用可降低地震输入能,从而达到在不显著增加上部结构响应的情况下有效减小隔震层位移。

由上文数值模拟分析可知,液式惯容器是由惯容和阻尼共同作用的,因而我们可用如图 2.8 的简化拓扑模型描述液式惯容器。

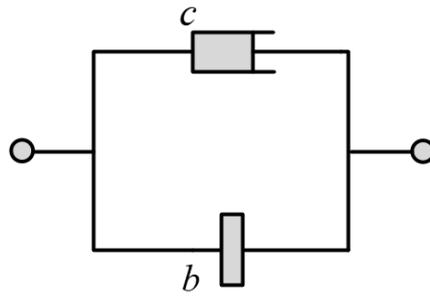


图 2.8 液式惯容器简化力学模型

液式惯容器由一个惯容单元***b***和一个非线性阻尼单元***c***并联表示，即为螺旋管内液体流动产生的惯性质量以及螺旋管内液体流动产生的寄生阻尼，从而可见液式惯容器是集惯质和阻尼于一体的装置。其中两端点间的相对位移，即为液压缸与活塞之间的相对位移，后续该简化模型是否正确将由简谐振动构件试验进行验证。

2.2.4 液式惯容器参数分析

根据上述简化力学模型的建立可以得到，液式惯容器主要的力学参数即为惯容及阻尼系数。本节将对惯容及阻尼系数计算公式进行变形，确定主要设计参数，分别分析它们数值变化对力学参数的影响。

对惯性力与阻尼力的计算公式进行分析，可知力学参数公式及变形如下（阻尼系数以式(2.23)为例）：

$$b = \rho l \frac{A_1^2}{A_2} = \pi \rho l \frac{r_1^4}{r_2^2} \quad (2.31)$$

$$c_1 = 0.0160 \frac{\rho l}{r_3^{0.5}} \frac{A_1^3}{A_2^{2.25}} = 0.0160 \pi^{0.75} \frac{\rho l}{r_3^{0.5}} \frac{r_1^6}{r_2^{4.5}} \quad (2.32)$$

$$c_2 = 0.1376 \mu^{0.25} \rho^{0.75} l \frac{A_1^{2.75}}{A_2^{2.375}} = 0.1376 \pi^{0.375} \mu^{0.25} \rho^{0.75} l \frac{r_1^{5.5}}{r_2^{4.75}} \quad (2.33)$$

由公式可知，主要包含的设计参数为：液压缸半径 r_1 ，螺旋管截面半径 r_2 ，螺旋管总长度 l ，液体密度 ρ ，液体动态黏度 μ ，螺旋管旋转半径 r_3 。恒定温度与确定流体介质下，液体密度 ρ 和液体动态黏度 μ 为定值，在本文中流体介质均为 20℃ 的水。螺旋管旋转半径 r_3 在实际设计应用中，会受现场安置空间大小及安装难度限制，且由式(2.2)，该参数影响可由螺旋管总长度体现并进行调整，非独立变量，因此该参数的影响情况在本文将不进行讨论。此外，虽然阻尼公式并不确定，但

由式(2.18)、(2.24)均可看到，阻尼系数的设计参数均包括在上述描述中。

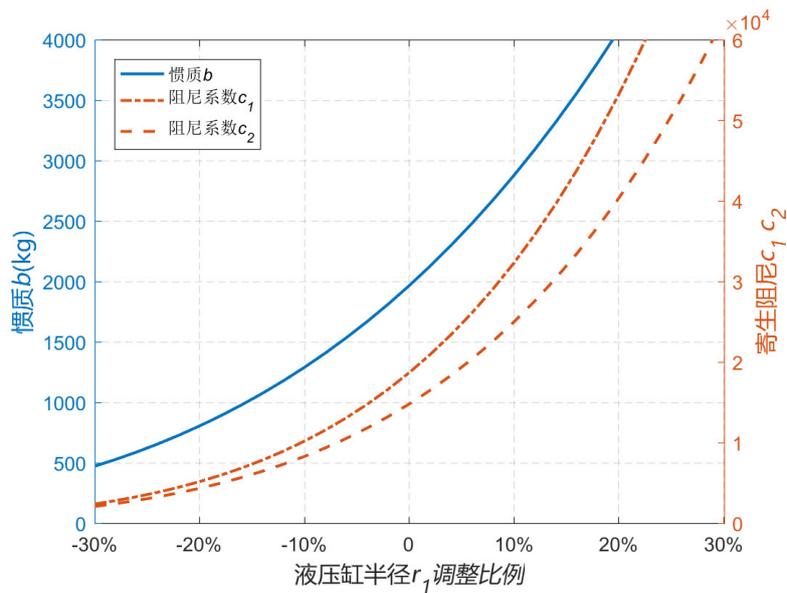
综上所述，液式惯容器的主要设计参数为：液压缸半径 r_1 ，螺旋管截面半径 r_2 ，螺旋管总长度 l 。主要力学参数均与这3项设计参数有关，仅幂次不同，因此在参数设计时需考虑相互之间的耦合性。

为了进一步分析参数变化对力学参数的影响，设置初始参数如表 2.3 所示。

表 2.3 液式惯容器主要设计参数初始取值

参数	数值
液压缸半径 r_1 [m]	0.50
螺旋管截面半径 r_2 [m]	0.10
螺旋管总长度 l [m]	10
液体密度 ρ [kg/m^3]	1000
液体动态黏度 μ [Pas]	0.001

运用控制变量法，保持其他各项参数不变，分别将三项主要设计参数以初始取值为基准进行浮动变化，研究这些设计参数变化时力学参数惯容质量 b ，阻尼系数 c_1 、 c_2 的情况如图 2.9 所示。



(a) 液压缸半径 r_1

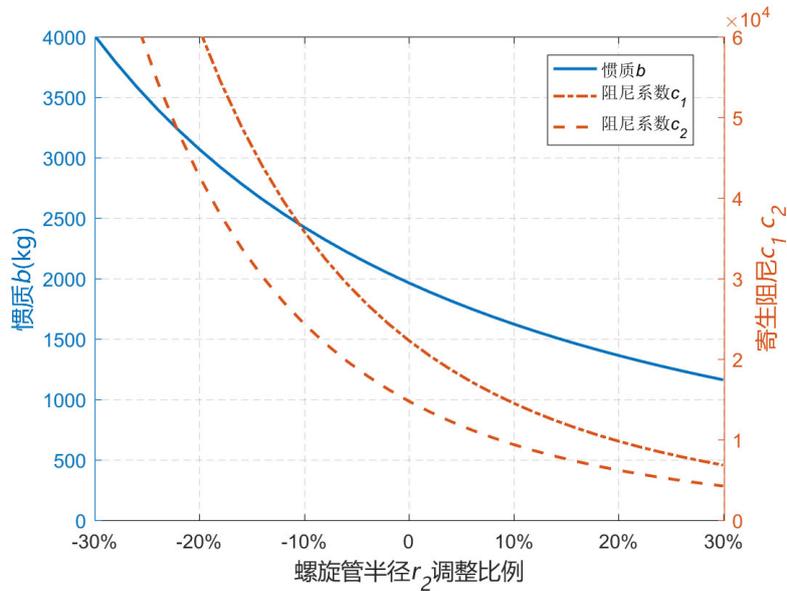
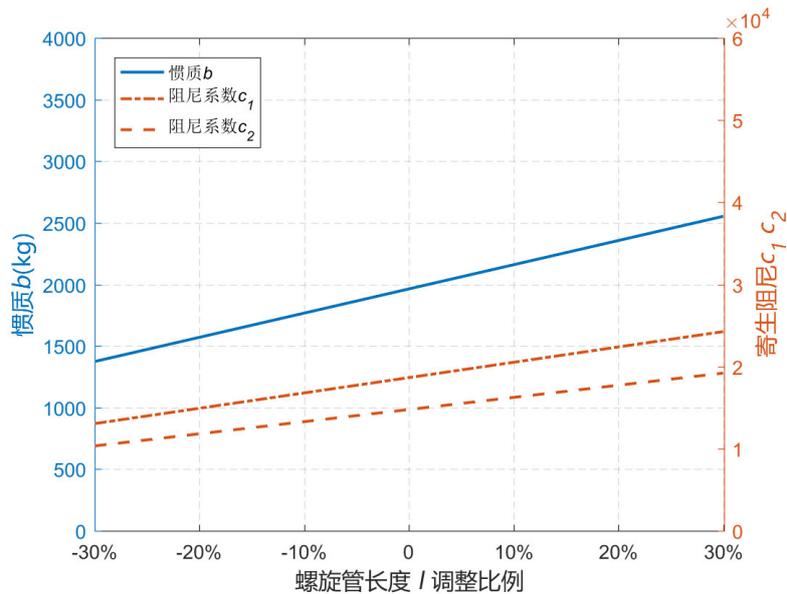
(b) 螺旋管截面半径 r_2 (c) 螺旋管总长度 l

图 2.9 液式惯容器力学参数随设计参数变化曲线

由上图可知，惯容质量 b ，阻尼系数 c_1 、 c_2 均与液压缸半径 r_1 成正相关，随其增大而非线性增大；均与螺旋管截面半径 r_2 成负相关，随其增大而非线性减小；均与螺旋管总长度 l 成正相关，随其增大而线性增大。同时，可以发现，液压缸半径 r_1 ，螺旋管截面半径 r_2 对于惯性质量和阻尼系数变化影响较大，而阻尼系数对两半径的变化比惯容质量更为敏感。而螺旋管总长度 l 对三项力学参数的影响为线性且影响相比较小。进一步的参数敏感性分析可由构件试验进行验证。

2.3 液式惯容器简谐振动构件试验

液式惯容器由于惯质与阻尼的相互耦合，作用机理较为复杂，且由上述分析可知，液式惯容器的阻尼公式基本都是根据经验公式及试验拟合的，因此进行该液式惯容器简谐振动构件试验是非常有必要的，主要是为了验证上述液式惯容器的力学模型是否正确，确定液式惯容器的惯性系数、阻尼特性等力学参数，进一步明确液式惯容器的作用机理，从而指导后续对液式惯容器应用于结构时的特性研究，以及隔震混合控制结构的振动台试验设计。

2.3.1 试验设计

(1) 试验内容及目的

本实验主要利用作动器进行拟静力构件试验，从而确定设计液式惯容器的性能。具体实验内容与目的如下所示：

(1) 通过力传感器、位移传感器和液压传感器测得不同工况下惯容器总的出力情况、位移情况以及螺旋管中的压强差。

(2) 通过低频三角波位移输入，利用力传感器测得设计惯容器的固有摩擦力。

(3) 通过不同频率与振幅的正弦波输入，利用力传感器测得设计惯容器的总出力情况以及位移传感器测得惯容器活塞位移，从而画出滞回曲线。

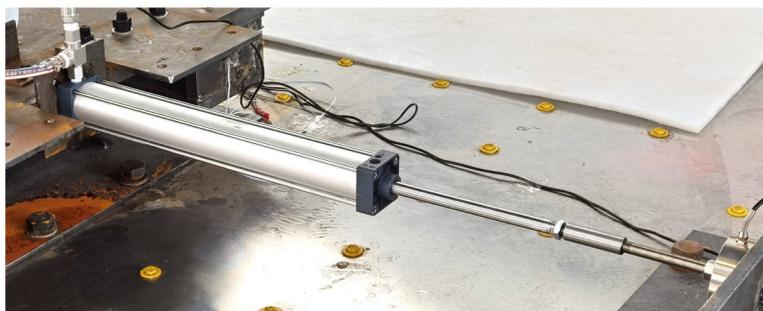
(4) 利用液压传感器测得不同工况下液式惯容器螺旋管进出口的压强差，从而进一步识别液体在螺旋管中产生的寄生阻尼。

(5) 综合传感器测得的实验数据，建立一个精确度更高的液式惯容器力学模型，并有效评估设计惯容器的力学性能。

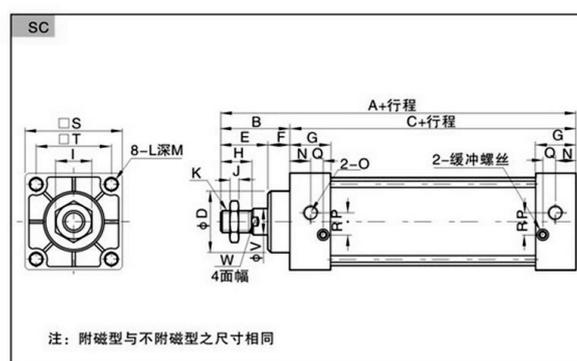
(6) 利用控制变量法，对各组工况数据之间进行交叉分析，从而研究液式惯容器不同参数对惯性力、阻尼力等的影响效果。

(2) 试验装置

简谐振动试验的研究对象为如下图 2.10 所示的一对带活塞的液压缸，液压缸之间用螺旋管连接。该液压缸由 SC 型内部带磁标准气缸改装而成，根据前期数值计算，该气缸各尺寸最大出力均满足要求。该气缸接头处为螺纹，可方便连接，此外为防止液体在气缸内活塞左右两腔泄露，采用进口异性双密封圈设计，外加 POM 耐磨环及强力磁环，同时保证了较低的摩擦阻力。其中的液体采用易于获取及受温度影响较小的水。



(a) 液式惯容器实体图



符号	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K
内径 32	140	47	93	28	32	15	27.5	22	17	6	M10×1.25
40	142	49	93	32	34	15	27.5	24	17	7	M12×1.25
50	150	57	93	38	42	15	27.5	32	23	8	M16×1.5
63	153	57	96	38	42	15	27.5	32	23	8	M16×1.5
80	182	75	107	47	54	21	33	40	26	10	M20×1.5
100	188	75	113	47	54	21	33	40	26	10	M20×1.5

(b) 尺寸图

图 2.10 液式惯容器实体图

根据 2.2.4 节所述的数值模拟结果，可知液式惯容器的主要设计参数为液压缸半径 r_1 ，螺旋管截面半径 r_2 ，螺旋管总长度 l ，因此气缸也选用了不同的缸径，各缸径实物参数如表 2.4 所示。

表 2.4 液式惯容器实物参数

内径尺寸 (mm)	行程 (mm)	气缸打开 总长 (mm)	气缸收回 总长 (mm)	活塞杆螺 纹	底部螺纹	最大出力 (N)	质量 (kg)
63	500	1153	653	M16*1.5	M8*1.5	1900	3.55
80	600	1382	782	M20*1.5	M10*1.5	3190	6.40
100	600	1388	788	M20*1.5	M10*1.5	5190	7.05

(3) 试验加载设备

该简谐振动物件试验在河海大学江宁科学研究 189 试验基地进行，现场承载

结构环境如图 2.11 所示，由 L 形反力墙、大型反力钢架及反力基础构成。L 型反力墙高度 10 米，长度分别为 10 米和 15 米，反力墙最大承载力矩 300~400 吨米/米，每个螺孔的拉拔力 50 吨；反力基础竖向承载力 30T/米²，每个螺孔的拉压承载力 30 吨。



图 2.11 L 型反力墙及反力钢架

试验中的加载装置采用的是 Servotest SV250 型伺服作动器，尺寸如图 2.12、图 2.13 所示，根据其尺寸进行试验装置及连接装置设计。输出端采用的是可调球铰连接，可以消除非线性环节和减小铰接中产生的附加侧向力，同时还内置有传感器，传感器部件运动不受外来干扰。

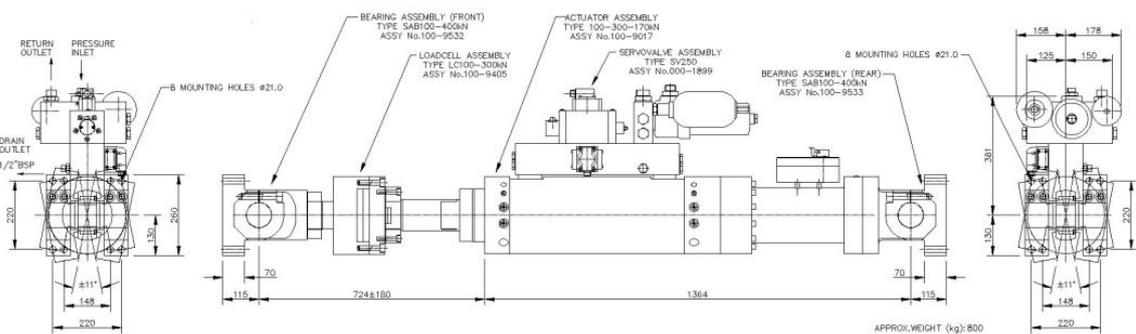


图 2.12 伺服作动器详细尺寸图



图 2.13 伺服作动器实物图

表 2.5 伺服作动器性能参数

动态力	$\pm 247\text{kN}$	伺服阀额定流量	250 l/min
静态力	$\pm 307\text{kN}$	工作行程	$\pm 150\text{mm}$
工作压力	280 Bar	总行程	$\pm 190\text{mm}$

该伺服作动器性能参数如表 2.5 所示,其额定荷载为 25 吨,位移 $\pm 150\text{mm}$,工作频率范围为 0.1-30Hz。通过将目标的激振频率和幅值输入到控制面板中,可以控制激振头输入特定的三角波、正弦波等多种波形激励。同时,通过计算机和传感器采集位移信号和力信号,并经放大和模数转化传递给计算机。计算机输出信号再经数模转化输入控制器,伺服阀根据计算机反馈的信号控制激振头按照特定的位移或载荷要求运动。

(4) 试验装置连接方式

根据试验现场实际情况,需要设计连接方式使伺服作动器与惯容器连接,整体连接方式设计如图 2.14 所示。图中,各数字分别表示:1、液压缸体 2、活塞 3、力传感器 4、连接套筒+连接杆 5、外部螺旋管 6、螺旋管缠绕圆筒 7、作动器与惯容器连接框 8、液压传感器 9、伺服作动器 10、作动器与连接框之间的连接钢板 11、连接板 1(含沉孔) 12、连接板 2(与反力钢架连接) 13、固定支架台。整体连接实物图如图 2.15 所示。

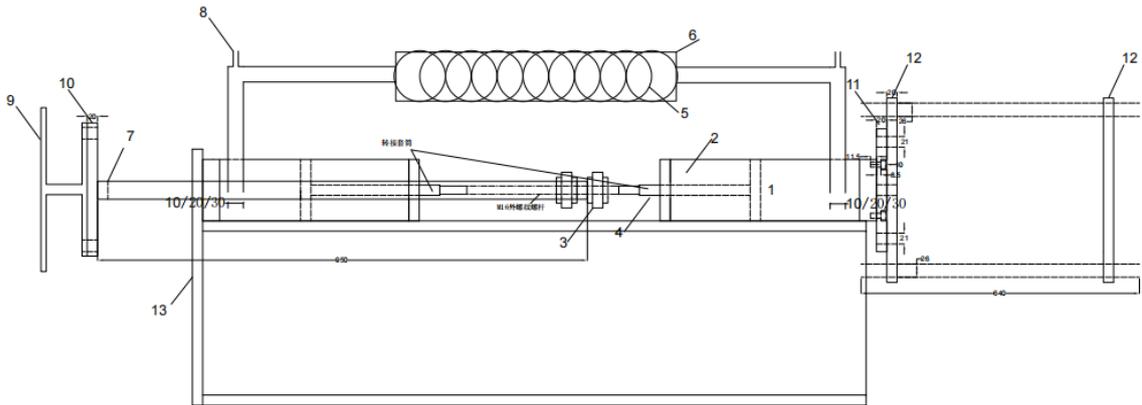


图 2.14 整体连接设计图



图 2.15 整体连接实物图

其中，伺服作动器通过大螺栓及钢板与反力墙连接，如图 2.16 (a) 所示。为将作动器产生的力和位移传递到惯容器活塞上，设计了作动器与惯容器连接框，如图 2.17 所示，将连接框通过钢板与伺服作动器固结，从而作动器在运动过程中，会推动框架运动，从而再推动两惯容器间的活塞运动，此时连接框及活塞杆的位移即为作动器产生的位移。两液压缸的活塞杆之间通过转接套筒及 M16 细丝长螺杆连接。而为保证在整个运动过程，惯容器活塞与液压缸形成相对运动，因此需要固定惯容器不动，其中一个通过连接板与反力钢架连接固定，如图 2.16 (b)，另一个通过钢丝加固等方式将其固定在底部的固定支架上，如图 2.16(c)，从而保证在试验过程两个液压缸相对地面静止。其中，需要注意的是，由于各种缸径的液压缸尺寸以及螺孔间距各不相同，以及为保证钢板与反力架有效平整贴

合，故而采用了沉孔的方式，并针对不同缸径设计了 3 种不同打孔尺寸的连接板 1，如图 2.18 所示。



(a) 作动器与反力墙连接

(b) 惯容器与反力钢架连接



(c) 惯容器与底部固定支架连接

图 2.16 实物连接细部图

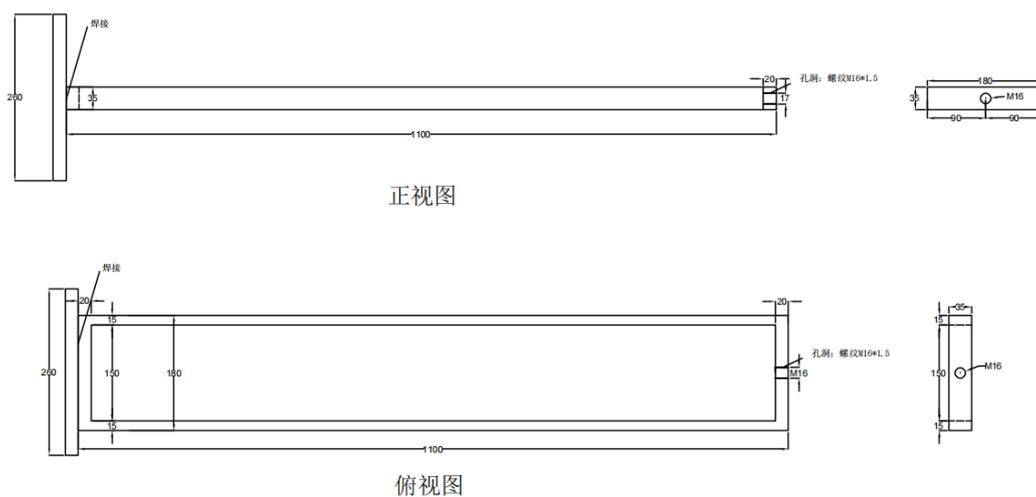


图 2.17 作动器与惯容器连接框

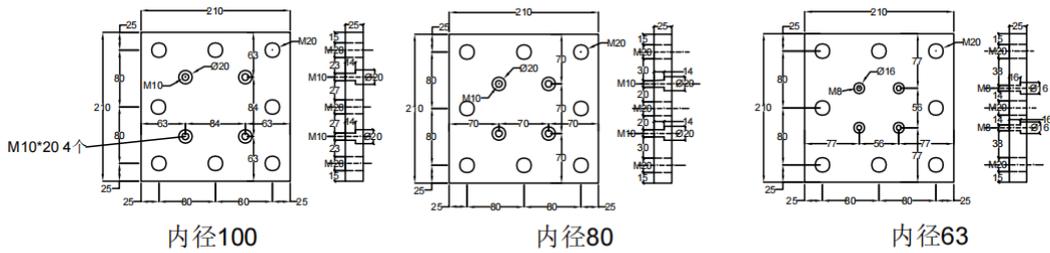
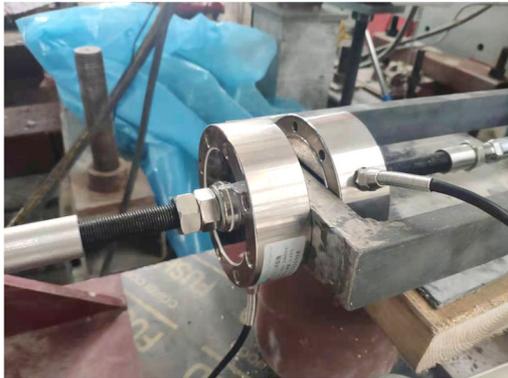


图 2.18 3 种不同尺寸连接板 1 (含沉孔)

(5) 传感器布置

传感器布置原则：(1)按试验目的布置传感器；(2)按计算假定布置传感器；(3)按预期试验结果布置传感器。考虑上述原则，本试验拟定设置 3 类传感器，分别是位移传感器、力传感器和液压传感器。

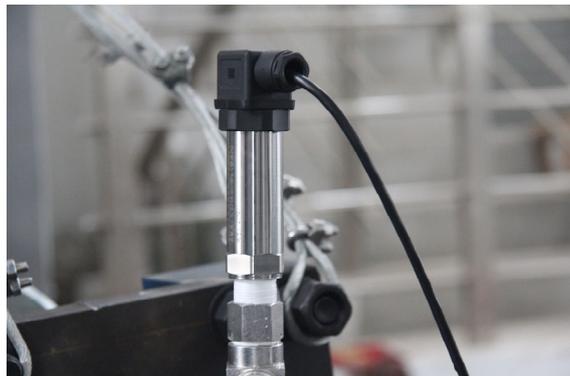
试验需要获得活塞杆上的力与对应位移，因此在连接两液压缸的 M16 长螺杆上安装了 2 个轮辐式称重力传感器，为使力传感器能检测到螺杆上的力，因而将 2 个力传感器一侧均用螺母压紧在连接框上，保证在试验过程中存在相对应变，具体如图 2.19 (a) 所示。此外在作动器与惯容器的连接框外部设置有拉线式位移传感器，如图 2.19 (b) 所示。试验需要获得螺旋管两端的压强差，为后续计算识别阻尼力提供依据，因此在螺旋管两端均设置了液压传感器，如图 2.19 (c) 所示。



(a) 力传感器



(b) 拉线式位移传感器



(c) 液压传感器

图 2.19 传感器布置细节实物图

试验传感器数量总计为：拉线式位移传感器 1 个，轮辐式称重力传感器 2 个，液压传感器 2 个，作动器内部自带位移计及测力计。采集系统为北京东方所 Coinv-DASP 智能数据采集和信号分析系统 V10。拉线式位移传感器型号为 CF0550-500R，量程为 500mm。轮辐式称重力传感器及液压传感器详细参数如表 2.6、表 2.7 所示。

表 2.6 轮辐式称重力传感器参数

型号	量程	输出信号	精度	尺寸
HYLF-010	5000kg	0-5V	0.03%	中央螺孔 M16*1.5

表 2.7 液压传感器参数

型号	量程	输出信号	精度	尺寸
FK-P300	0-25Mpa	0-5V	0.5%	螺纹接口 M20*1.5

综上所述，传感器布置位置、通道及个数如表 2.8 所示。

表 2.8 传感器布置及通道

序号	通道号	单位	传感器类型	传感器位置
1	9	kg	力传感器	靠近反力墙侧
2	10	kg	力传感器	靠近反力钢架侧
3	11	mm	拉线式位移传感器	——
4	12	Mpa	液压传感器	靠近反力墙侧
5	13	Mpa	液压传感器	靠近反力钢架侧

传感器整体实物布置如图 2.20 所示。作动器内部自带位移传感器和力传感器，其数据可用来检测输入输出信号的正确性。



图 2.20 传感器布置实物图

(6) 试验工况

根据 2.2.4 节可知，液式惯容器的阻尼以及惯性质量效应取决于 3 个主要设计参数：液压缸半径 r_1 ，螺旋管截面半径 r_2 ，螺旋管总长度 l 。因此试验中除了主要对一种尺寸的惯容器进行试验，研究液式惯容器的摩擦、滞回曲线、力学模型等外，还需运用控制变量法，改变 3 个主要设计参数，研究不同设计参数对惯容器本身力学参数即阻尼系数 c_1 、 c_2 、惯容质量 b 的影响，为后续应用于实际结构的尺寸设计提供理论基础。因此，为达到上述试验目的，本次试验设计了 9 种大工况，即 9 种构件尺寸，如表 2.9 所示。

表 2.9 试验构件尺寸表（大工况）

试验体	有无液体	缸体半径 (mm)	螺旋管半径 (mm)	螺旋管长度 (mm)
构件 1	无	31.5	5	4
构件 2	有	31.5	5	4
构件 3	有	40	5	4
构件 4	有	50	5	4
构件 5	有	31.5	10	4
构件 6	有	31.5	15	4
构件 7	有	31.5	5	5
构件 8	有	31.5	5	6
构件 9	有	31.5	5	7

其中，构件 1 试验主要用于确定惯容器无水情况下摩擦，由于所有液压缸均由同种材料同种工艺制作，故可近似认为所有惯容器的摩擦均与构件 1 试验结果相同，不受缸体半径影响。构件 2、构件 3、构件 4 试验主要研究参数缸体半径的影响；构件 2、构件 5、构件 6 试验主要研究参数螺旋管半径的影响；构件 2、构件 7、构件 8、构件 9 试验主要研究参数螺旋管长度的影响。综上也可知道，构件 2 为标准组的惯容器尺寸。

根据一般作动器激励选取方式，为测量装置的摩擦效应，故进行 0.1Hz 小频率下的三角波激励试验。由于螺旋管道较长，为使其中液体充分运动，因此选取振幅为 10mm、20mm、30mm 三种的正弦激励为输入，从而在振幅较大的情况下，选取激励频率 0~3Hz，防止频率过大，导致在试验过程中液压缸相对地面存在位移。

由于构件 2 为标准组，因此对其输入多种频率多种振幅的激励，从而研究液式惯容器滞回曲线、力学模型，振幅 10mm 选取激振频率 1Hz、2Hz、3Hz，振幅 20mm 选取激振频率 0.5Hz、1Hz、2Hz，振幅 30mm 选取激振频率 0.1Hz、0.5Hz、1Hz。其余构件工况振幅 10mm、20mm、30mm 下各选取一激振频率加载。具体工况表如下表 2.10 所示，共 39 个工况，现场根据装置安装以及拆卸方便性，对

工况试验顺序有部分调整。

为方便试验记录与出力，工况命名原则为：

IS 缸体半径-螺旋管半径-螺旋管长度-输入方式-位移振幅-频率（-empty 无水）

若输入方式为三角波，由于均采用输入振幅 30mm 和输入频率 0.1Hz，故而在命名时，可省略位移振幅和频率。

如 IS315-5-4-TRI-empty 表示：缸体半径为 31.5mm，螺旋管半径为 5mm，螺旋管长度为 4m，输入激励为三角波 30mm、0.1Hz，液压缸中无水的试验工况。

再如 IS315-5-6-TRI 表示：缸体半径为 31.5mm，螺旋管半径为 5mm，螺旋管长度为 6m，输入激励为三角波 30mm、0.1Hz，液压缸中有水的试验工况。

再如 IS40-5-4-SIN20-1 表示：缸体半径为 40mm，螺旋管半径为 5mm，螺旋管长度为 4m，输入激励为正弦波 20mm、1Hz，液压缸中有水的试验工况。

表 2.10 构件试验完整工况表

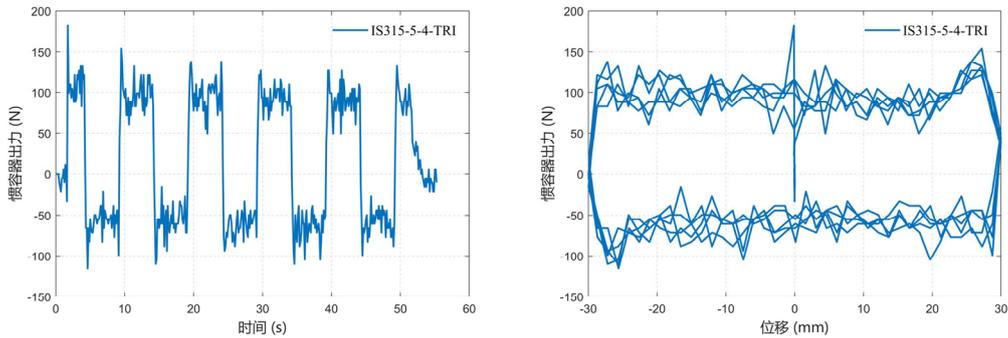
序号	工况	构件名称	输入方式	位移振幅 (mm)	频率 (Hz)	
1	IS315-5-4-TRI-empty	构件 1	三角波	30	0.1	
2	IS315-5-4-TRI	构件 2	三角波	30	0.1	
3	IS315-5-4-SIN30-0.1		30	正弦波	0.1	
4	IS315-5-4-SIN30-0.5				0.5	
5	IS315-5-4-SIN30-1				1	
6	IS315-5-4-SIN20-0.5				20	0.5
7	IS315-5-4-SIN20-1					1
8	IS315-5-4-SIN20-2		2			
9	IS315-5-4-SIN10-1		10		1	
10	IS315-5-4-SIN10-2				2	
11	IS315-5-4-SIN10-3				3	
12	IS40-5-4-TRI		构件 3		三角波	30
13	IS40-5-4-SIN30-0.5	30			0.5	
14	IS40-5-4-SIN20-1	20		1		
15	IS40-5-4-SIN10-2	10		2		
16	IS50-5-4-TRI	构件 4	三角波	30	0.1	
17	IS50-5-4-SIN30-0.5		30	0.5		
18	IS50-5-4-SIN20-1		20	1		
19	IS50-5-4-SIN10-2		10	2		
20	IS315-10-4-TRI	构件 5	三角波	30	0.1	
21	IS315-10-4-SIN30-0.5		30	0.5		
22	IS315-10-4-SIN20-1		20	1		
23	IS315-10-4-SIN10-2		10	2		
24	IS315-15-4-TRI	构件 6	三角波	30	0.1	
25	IS315-15-4-SIN30-0.5		30	0.5		
26	IS315-15-4-SIN20-1		20	1		

27	IS315-15-4-SIN10-2			10	2
28	IS315-5-5-TRI	构件 7	三角波	30	0.1
29	IS315-5-5-SIN30-0.5		正弦波	30	0.5
30	IS315-5-5-SIN20-1			20	1
31	IS315-5-5-SIN10-2			10	2
32	IS315-5-6-TRI	构件 8	三角波	30	0.1
33	IS315-5-6-SIN30-0.5		正弦波	30	0.5
34	IS315-5-6-SIN20-1			20	1
35	IS315-5-6-SIN10-2			10	2
36	IS315-5-7-TRI	构件 9	三角波	30	0.1
37	IS315-5-7-SIN30-0.5		正弦波	30	0.5
38	IS315-5-7-SIN20-1			20	1
39	IS315-5-7-SIN10-2			10	2

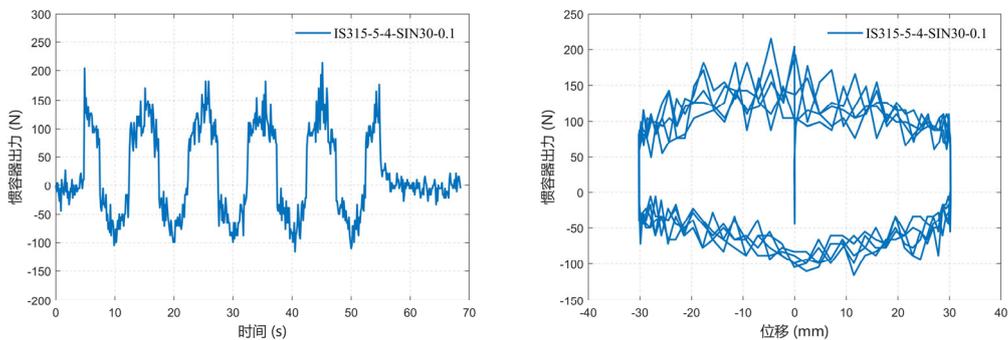
2.3.2 试验结果

(1) 试验现象

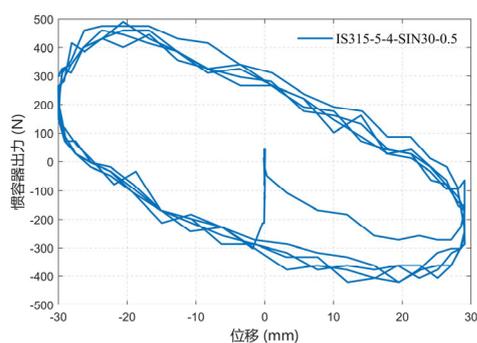
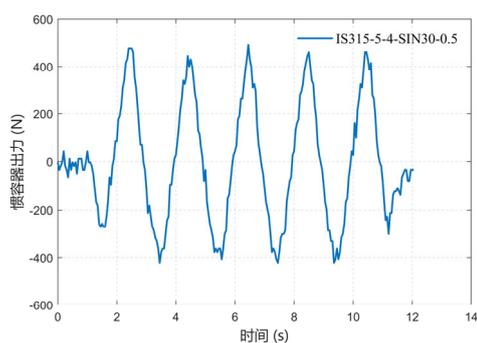
绘制试验得到的出力时程以及滞回曲线，部分工况如图 2.21 所示。



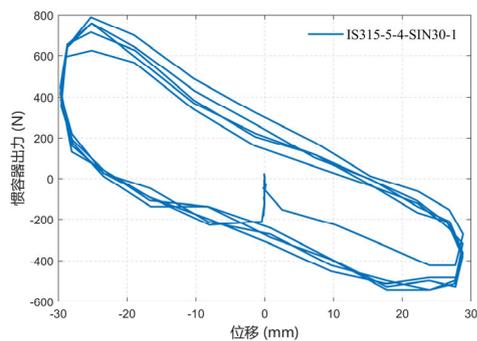
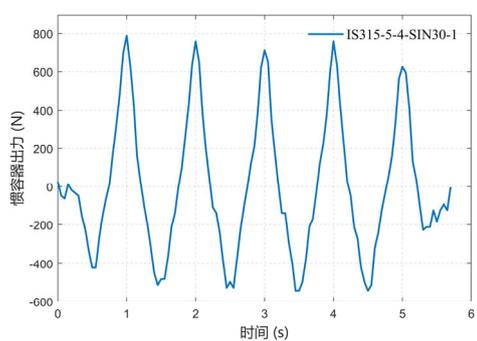
(a) 工况 IS315-5-4-TRI 时程及滞回曲线，振幅 30mm，频率 0.1Hz



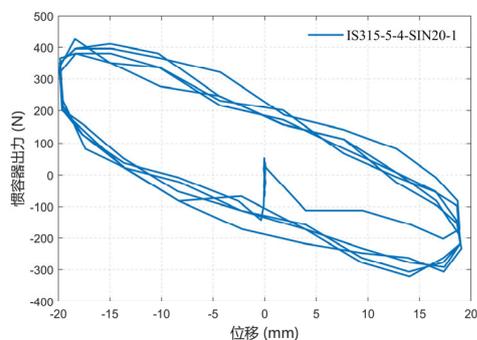
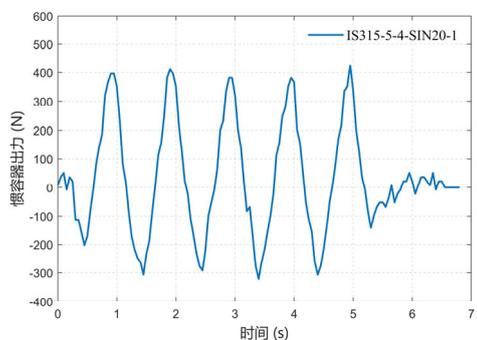
(b) 工况 IS315-5-4-SIN30-0.1 时程及滞回曲线，振幅 30mm，频率 0.1Hz



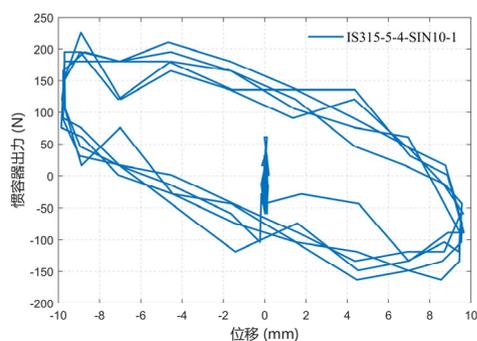
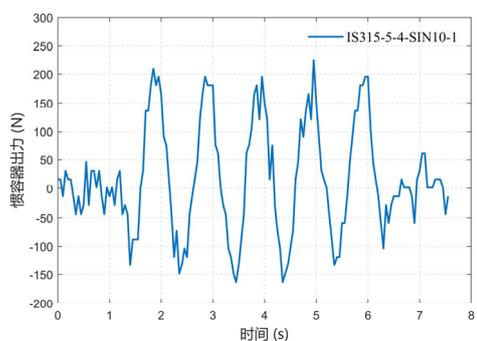
(c) 工况 IS315-5-4-SIN30-0.5 时程及滞回曲线, 振幅 30mm, 频率 0.5Hz



(d) 工况 IS315-5-4-SIN30-1 时程及滞回曲线, 振幅 30mm, 频率 1Hz



(e) 工况 IS315-5-4-SIN20-1 时程及滞回曲线, 振幅 20mm, 频率 1Hz

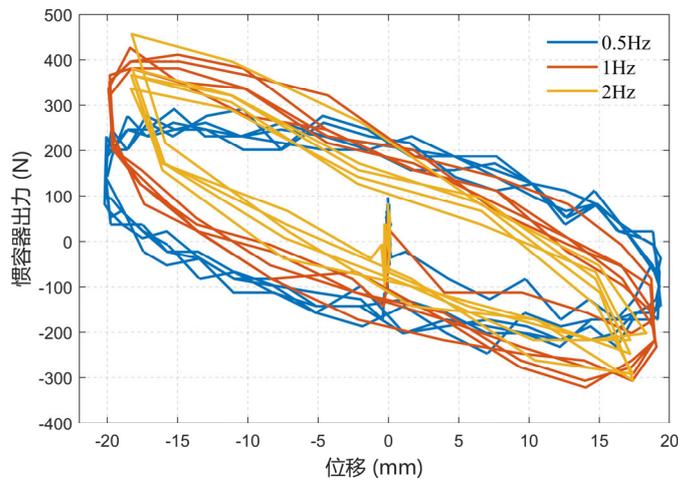


(f) 工况 IS315-5-4-SIN10-1 时程及滞回曲线, 振幅 10mm, 频率 1Hz

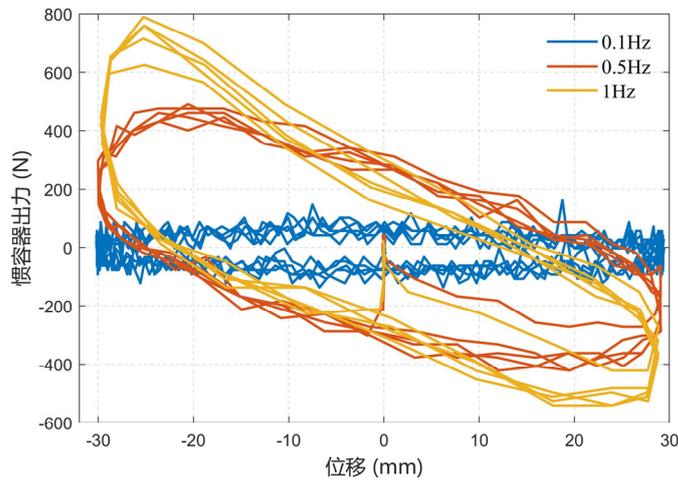
图 2.21 试验出力时程与滞回曲线

由上图可知,在低频时惯容器出力时程曲线与滞回曲线呈现较为明显的方波特性,此时惯性力较小,干摩擦和阻尼占比较大,而高频时,出力时程曲线与荷载激励正弦曲线趋势一致,呈现速度型阻尼特性,惯性力逐渐增大,占主导因素。

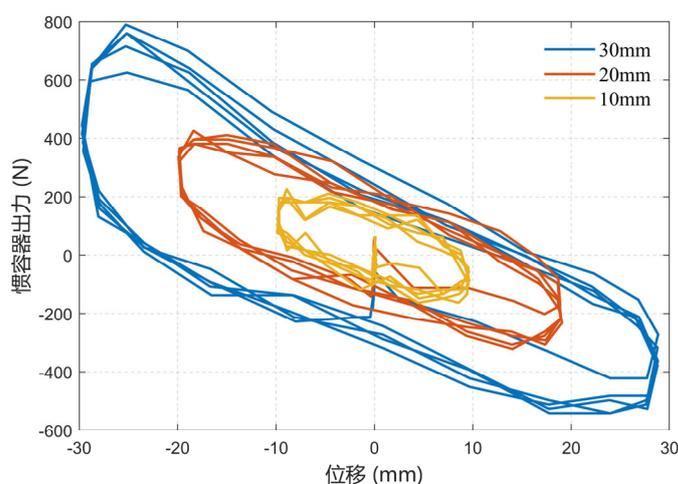
为了研究在不同频率不同幅值下的液式惯容器的特性,将工况 6、7、8 和工况 5、7、9 的滞回特性组合绘制,如图 2.22 所示,其中图 2.22 (a) 显示了通过固定振动幅值 20mm 和施加不同频率的振动所获得的结构,(b) 显示了通过固定振动幅值 30mm 和施加不同频率的振动所获得的结构,(c) 显示了在固定频率 1Hz 下施加不同振动幅值测试的结果。



(a) 振幅 20mm



(b) 振幅 30mm



(c) 频率 1Hz

图 2.22 试验滞回曲线

上图结果表明，液式惯容器无论激振条件如何，其位移-力滞回曲线均呈现弹性行为。在同一振幅下，随着激励频率的增大，惯容器的出力呈现出不同特征，在 0.1Hz 左右，惯性力较小，其滞回曲线基本呈方形，可视为此时基本仅有摩擦力和少量阻尼力。当激振频率逐渐增大时，滞回曲线的径向斜率会逐渐增大，其滞回曲线逐渐呈椭圆形，且分布于二四象限，惯性力和阻尼力也逐渐增大，且惯容器出力峰值会随着激振频率的增加而增加。同时由图 2.22 (c) 可知，在同一频率下，滞回曲线的负刚度基本不随振幅的变化而变化，惯容器的出力峰值会随着振幅的增加而增加，滞回曲线的面积会随着振幅的增加而增加。而在振幅 30mm、频率 1Hz 情况下，其滞回曲线出现了某些非线性现象，主要是由于惯容器阻尼力在高频下呈现非线性。

(2) 摩擦力分析

该液式惯容器在构件试验过程中主要输出力包括惯性力 F_i 、阻尼力 F_d 以及摩擦力 F_f ，首先需要利用准静态特性试验分离摩擦力。在惯容器中无水时，且采用频率 $f = 0.1\text{Hz}$ 三角波作为激励输入，测量装置的常数摩擦力，即工况 1 (IS315-5-4-TRI-empty)。此时，加速度和速度近似为 0 且无水，因此惯性力和阻尼力可以忽略不计，力传感器在运动平稳时测得的出力可近似为摩擦力。在本研究中，根据以往学者的研究，拟将液式惯容器摩擦大小视为一个常数，即干摩擦，摩擦力 F_f 与活塞杆运动速度 v 之间的关系为：

$$F_f = -f_0 \operatorname{sgn}(v) \quad (2.34)$$

其中， sgn 为符号函数（即当 $v < 0$ 时，函数值为 -1，当 $v = 0$ 时，函数值为 0，

当 $v > 0$ 时, 函数值为 1), f_0 为最大静摩擦力。

在液压缸内无水, 幅值 30mm, 频率 0.1Hz 的三角波激励工况下, 其位移和力时程曲线如图 2.23 所示, 试验与理论拟合大致吻合, 因此可知摩擦力估测大小约为 55N。

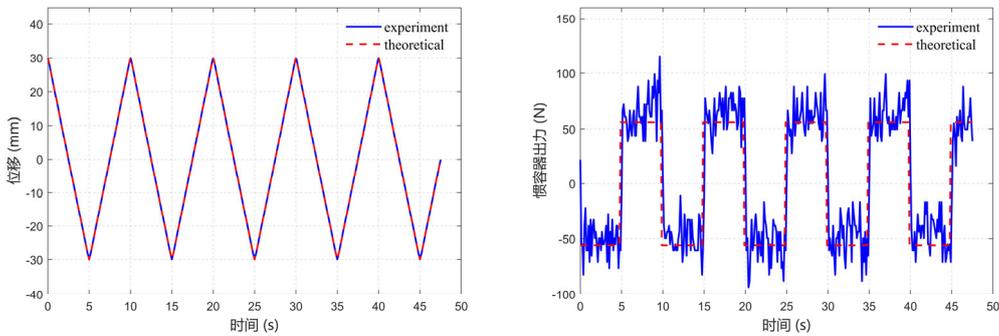


图 2.23 位移与力时程曲线, 三角波幅值 30mm, 频率 0.1Hz

根据上述摩擦分析, 可将液式惯容器力学模型修正为摩擦单元、阻尼单元、惯容单元并联模型, 如图 2.24 所示, 但由于摩擦较小, 实际应用以及运动速度较大的情况下, 可将摩擦忽略不计。

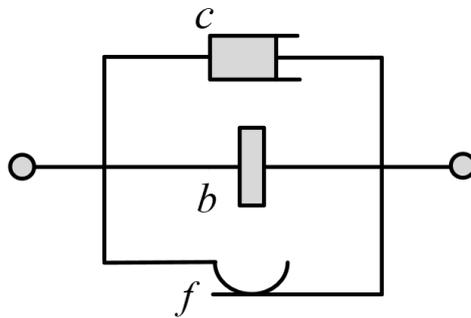


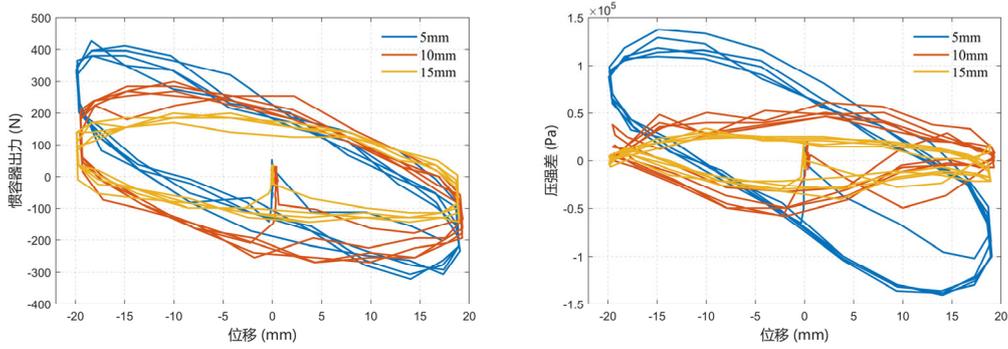
图 2.24 液式力学惯容器修正模型

2.3.3 液式惯容器性能分析

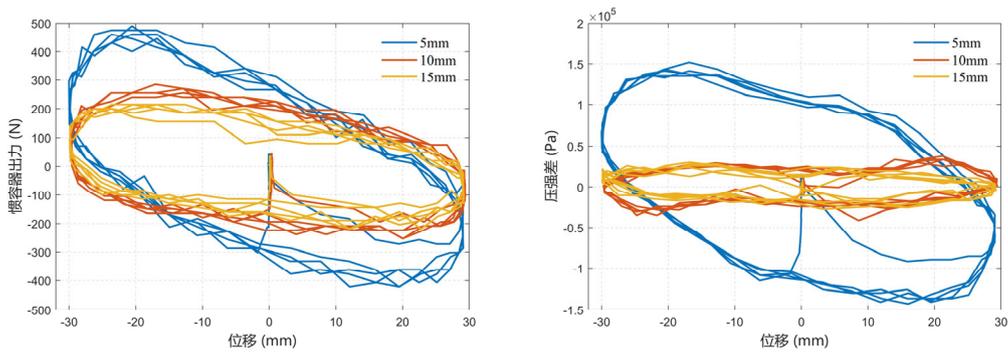
(1) 不同设计参数的液式惯容器性能分析

由上文分析可知, 液式惯容器主要设计参数为: 液压缸半径 r_1 , 螺旋管截面半径 r_2 , 螺旋管总长度 l 。图 2.25 至图 2.27, 展示了液式惯容器在不同液压缸半径、不同螺旋管半径、不同管长的工况下的位移-力滞回曲线和位移-内部压强差滞回曲线, 其中内部压强差为两端螺旋管进口处由液压传感器所测得的压强差值。图 2.25 为螺旋管半径分别为 5mm、10mm、15mm (液压缸半径 31.5mm、螺旋管长 4m) 情况下的位移-力滞回曲线和位移-压强差滞回曲线。图 2.26 为螺旋管

长度分别为 4m、5m、6m、7m（液压缸半径 31.5mm、螺旋管半径 5mm）情况下的位移-力滞回曲线和位移-压强差滞回曲线。图 2.27 为液压缸半径分别为 31.5mm、40mm、50mm（螺旋管半径 5mm、螺旋管长 4m）情况下的位移-力滞回曲线和位移-压强差滞回曲线。图 2.25 至图 2.27 中的 (a) 均为振幅 20mm，频率 1Hz 正弦波振动得到，(b) 均为振幅 30mm，频率 0.5Hz 正弦波振动得到。

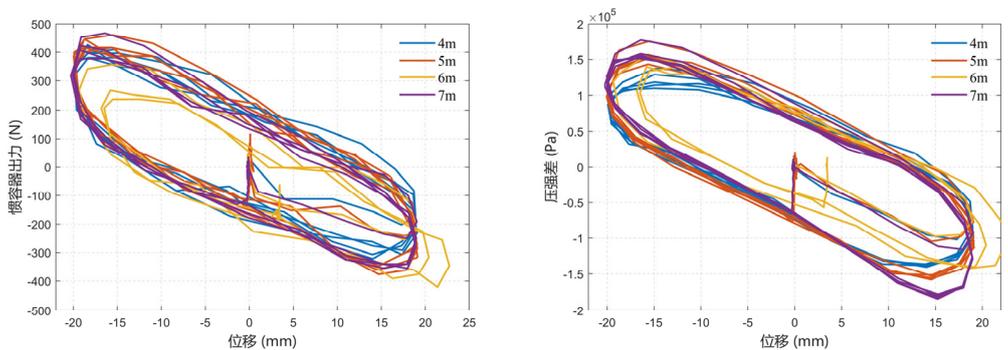


(a) 振幅 20mm，频率 1Hz

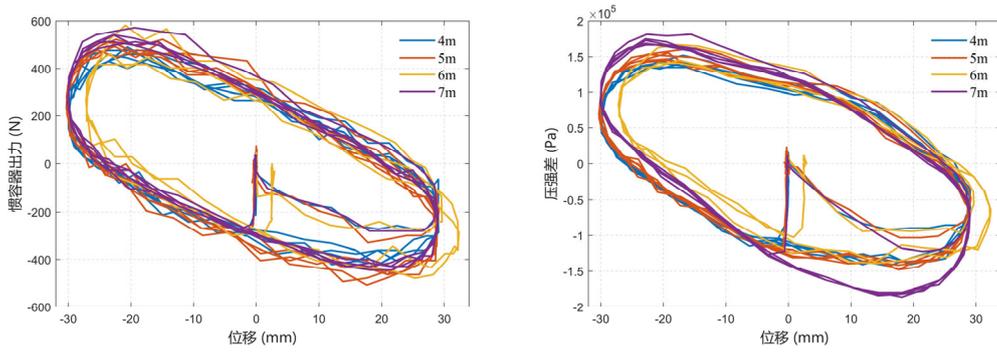


(b) 振幅 30mm，频率 0.5Hz

图 2.25 不同螺旋管半径位移-力及位移-压强差时程曲线

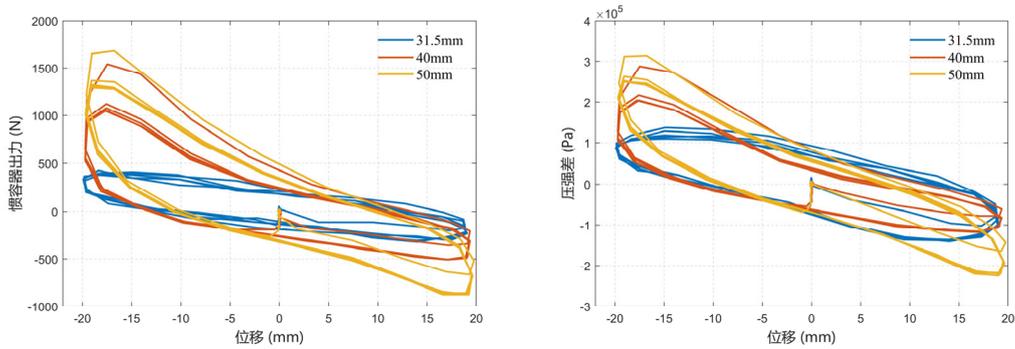


(a) 振幅 20mm，频率 1Hz

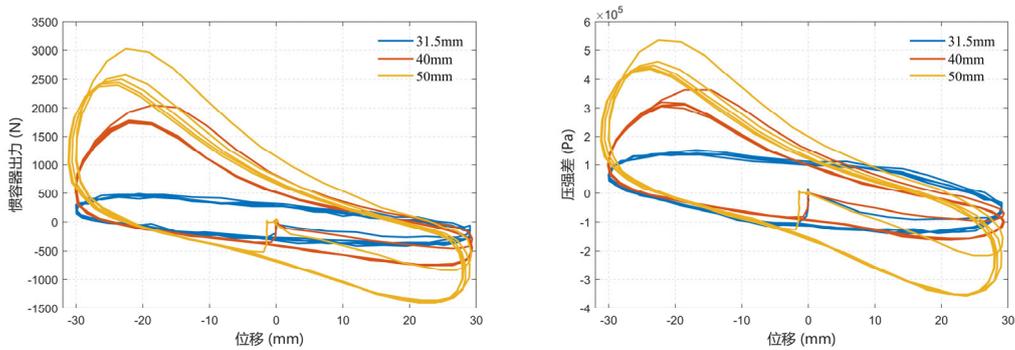


(b) 振幅 30mm, 频率 0.5Hz

图 2.26 不同螺旋管长度位移-力及位移-压强差时程曲线



(a) 振幅 20mm, 频率 1Hz



(b) 振幅 30mm, 频率 0.5Hz

图 2.27 不同液压缸径位移-力及位移-压强差时程曲线

由上图可以发现, 不同螺旋管半径的滞回曲线特性有较大差异, 在液压缸半径以及螺旋管长度不变的情况下, 螺旋管半径越大, 滞回曲线的面积减小明显, 即耗能能力大幅下降, 且滞回曲线的径向斜率大幅减小接近为 0, 说明螺旋管半径越大, 液体流动速度越小, 惯性力越小接近于 0, 由此说明, 液式惯容器的性能对螺旋管半径 r_2 较为敏感。同理, 液压缸半径越大, 其滞回曲线面积越大, 滞

回曲线径向斜率绝对值越大，且变化明显，说明液式惯容器的性能对液压缸半径 r_1 也较为敏感。而反观螺旋管长度 l 对液式惯容器性能的影响较小，不同螺旋管长度工况下的液式惯容器滞回曲线几乎重合，以上结论均与前文理论参数分析结论一致。

(2) 负刚度分析

现忽略摩擦等非线性因素，根据 2.2 节理论分析可知，惯容器出力 F 计算公式为：

$$F = F_i^{ch} + F_c^{ch} = b\ddot{x} + c_1\dot{x}^2 + c_2\dot{x}^{1.75} \quad (2.35)$$

设输入的位移激励为正弦激励 $x = A\sin(\omega t)$ ，其中 A 为幅值， ω 为圆频率。对位移激励求一次导数和二次导数分别得到速度和加速度，即：

$$\dot{x} = A\omega\cos(\omega t), \quad \ddot{x} = -A\omega^2\sin(\omega t) \quad (2.36)$$

将上式带入(2.35)，可得如下公式：

$$F = -b\omega^2 A\sin(\omega t) + c_1(A\omega)^2 \cos^2(\omega t) + c_2(A\omega)^{1.75} \cos^2(\omega t) \quad (2.37)$$

则惯容器出力公式的第一项为 $-b\omega^2 x$ ，因而该液式惯容器装置在简谐荷载激励下存在滞回曲线的径向负刚度现象。因此，可通过对试验测得的滞回曲线进行分析得到液式惯容器的真实负刚度，并验证惯容系数计算式(2.8)的正确性。

试验测得的滞回曲线为分布在二四象限的近椭圆曲线，可设试验负刚度的计算式为：

$$\alpha = -b\omega^2 = -\frac{1}{2} \left(\left| \frac{F_{-0.5up} - F_{0.8up}}{x_{-0.5up} - x_{0.8up}} \right| + \left| \frac{F_{-0.8up} - F_{0.5up}}{x_{-0.8up} - x_{0.5up}} \right| \right) \quad (2.38)$$

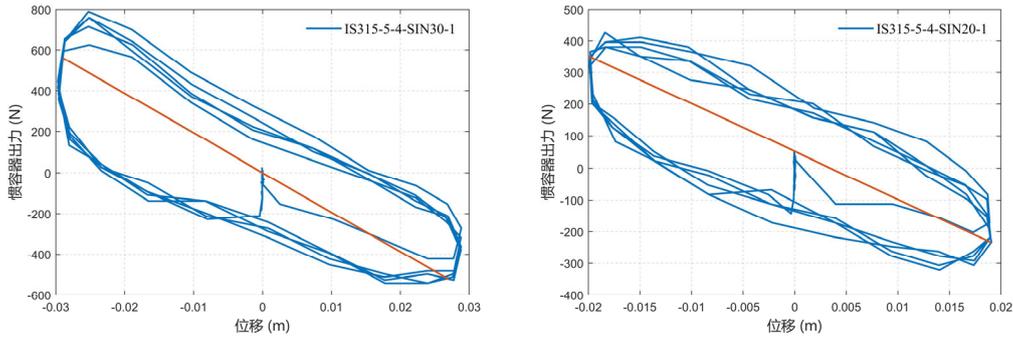
其中， $F_{-0.5up}$ 表示滞回曲线上部长边在 0.5 倍最大负位移处对应的输出力， $F_{0.8up}$ 表示滞回曲线上部长边在 0.8 倍最大正位移处对应的输出力， $x_{-0.5up}$ 表示滞回曲线上部长边 0.5 倍最大负位移， $x_{0.8up}$ 表示滞回曲线上部长边 0.8 倍最大正位移。同理 down 表示滞回曲线下部长边。根据计算得到的负刚度 α ，可再通过 $\alpha = -b\omega^2$ 计算得到惯容质量 b 。

截取部分工况根据式(2.8)理论计算和根据式(2.38)试验计算的惯容质量值，并计算两者之间的误差，如表 2.11 所示，部分结构将理论计算和试验识别出的惯容质量值分别绘制到滞回曲线，如图 2.28 所示，可见较为近似，因此惯容质量理论公式(2.8)是合理的。

表 2.11 惯容质量 b 理论值与试验值误差

缸体半径	螺旋管半	螺旋管长	振幅	频率	理论计算	试验计算值	误差
------	------	------	----	----	------	-------	----

(mm)	径(mm)	度 (m)	(mm)	(Hz)	值 (kg)	(kg)	
31.5	5	4	30	1	495	490	1%
31.5	5	4	20	1	495	388	22%
31.5	5	4	10	1	495	416	16%
31.5	5	5	30	0.5	618	635	3%
31.5	10	4	20	1	124	142	14%
40	5	4	30	0.5	1286	1458	13%



$$(a) \quad r_1 = 31.5\text{mm}, r_2 = 5\text{mm}, l = 4\text{m}, A = 30\text{mm}, f = 1\text{Hz}$$

$$(b) \quad r_1 = 31.5\text{mm}, r_2 = 5\text{mm}, l = 4\text{m}, A = 20\text{mm}, f = 1\text{Hz}$$

 图 2.28 惯容质量 b 理论值与试验值

(3) 阻尼分析

为了分离阻尼力，选取试验工况 2 至 11 数据，即液压缸参数为：液压缸半径 31.5mm、螺旋管半径 5mm、螺旋管长度 4m 时，在三角波以及不同振幅和不同频率的正弦波激励下，整体惯容器出力由惯性力、阻尼力、摩擦力组成，即：

$$F = F_i + F_d + F_f \quad (2.39)$$

其中，惯性力及摩擦力上文均有提及，阻尼力设其包括两个阻尼系数，即：

$$F_i = b\ddot{x}, F_d = c_1\dot{x}^2 + c_2\dot{x}, F_f = f_0\text{sign}(\dot{x}) \quad (2.40)$$

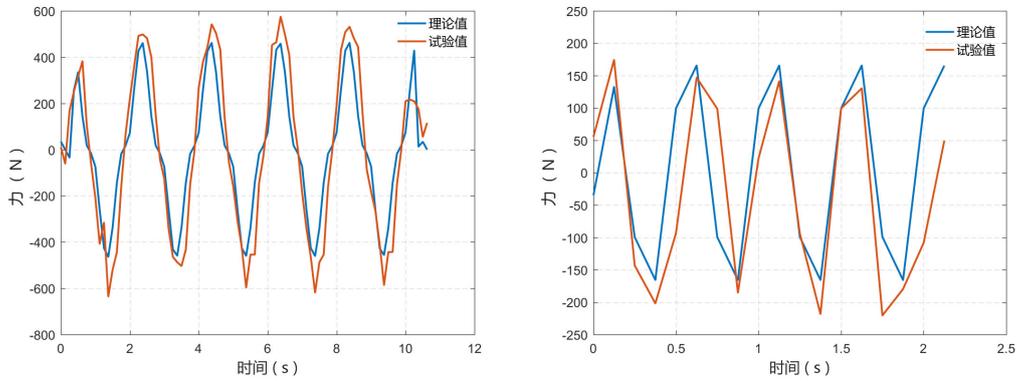
根据试验数据，阻尼力可由力传感器数据减去惯性力和摩擦力求得，也可通过液压传感器测得的左右两缸体进出口处的压力值得到左右压强差 Δp ，在此基础上可计算阻尼力，即 $F_d = \Delta p \cdot A_1$ 。

利用高斯-牛顿法与最小二乘法相结合的方法对阻尼系数进行识别。

$$\{c_1, c_2\} = \arg \min_{c_1, c_2} \sqrt{\sum_{i=1}^N \|F_{th}(i) - F_{exp}(i)\|^2} \quad (2.41)$$

其中， F_{th} 为理论计算值， F_{exp} 为试验测得的数据。选取实际试验工况图 2.29 为选取的部分工况的拟合情况，工况 2 至 11 中选取的较为稳态的阻尼力和速度的试验值和理论值如图 2.30 所示，其中理论公式采用的是(2.23)，可以看到在该

试验条件下,阻尼试验值和理论值虽在低频和高频均有部分误差,但仍较为吻合,这也与文献^[65]中的结论相符合。



(a) $r_1 = 31.5\text{mm}, r_2 = 5\text{mm}, l = 4\text{m}, A = 30\text{mm}, f = 0.5\text{Hz}$

(b) $r_1 = 31.5\text{mm}, r_2 = 5\text{mm}, l = 4\text{m}, A = 10\text{mm}, f = 2\text{Hz}$

图 2.29 阻尼力拟合曲线

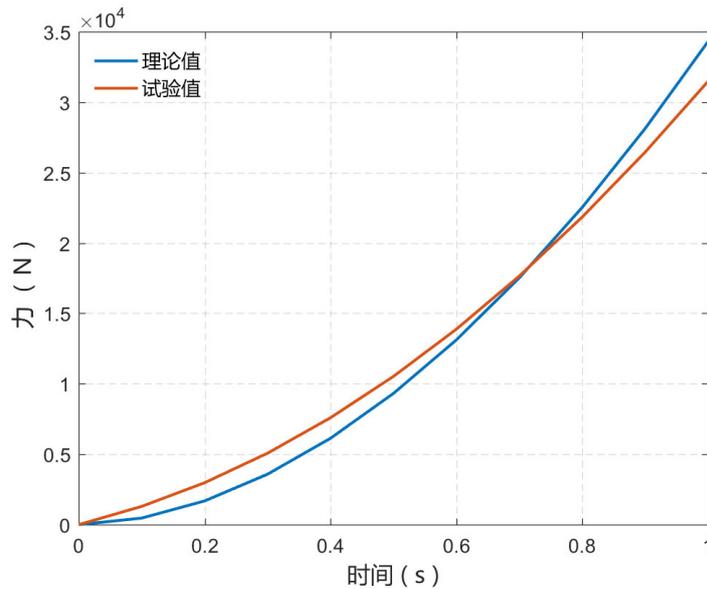


图 2.30 阻尼特性曲线

2.4 本章小结

本章介绍了一种分体式液式惯容器的基本构造及工作原理,分析了液式惯容器的力学特性并建立了液式惯容器的力学模型,同时设计进行了简谐振动构件试验,通过构件试验验证各参数影响结果及力学模型的正确性。综上所述,可得到以下结论:

(1) 液式惯容器由于螺旋管的管径远小于液压缸内径，导致流速地迅速放大，从而螺旋管中快速流动的液体中储存了大量动能，充当了动能的存储器，并根据液体本身质量产生足够的惯性力，从而实现对液体流动惯性的封装。同时它除了具有将质量放大的作用外，由于液体的流动，自身还具有非线性阻尼，因而液式惯容器的力学模型由一个惯容单元 b 和一个非线性阻尼单元 c 并联表示，是集惯质和阻尼于一体的装置。

(2) 液式惯容器主要出力分为惯性力和阻尼力两部分，根据分析可知，螺旋管内液体流动产生的惯性力 F_i^{ch} 与螺旋管内液体流动产生的阻尼力 F_c^{ch} 两项力占据主导地位，两者之和近似等于液式惯容器的总出力 F_{total} 。液式惯容器滞回曲线存在负刚度，惯性力不耗能，耗能主要来源于自身的非线性阻尼。

(3) 分析惯容质量 b ，阻尼系数 c_1 、 c_2 公式可得，液式惯容器的主要设计参数为三个：液压缸半径 r_1 ，螺旋管截面半径 r_2 ，螺旋管总长度 l 。惯容质量 b ，阻尼系数 c_1 、 c_2 均与液压缸半径 r_1 成正相关，随其增大而非线性增大；均与螺旋管截面半径 r_2 成负相关，随其增大而非线性减小；均与螺旋管总长度 l 成正相关，随其增大而线性增大。同时，可以发现，液压缸半径 r_1 ，螺旋管截面半径 r_2 对于惯性质量和阻尼系数变化影响较大，而阻尼系数对两半径的变化比惯容质量更为敏感。而螺旋管总长度 l 对三项力学参数的影响为线性且影响相比较小。

(4) 在简谐振动构件试验中，通过分析无水工况可知，液式惯容器摩擦大小可视为一个常数，即干摩擦，约为 55N，但由于摩擦较小，实际应用以及运动速度较大的情况下，可将摩擦忽略不计。同时，将试验与数值对比拟合，可明确惯容质量公式和阻尼公式的合理性。

(5) 在简谐振动构件试验中，通过对不同螺旋管半径、不同液压缸半径、不同螺旋管长度工况的结果分析可知，螺旋管半径越大，滞回曲线的面积减小明显，即耗能能力大幅下降，且滞回曲线的径向斜率大幅减小接近为 0，说明螺旋管半径越大，液体流动速度越小，惯性力越小接近于 0，液式惯容器的性能对螺旋管半径 r_2 较为敏感。同理，液压缸半径越大，其滞回曲线面积越大，滞回曲线径向斜率绝对值越大，且变化明显，说明液式惯容器的性能对液压缸半径 r_1 也较为敏感。而反观螺旋管长度 l 对液式惯容器性能的影响较小，与理论参数分析相一致。

第3章 防倾覆滚动隔震与液式惯容混合控制研究

由于隔震技术可使地震动能量在隔震层进行大量耗散,使上部结构的基本周期延长,远离了地震动的卓越周期,从而避免了结构发生共振响应,减少了地震向结构输入的能量。因此,若将惯容和隔震系统结合进行混合控制,一方面可以通过柔性隔震层的设置降低传递到上部结构的能量,另一方面可以发挥惯容系统对低频振动的有效控制作用,避免了在近断层地震作用下隔震层位移超限的问题,两者进行混合控制,可以实现扬长避短互为补充的效果。

第2章对液式惯容器的本身的力学特性进行了理论分析和试验研究,在此基础上,本章3.1节和3.2节提出了一种新的防倾覆滚动隔震体系,将液式惯容器加入滚动隔震层,并对该混合控制系统进行力学模型建立。同时,3.3节和3.4节应用随机振动理论,对防倾覆滚动隔震与液式惯容器混合控制体系进行参数分析。3.5节针对惯容器多参数进行了非线性时程分析,确定了振动台试验液式惯容器参数。3.6节选取近场和远场地震动激励各3条,对试验结构参数进行了时程分析和能量分析,研究了近远场地震动激励对结构的不同影响,为后续振动台试验提供数值模拟依据。

3.1 防倾覆滚动隔震体系及运动方程

3.1.1 新型防倾覆滚动隔震体系

当地震发生时,如果摩擦隔震支座的摩擦系数为零,上部结构会保持自身的惯性不随地面振动,这是一种理想的隔震状态,而滚动摩擦系数远远小于滑动摩擦系数,是一种隔震效率很高的隔震支座形式,也是一种较有前途的发展方向。本文采用了一种新型防倾覆滚珠隔震体系^[89],下面将进行详细介绍。

如图3.1所示,这一完整的建筑物底部滚动隔震体系,包括地基地盘、承载托盘、滚动支撑机构、桩基、防倾覆梁、位于承载托盘上部的建筑物主体。图中,数字标识分别为:1.建筑物主体、2.承载托盘、3.地基地盘、4.桩基、51.上滚珠装置组、52.下滚珠装置组、6.防倾覆装置、61.横梁、62.连接柱、7.限位环。

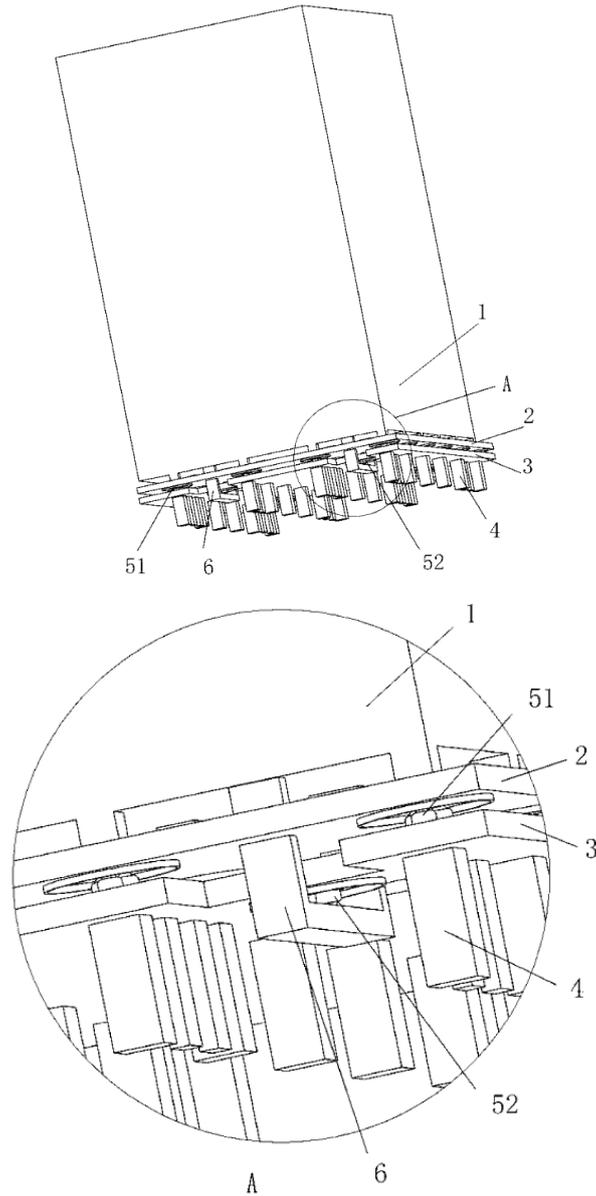


图 3.1 新型防倾覆滚珠隔震体系

该体系在地基底盘上表面有若干个上滚珠装置组，在承载托盘的下表面有若干个限位环，每个限位环均与一个上滚珠装置组对应，万向球在限位环范围内滚动，从而上滚珠装置组与限位环内承载托盘的下表面形成滚动接触。同时，承载托盘上设有若干个 U 型防倾覆装置，包括两侧的连接柱和横梁，横梁位于地基底盘的下表面下部，在横梁上表面和地基底盘的下表面之间有下滚珠装置组，在地基底盘的下表面有若干个限位环，同理下滚珠装置组与限位环内地基底盘的下表面形成滚动接触。地基底盘与承载托盘之间通过上滚珠装置组和下滚珠装置组可以形成水平滑动，防倾覆装置使承载托盘和地基底盘之间形成握手状的结构，避免建筑物主体倾倒，如图 3.2 所示。

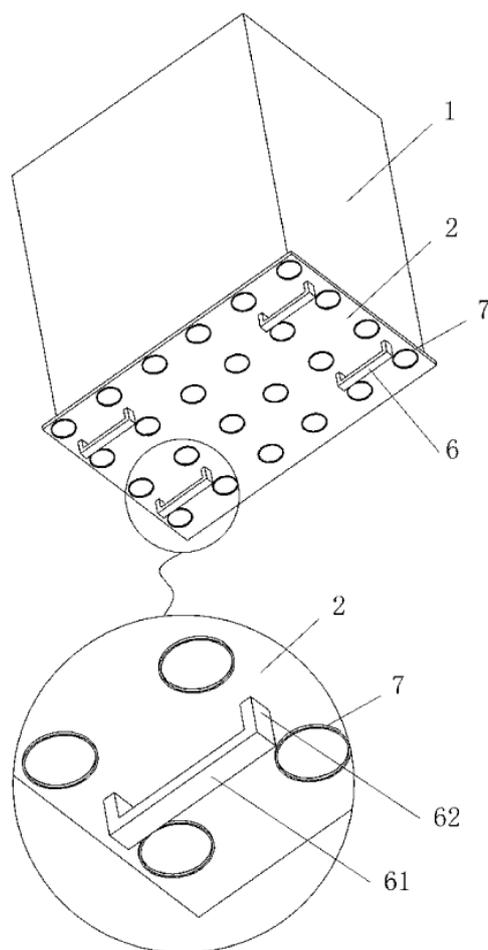


图 3.2 防倾覆装置示意图

其中,上述所提到的上滚珠装置组和下滚珠装置组为相同的滚动支撑装置组,该滚动支撑装置组包括底部支撑体和万向球,底部的支撑装置包含带有安装孔的圆盘体,在圆盘体的表面设有三个突出的万向球承座,该万向球承座内分别安装有万向球。万向球包括安装在万向球承座内的壳体、小滚珠和球体,壳体外部为与万向球承座匹配的圆柱形,壳体内部为半圆球形,球体位于该半圆球形内,小滚珠布满于球体和半圆球形之间形成滚动的接触,这样球体在内部能够向任意方向滑动,具体二维及三维示意图如图 3.3 所示,图中,数字标识分别为:51.圆盘体、52.万向球承座、53.壳体、54.球、55.小滚珠。图 3.4、图 3.5 分别为防倾覆梁结构放大图及万向球轴承安装放大图。需要说明的是,防倾覆装置、滚动支撑装置的尺寸大小数量可根据建筑物主体的实际情况确定,在后续试验装置中,根据实际构件采购情况,选择用三个单球型的万向球承座组合而成。

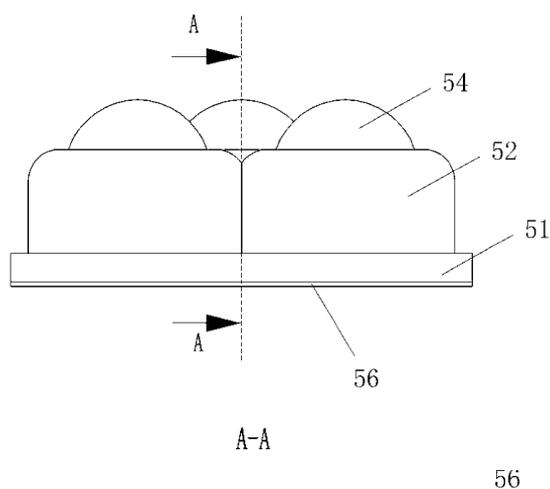


图 3.3 滚动支撑装置二维及三维示意图

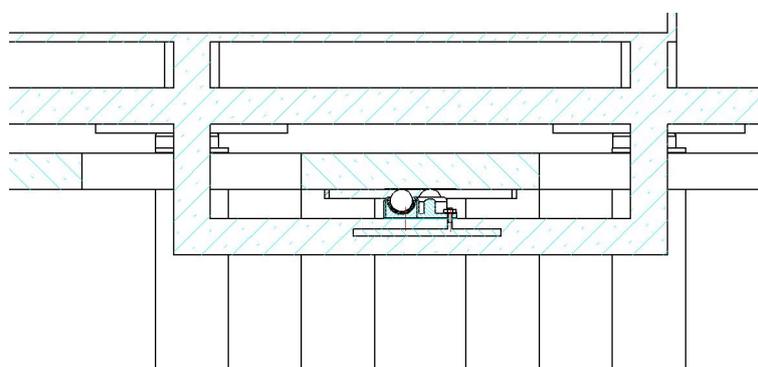


图 3.4 防倾覆梁结构放大图

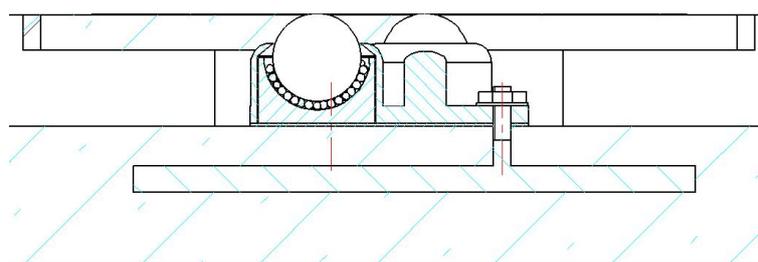


图 3.5 万向球轴承安装放大图

以上即为该新型滚动隔震体系，当地震来临时，地基底盘随地面一起横向移动，地震通过滚球的自由转动使承载托盘和地基底盘间发生相对运动，但是建筑物本身由于其自身惯性的原因，不会随地面移动，改变原有结构自振周期，同时还有摩擦力共同耗散地震能量，这样当地底盘在地震波的驱动下往复水平运动时，大部分能量都会在隔震层耗散，极少部分地震波能量传递到建筑物主体，从而避免地震对建筑物主体的破坏，达到防震的目的。实际应用中，承载托盘两侧

还会设有弹簧，通过该恢复力装置可在地震结束后，将建筑物回到原位，减少加速度在建筑中的传递。

3.1.2 滚动隔震体系运动方程^[90]

采用滚珠隔震的建筑科简化模型，如图 3.6 所示，其上部结构在地震发生时的运动方程为：

$$[M]\{\ddot{X}\}+[C]\{\dot{X}\}+[K]\{X\}=-[M]\{1\}\{\ddot{x}_g+\ddot{x}_b\} \quad (3.1)$$

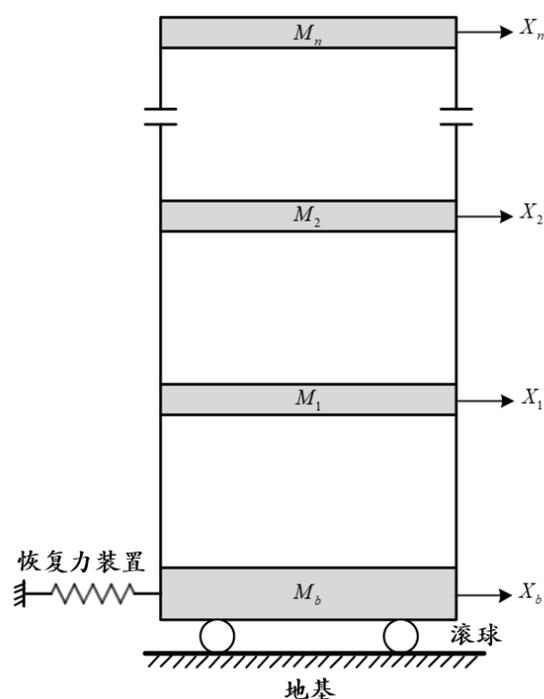


图 3.6 滚珠隔震模型

式中， $[M][C][K]$ 为上部结构的质量、阻尼和刚度矩阵； $\{X\} = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}^T$ 为上部结构的位移矢量矩阵； x_b 为隔震层相对于地面的位移； \ddot{x}_g 为地震加速度。

对隔震层和滚球进行受力分析，如图 3.7，(a)为隔震层受力分析 (b)为滚球受力分析。 F_b 为滚球与隔震层（承载托盘）间作用力， F_g 为滚球与地基（地基地盘）间作用力，滚球与隔震层间的总水平力为 $F_b + F_s$ ， F_s 为初始摩擦力，其计算表达式为：

$$F_s = \mu_b (M_b + \sum_i M_i) g \operatorname{sgn}(\dot{x}_b) \quad (3.2)$$

式中， μ_b 为滚球摩擦系数； g 为重力加速度； sgn 为符号函数，即与 \dot{x}_b 符号

相同。

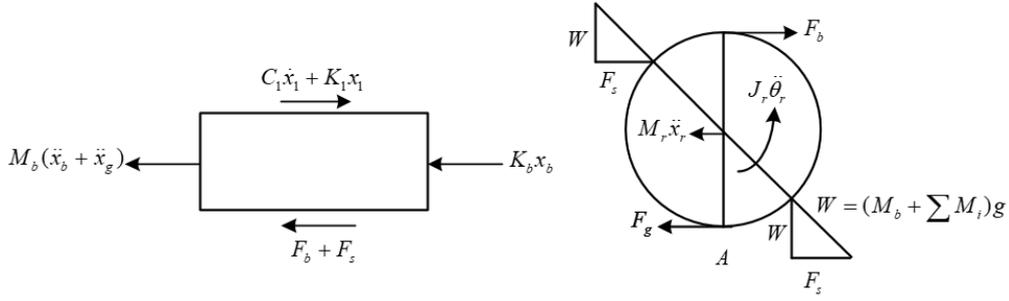


图 3.7 隔震层和滚球受力分析

根据图 3.7 (a) 受力分析可得，隔震层平衡方程为：

$$M_b \ddot{x}_b + K_b x_b + F_b + F_s - C_1 \dot{x}_1 - K_1 x_1 = -M_b \ddot{x}_g \quad (3.3)$$

式中， M_b 、 K_b 为隔震层质量、刚度； C_1 、 K_1 为上部结构第一层阻尼、刚度。

根据图 3.7 (b) 受力分析，对 A 点取矩，可得 F_b 表达式：

$$F_b = \frac{M_r(\ddot{x}_r + \ddot{x}_g)}{2} + \frac{J_r \ddot{\theta}_r}{2r} \quad (3.4)$$

式中， M_r 、 J_r 为滚球质量和转动惯量总和， r 为滚球半径， x_r 为滚球相对于地面的位移， θ_r 为滚球转角位移，其中 x_r 、 θ_r 表达式分别为：

$$x_r = \frac{x_b}{2} \quad (3.5)$$

$$\theta_r = \frac{x_b}{2r} \quad (3.6)$$

将上两式带入(3.4)，可得：

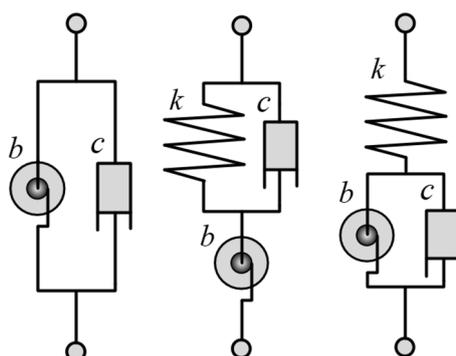
$$F_b = \frac{(M_r + \frac{J_r}{r^2})}{4} \ddot{x}_b + \frac{M_r}{2} \ddot{x}_g \quad (3.7)$$

综上，已对新型滚珠隔震体系做出了阐述，并对其作用机理有了比较清晰地认识，可以发现其在控制领域具有较大地潜力，也可以解决滚珠隔震易倾覆的问题，但其也存在隔震层位移过大、耗能能力较弱等缺陷，限制其应用范围。因此针对滚珠隔震位移过大等的缺陷，本文提出将该防倾覆滚珠隔震体系与液式惯容器结合进行混合控制，接下来将对该混合控制体系进行深入研究。

3.2 防倾覆滚动隔震和液式惯容控制力学模型

3.2.1 新型混合控制力学模型及运动方程

在工程实际应用中，一般会将惯容器本身与阻尼器、弹簧相连接，形成惯容器系统，而液式惯容器是集惯质和阻尼为一体的元件，因此惯容形式有很多种，其中比较常见的拓扑模型，如下图 3.8 所示：



(a) ID 型 (b) SPIS- I (c) SPIS- II

图 3.8 液式惯容系统常见拓扑模型

图 3.8 (a) 即为液式惯容器元件的简化力学模型，可称为 ID 型，即调频式惯容系统，它可起到调节频率的作用，降低地震的输入能。根据潘超、张瑞甫、王超等人的研究^[49]可知，还有一种调谐式惯容系统，可分为混联 I 型 (SPIS- I) 及混联 II 型 (SPIS- II)，即上图中 (b) (c)。混联 I 型 (SPIS- I) 与 TMD 类似，为轻量化的不悬挂 TMD，可称为 TID 型。混联 II 型 (SPIS- II) 可将惯性、耗能双重增效，减震效率较高，一般被称为 TVMD 型。

一般对于液式惯容系统常用 ID 和 TVMD 两种模型，本章将同时对该两种模型进行数值研究。

本文主体上部结构设定为一个三层框架，而对于基础隔震结构，上部结构侧移刚度往往远大于隔震层的水平刚度，结构体系的水平位移主要集中在隔震层，上部结构在运动过程中仅发生整体平动，且由于隔震结构较柔，其基本周期远大于原上部结构的基本周期，高阶振型对结构的影响较小。因此，在进行隔震结构分析设计时，可将上部结构近似视为一刚体结构，将上部结构简化为单质点模型。

现将液式惯容系统与滚动隔震进行结合，一般将惯容系统安装于隔震层和地面之间，惯容系统两端点间相对位移与隔震层相对于地面发生的位移相同。两种不同液式惯容滚珠隔震混合控制的简化模型如图 3.9 所示，分别记为 BIS-FID 和 BIS-TFID。

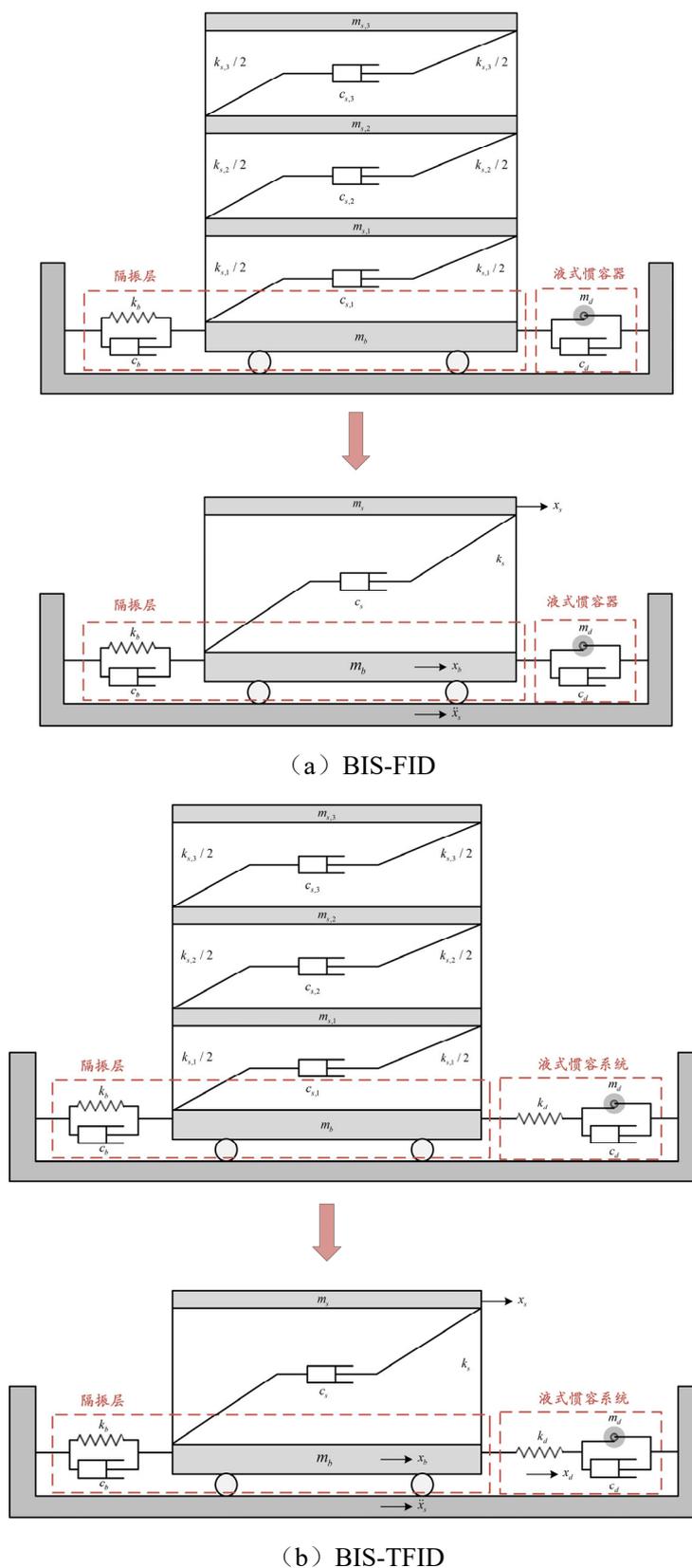


图 3.9 滚动隔震与液式惯容系统混合控制体系简化模型

图 3.9 中模型均由上部结构、滚动隔震层、液式惯容系统三部分组成。其中，

其中 m_s 、 c_s 、 k_s 分别为上部结构的质量、阻尼和刚度， m_b 、 c_b 、 k_b 分别为隔震层的质量、阻尼和刚度， m_d 、 c_d 、 k_d 分别为液式惯容系统中的惯容质量、非线性阻尼、等效弹簧刚度， x_s 、 x_b 分别为上部结构、隔震层相对于地面的位移， x_d 为液式惯容器两端相对位移， \ddot{x}_g 为地震动输入。

根据达朗贝尔原理，BIS-FID 混合控制系统在地震动激励下的运动方程如下所示：

$$\begin{cases} m_s \ddot{x}_s + c_s (\dot{x}_s - \dot{x}_b) + k_s (x_s - x_b) = -m_s \ddot{x}_g \\ m_b \ddot{x}_b + m_d \ddot{x}_b + k_b x_b + F_s + F_b - c_s (\dot{x}_s - \dot{x}_b) - k_s (x_s - x_b) + F_d = -m_b \ddot{x}_g \end{cases} \quad (3.8)$$

其中，液式惯容器的位移和隔震层位移一致。 F_s 、 F_b 、 F_d 分别为滚动隔震摩擦力、滚动隔震滚球与基础间作用力以及液式惯容器阻尼力，表达式分别为：

$$F_s = \mu_b (m_b + m_s) g \cdot \text{sgn}(\dot{x}_b), \mu_b = 0.01 \sim 0.05 \quad (3.9)$$

$$F_b = \frac{m_r + J_r / r^2}{4} \ddot{x}_b + \frac{m_r}{2} \ddot{x}_g \quad (3.10)$$

$$F_d = 0.0160 \frac{\rho l}{r_3^{0.5}} \frac{A_1^3}{A_2^{2.25}} \dot{x}^2 + 0.1376 \mu^{0.25} \rho^{0.75} l \frac{A_1^{2.75}}{A_2^{2.375}} \dot{x}^{1.75} = c_1 \dot{x}^2 + c_2 \dot{x}^{1.75} \quad (3.11)$$

同理，BIS-TFID 混合控制系统在地震动激励下的运动方程如下：

$$\begin{cases} m_s \ddot{x}_s + c_s (\dot{x}_s - \dot{x}_b) + k_s (x_s - x_b) = -m_s \ddot{x}_g \\ m_b \ddot{x}_b + k_b x_b + F_s + F_b - [c_s (\dot{x}_s - \dot{x}_b) + k_s (x_s - x_b)] - k_d (x_d - x_b) = -m_b \ddot{x}_g \\ m_d \ddot{x}_d + F_d + k_d (x_d - x_b) = 0 \end{cases} \quad (3.12)$$

3.2.2 非线性系统统计线性化

由上式(3.8)及(3.12)可知，两种混合控制系统的运动方程均为非线性的，因此在进行参数分析等操作时，线性随机振动理论将无法运用。在随机动力分析中处理非线性最常用最有效的方法之一为统计线性化方法（Statistical linearization technique），简称为 SLT。其基本原理是以一组等价的线性方程组来代替非线性方程组，使得两组方程组之间的差异在某种统计意义上被最小化，从而可将非线性方程组转化为线性方程组，使用线性随机振动理论进行处理。

现考虑平稳随机激励 $f(t)$ 下的单自由度非线性系统：

$$m\ddot{x} + F(\dot{x}) + kx = f(t) \quad (3.13)$$

其中， $F(\dot{x})$ 为非线性阻尼项，是关于速度 \dot{x} 的非线性函数。

基于能量等效原理来估算等效阻尼系数，用线性元件代替系统中的非线性元

件，则可得到等效的线性化系统：

$$m\ddot{x} + c_{eq}\dot{x} + kx = f(t) \quad (3.14)$$

其中， c_{eq} 为线性等效阻尼系数。根据等效线性化原理，则需要等效代替的差值 $\varepsilon = F(\dot{x}) - c_{eq}\dot{x}$ 达到最小。为求解误差值 ε 最小值，常用均方差 $E[\varepsilon^2]$ 达到最小来进行简便计算，则误差值 ε 的方差为：

$$E[\varepsilon^2] = E[(F(\dot{x}) - c_{eq}\dot{x})^2] = \int_{-\infty}^{+\infty} [F(\dot{x}) - c_{eq}\dot{x}]^2 p(\dot{x}) d\dot{x} \quad (3.15)$$

其中， $p(\dot{x})$ 为非线性系统响应 \dot{x} 的概率密度函数。

根据函数极值求解的方法，要使误差值 ε 的方差取得极小值，则其充分必要条件为：

$$\frac{\partial E[\varepsilon^2]}{\partial c_{eq}} = 0 \quad (3.16)$$

将式(3.15)代入(3.16)，可得：

$$\frac{\partial E[\varepsilon^2]}{\partial c_{eq}} = 2 \int_{-\infty}^{+\infty} (-\dot{x}) [F(\dot{x}) - c_{eq}\dot{x}]^2 p(\dot{x}) d\dot{x} = 0 \quad (3.17)$$

$$c_{eq} = \frac{\int_{-\infty}^{+\infty} \dot{x} F(\dot{x}) p(\dot{x}) d\dot{x}}{\int_{-\infty}^{+\infty} \dot{x}^2 F(\dot{x}) p(\dot{x}) d\dot{x}} = \frac{E[\dot{x} \cdot F(\dot{x})]}{E[\dot{x}^2]} \quad (3.18)$$

在混合控制系统中，存在两个非线性阻尼项需进行统计线性化，设液式惯容器统计线性化阻尼系数为 $c_{d,eq}$ ，滚动隔震统计线性化阻尼系数为 $c_{b,eq}$ ，并假设 \dot{x}_b ， \dot{x}_d 分别服从期望为 0 的正态分布 $N(0, \sigma_{\dot{x}_b}^2)$ 和 $N(0, \sigma_{\dot{x}_d}^2)$ 。

从而由数学期望的计算方法，可得到两者的统计线性化阻尼系数分别为：

$$\begin{aligned} c_{d,eq} &= 1.5958\sigma_{\dot{x}_d} \cdot c_1 + 1.3952\sigma_{\dot{x}_d}^{0.75} \cdot c_2 \\ c_{b,eq} &= f_b W_{tot} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \frac{1}{\sigma_{\dot{x}_b}} \end{aligned} \quad (3.19)$$

其中， W_{tot} 为上部结构所有重量，包括上部框架结构与隔震层。

由上式可知，等效阻尼系数 c_{eq} 中含有未知量，即响应标准差 $\sigma_{\dot{x}_d}$ ， $\sigma_{\dot{x}_b}$ ，这意味着输入-输出关系必须反复迭代，直至收敛，因此该迭代过程步骤大致如下：

STEP 1: 赋予初始值 c_{eq}^0 给等效阻尼系数；

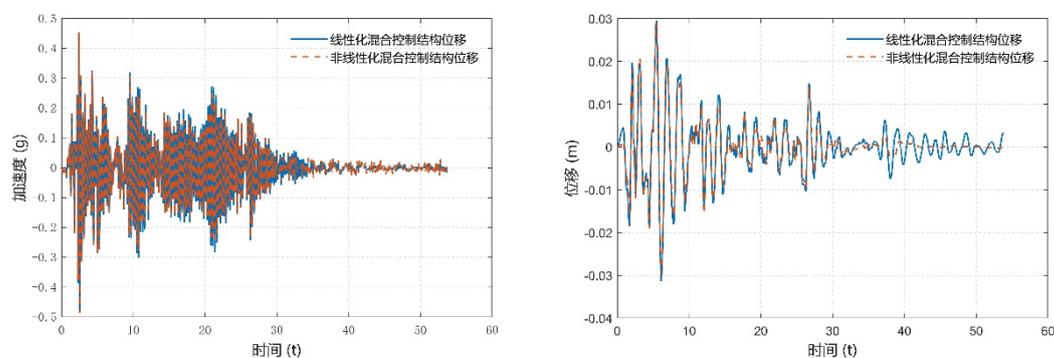
STEP 2: 将非线性阻尼力 $F_{c,b} = \mu(M_b + \sum M_i)g \operatorname{sgn}(\dot{x}_b)$ ， $F_{c,d} = c_1\dot{x}^2 + c_2\dot{x}^{1.75}$ 分别替换为线性等效阻尼力 $F_{c,b} = c_{b,eq}\dot{x}$ ， $F_{c,d} = c_{d,eq}\dot{x}$ ，带入随机振动方程组；

STEP 3: 根据统计线性化后的方程组求解系统响应, 获得隔震层和惯容器两端点间相对速度的均方根值 $\sigma_{\dot{x}_b}$, $\sigma_{\dot{x}_d}$;

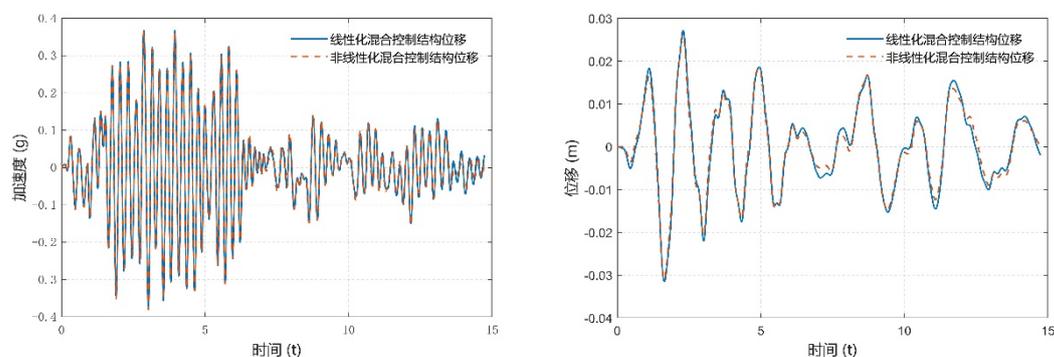
STEP 4: 将得到的均方根值 $\sigma_{\dot{x}_b}$, $\sigma_{\dot{x}_d}$ 代回式 (3.19), 得到等效阻尼系数 $c_{b,eq}^i$, $c_{d,eq}^i$;

STEP 5: 计算相对误差 $\delta_b = |c_{b,eq}^i - c_{b,eq}^{i-1}| / c_{b,eq}^i$, $\delta_d = |c_{d,eq}^i - c_{d,eq}^{i-1}| / c_{d,eq}^i$, 若满足精度则获得等效阻尼系数, 结束迭代, 否则回到 STEP 1 反复迭代直到相对误差满足精度。

选取 El Centro 波及 San Fernando 波为例, 进行统计线性化前后时程模拟的位移响应和加速度响应验证, 如图 3.10 所示, 由图可知, 等效线性化可以很好地代替原始非线性方程组, 验证了以上推导的正确性。



(a) El Centro 波



(b) San Fernando 波

图 3.10 等效线性化验证

3.3 随机地震动输入模型及响应计算

3.3.1 地震输入谱

地震输入在空间、大小、时间等方面具有很大程度的不确定性, 因此用确定

性方法建模不能考虑实际随机振动问题的内在随机性。为了表示地震的不确定性, 我们需要建立一个能准确描述地震运动的功率谱函数模型, 它是描述地震地面运动过程中能量的频率分布规律, 是一个表征地震动频率特性的重要指标。大量地震记录统计表明, 地震动的均值为 0, 因此常将地震动构建为一个平稳的均值为零的过滤高斯随机过程。

Housner^[91]在 1947 年最先提出了地震地面加速度的平稳白噪声模型:

$$S_g(\omega) = S_0 \quad (3.20)$$

它在 $(-\infty, +\infty)$ 的频域内是常数, 与频率无关, 因此被称为无频率特性的平稳地震动模型。该模型计算非常简便, 但也同时非常粗糙无法体现场地条件。

Kanai 和 Tajimi^[92]在 1960 年提出了过滤白噪声模型, 能较好地反应地震动频率特性。该模型依据地震引起基岩运动, 然后通过地表土层传到结构, 假定基岩地震动加速度为白噪声, 均值为 0, 谱密度为 S_0 (简称 K-T 谱):

$$S_g(\omega) = \frac{1 + 4\xi_g^2 \left(\frac{\omega}{\omega_g}\right)^2}{\left[1 - \left(\frac{\omega}{\omega_g}\right)^2\right]^2 + 4\xi_g \left(\frac{\omega}{\omega_g}\right)^2} \cdot S_0 \quad (3.21)$$

式中, S_0 为基岩加速度 (白噪声) 自谱密度, ω_g 、 ξ_g 分别为地基土卓越角频率和阻尼比。对于坚固土壤条件, ω_g 一般取 15.6 rad/s , ξ_g 取 0.6。当土壤条件改变时, 可适当选取其他值。

K-T 谱考虑了地震频率分布的不均匀性, 体现了场地特征对地震动的影响规律, 但其不能反应基岩地震动的频谱特性, 夸大了低频分量, 不适用长周期大跨结构。同时由 K-T 谱推导出的速度和位移功率谱在 $\omega = 0$ 处出现明显的奇异点, 使地面速度和位移的方差无界。

针对 K-T 谱的缺陷, 胡聿贤和周锡元^[93]、欧进萍和牛荻涛^[94]、Clough 和 Penzien^[95]等均对 K-T 谱进行了修正, 通过引入参数或附加滤波器控制低频含量, 能更准确地描述地震低频域的能量变化, 避免与实际不符的频谱高值。

常用的地震输入谱为 Clough 和 Penzien 提出的修正过滤白噪声模型 (简称 C-P 谱):

$$S_g(\omega) = \frac{1 + 4\xi_g^2 \left(\frac{\omega}{\omega_g}\right)^2}{\left[1 - \left(\frac{\omega}{\omega_g}\right)^2\right]^2 + 4\xi_g \left(\frac{\omega}{\omega_g}\right)^2} \cdot \frac{\left(\frac{\omega}{\omega_f}\right)^4}{\left[1 - \left(\frac{\omega}{\omega_f}\right)^2\right]^2 + 4\xi_f \left(\frac{\omega}{\omega_f}\right)^2} \cdot S_0 \quad (3.22)$$

式中, ω_f 、 ξ_f 分别为附加滤波器的频率和阻尼, 其取值与场地土质条件有关, 通常取 $\omega_f=0.1\omega_g$ 、 $\xi_f = \xi_g$ 。谱强度因子与设计分组、场地类别和地震烈度等因素有关, 计算时近似取值如下:

$$S_0 = \frac{0.141\xi_g A_g^2}{\omega_g \sqrt{1+4\xi_g^2}} \quad (3.23)$$

式中, A_g 为地震动峰值加速度 (PGA)。

此外, 杜修力和陈厚群^[96]提出了一种将地震学中低频模拟方法和工程学中高频模拟方法相结合的综合模型来反映地震动的频谱特性。该模型克服了过滤白噪声谱导致地面速度和位移无界的缺点, 对地震动长周期特性进行较好的模拟。

$$S_g(\omega) = \frac{1}{1+(D\omega)^2} \cdot \frac{1}{1+(\omega_0/\omega)^2} \cdot \frac{1+4\xi_g^2\left(\frac{\omega}{\omega_g}\right)^2}{\left[1-\left(\frac{\omega}{\omega_g}\right)^2\right]^2 + 4\xi_g^2\left(\frac{\omega}{\omega_g}\right)^2} \cdot S_0(M,R) \quad (3.24)$$

式中, D 为反映基岩特性的谱参数, 取值 0.03 秒, ω_0 为低频拐角频率, 与震级 M 的大小有关, $\omega_0 = 2\pi/T_r$, $T_r = 10^{-1.325+0.353 \cdot M}$ 。

且孔辰、王曙光^[97]等人采用杜修力功率谱模型, 在 3579 条原始远场和近场地震动强震段功率谱特征的基础上, 得到了四类场地中远场地震动功率谱模型的参数以及四类场地中近场地震动功率谱模型的参数, 如表 3.1 所示。

表 3.1 近场远场地震动功率谱参数取值

地震动类型	谱参数	S_0	$\omega_g(rad/s)$	ζ_g
远场	I 类场地	0.706	11.64	0.45
	II 类场地	0.3137	7.36	0.34
	III 类场地	0.0798	4.52	0.22
	IV 类场地	0.0343	3.58	0.21
近场	I 类场地	0.0609	2.43	0.14
	II 类场地	0.0993	3.39	0.23
	III 类场地	0.1911	6.47	0.35
	IV 类场地	0.0716	3.63	0.24

3.3.2 随机地震响应计算

非线性方程(3.8)、(3.12)通过统计线性化后, BIS-FID 和 BIS-TFID 的结构动力学分别方程变为:

$$\begin{cases} m_s \ddot{x}_s + c_s (\dot{x}_s - \dot{x}_b) + k_s (x_s - x_b) = -m_s \ddot{x}_g \\ m_b \ddot{x}_b + c_{b,eq} \dot{x}_b + k_b x_b + m_d \ddot{x}_b + c_{d,eq} \dot{x}_b - c_s (\dot{x}_s - \dot{x}_b) - k_s (x_s - x_b) = -m_b \ddot{x}_g \end{cases} \quad (3.25)$$

$$\begin{cases} m_s \ddot{x}_s + c_s (\dot{x}_s - \dot{x}_b) + k_s (x_s - x_b) = -m_s \ddot{x}_g \\ m_b \ddot{x}_b + c_{b,eq} \dot{x}_b + k_b x_b - [c_s (\dot{x}_s - \dot{x}_b) + k_s (x_s - x_b)] - k_d (x_d - x_b) = -m_b \ddot{x}_g \\ m_d \ddot{x}_d + c_{d,eq} \dot{x}_d + k_d (x_d - x_b) = 0 \end{cases} \quad (3.26)$$

将上述写成矩阵形式，则为：

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{x}(t) = -\mathbf{M}\gamma\ddot{x}_g(t) \quad (3.27)$$

式中， $\mathbf{x}(t)^T = [x_s, x_b]$ 或 $\mathbf{x}(t)^T = [x_s, x_b, x_d]$ 为位移向量， $\gamma = [1, 1]$ 或 $\gamma = [1, 1, 0]$ ， \mathbf{M} 、 \mathbf{C} 、 \mathbf{K} 分别为质量、阻尼、刚度矩阵：

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m_s & 0 \\ 0 & m_b \end{bmatrix}; \mathbf{C} = \begin{bmatrix} c_s & -c_s \\ -c_s & c_{b,eq} + c_{d,eq} + c_s \end{bmatrix}; \mathbf{K} = \begin{bmatrix} k_s & -k_s \\ -k_s & k_b + k_s \end{bmatrix} \quad (3.28)$$

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m_s & 0 & 0 \\ 0 & m_b & 0 \\ 0 & 0 & m_d \end{bmatrix}; \mathbf{C} = \begin{bmatrix} c_s & -c_s & 0 \\ -c_s & c_{b,eq} + c_s & 0 \\ 0 & 0 & c_{d,eq} \end{bmatrix}; \mathbf{K} = \begin{bmatrix} k_s & -k_s & 0 \\ -k_s & k_b + k_s + k_d & -k_d \\ 0 & -k_d & k_d \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

方程(3.27)在频域上可写成：

$$[-\omega^2 \mathbf{M} + i\omega \mathbf{C} + \mathbf{K}]\mathbf{U}(\omega) = -\mathbf{M}\gamma\ddot{U}_g(\omega) \quad (3.30)$$

式中， $\mathbf{U}(\omega)$ 、 $\ddot{U}_g(\omega)$ 分别为 $\mathbf{x}(t)$ 、 $\ddot{x}_g(t)$ 的傅里叶变换， $i = \sqrt{-1}$ 。根据随机振动理论，可得系统位移、速度、加速度响应的协方差矩阵：

$$\sum_x = E[\mathbf{x}\mathbf{x}^T] = \int_{-\infty}^{+\infty} \mathbf{H}_x(\omega) \mathbf{S}_g(\omega) \mathbf{H}_x(\omega)^{*T} d\omega \quad (3.31)$$

$$\sum_v = E[\dot{\mathbf{x}}\dot{\mathbf{x}}^T] = \int_{-\infty}^{+\infty} \mathbf{H}_v(\omega) \mathbf{S}_g(\omega) \mathbf{H}_v(\omega)^{*T} d\omega \quad (3.32)$$

$$\sum_a = E[\ddot{\mathbf{x}}\ddot{\mathbf{x}}^T] = \int_{-\infty}^{+\infty} \mathbf{H}_a(\omega) \mathbf{S}_g(\omega) \mathbf{H}_a(\omega)^{*T} d\omega \quad (3.33)$$

其中， $[\cdot]^*$ 为矩阵的复共轭转置。 $\mathbf{H}_x(\omega)$ 、 $\mathbf{H}_v(\omega)$ 、 $\mathbf{H}_a(\omega)$ 分别为位移、速度、加速度的频响函数向量。协方差矩阵均由零均值随机地震动输入下的均方相应量组成。

3.4 新型混合控制系统参数分析

根据第二章理论分析可知,液式惯容器的主要设计参数为:液压缸半径 r_1 ,螺旋管截面半径 r_2 ,螺旋管总长度 l 。本节将研究该三项参数对于整体混合控制系统的影响规律,从而为后续进行振动台试验中的惯容器参数设计奠定基础。

对于隔震结构,上部结构加速度和隔震层相对位移是描述振动情况的重要指标,故定义性能指标: J_x 表示液式惯容混合控制系统的隔震层位移均方根值与无惯容器的隔震系统的隔震层位移均方根比值; J_a 表示液式惯容混合控制系统的上部结构加速度均方根值与无惯容器的隔震系统的上部结构加速度均方根比值。

对于任意时程记录数组 x ,均方根 β_x 定义为该时程动态响应的数值取平方和再开平方,也可通过对协方差矩阵中的均方响应量开平方得到。这种方法可以有效反映函数的特性,并对较为复杂且不甚直观的数值记录生成一个具有一定代表性的统计值。均方根值的计算如下:

$$\beta_x = \sqrt{\sum(x_i^2)} \quad (3.34)$$

由此,定义的系统控制位移性能指标 J_x 和加速度性能指标 J_a 表达式为:

$$\begin{cases} J_x = \frac{\beta_{x_b}}{\beta_{x_{b0}}} \\ J_a = \frac{\beta_{\ddot{x}_s}}{\beta_{\ddot{x}_{s0}}} \end{cases} \quad (3.35)$$

其中, β_{x_b} 、 $\beta_{\ddot{x}_s}$ 为液式惯容混合控制系统的隔震层位移均方根响应和上部结构绝对加速度均方根响应; $\beta_{x_{b0}}$ 、 $\beta_{\ddot{x}_{s0}}$ 为纯滚动隔震结构的隔震层位移均方根响应和上部结构绝对加速度均方根响应。

J_x 、 J_a 均为无量纲的值,若数值小于1,则表明相比无惯容隔震系统,液式惯容混合控制系统对响应参数有控制作用,数值越小,效果越好;若数值大于1,则表明液式惯容混合控制系统在某工况下放大了结构响应参数的动态响应。

接下来将对两种液式惯容混合控制体系分别进行参数分析,过程中采用的基本工况参数如表3.2所示。上部结构原始自振周期设为约0.3s,从而可计算得到每层刚度,同时还可根据总质量得到上部结构等效刚度。

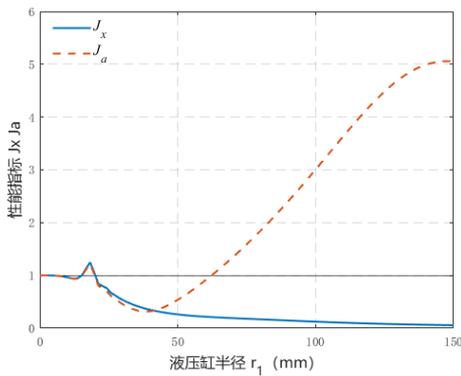
表 3.2 基本工况

地震动输入特性	地震加速度峰值 PGA	0.1 g
	场地特征周期	0.4 s
隔震结构	上部结构总质量 M	900 kg

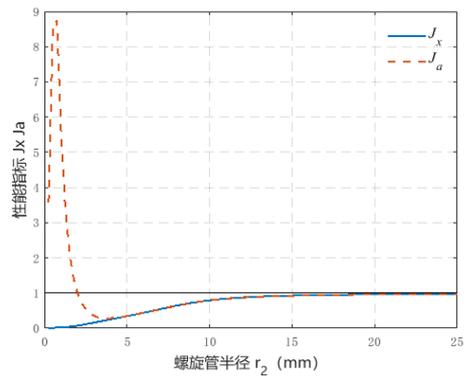
	上部结构每层刚度 k_s	600 kN/m
	上部结构阻尼比 ζ_b	0.02
	隔震层质量 m_b	360 kg
	隔震层刚度 k_b	50 kN/m
	自振周期 T_b	1 s
	滚动摩擦系数 μ	0.01
液式惯容器	螺旋管长度 l	10 m
	液压缸半径 r_1	0.05 m
	螺旋管半径 r_2	0.01 m
	刚度比 η_d	1
液体特性	液体密度 ρ	1000 kg/m ³
	液体粘度系数 μ_b	0.001 Pa·s

3.4.1 BIS-FID 系统参数分析

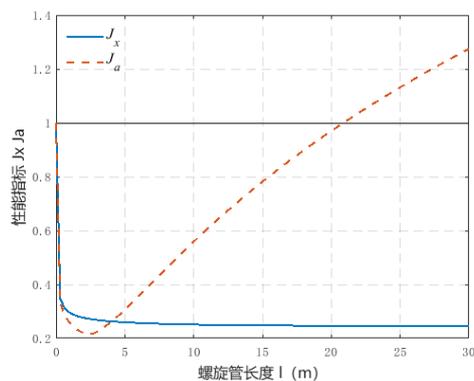
保持其他各项设计参数不变，分别改变设计参数：液压缸半径 r_1 ，螺旋管截面半径 r_2 ，螺旋管总长度 l ，在控制变量的情况下，依次分析不同设计参数对减震性能的影响，即性能指标 J_x ， J_a 的变化情况，如图 3.11 所示。



(a) 液压缸半径 r_1 (mm)



(b) 螺旋管半径 r_2 (mm)



(c) 螺旋管长度 l (m)

图 3.11 BIS-FID 系统惯容设计参数对性能指标的影响

上图中,当性能指标 J_x , J_a 的曲线位于性能指标=1 的实线之上时,说明加入液式惯容器后,结构响应反而发生恶化被放大,是需要避免的;曲线位于性能指标=1 的实线之下时,说明加入液式惯容器后结构的减震性能提高。

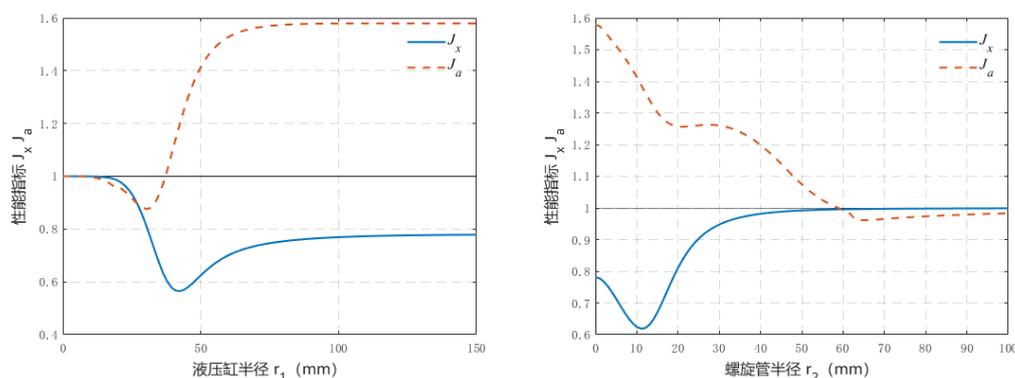
对于液压缸半径,上部结构加速度性能指标 J_a 曲线有明显的最低点,即存在最优值使 J_a 最小,但当液压缸半径超过一定值后,上部结构加速度性能指标值将大于 1,液式惯容器的加入反而会恶化上部结构加速度响应。而隔震层位移性能指标 J_x 始终低于 1 和加速度性能指标,说明加入液式惯容器后,隔震层位移响应能被有效降低,且在其他条件不变的情况下,液压缸半径越大,隔震层位移响应减震效果越好。同时,在一定范围内,隔震层位移响应减震效果越好,上部结构加速度响应减震效果反而不断恶化。

对于螺旋管半径,上部结构加速度性能指标 J_a 的曲线依旧存在最低点,而且其在螺旋管半径较小的情况下,性能指标 J_a 远远大于 1,即加速度响应恶化非常严重。隔震层位移性能指标 J_x 随螺旋管半径的增大而增大,即在其他条件不变的情况下,螺旋管半径越大,隔震层位移响应减震效果越差。

对于螺旋管长度,与液压缸半径类似,当螺旋管长度过大时,上部结构加速度性能指标 J_a 将大于 1,上部结构加速度被恶化。而隔震层位移性能指标 J_x 始终低于 1 和加速度性能指标,且随着螺旋管长度的增大,位移性能指标不断减小,说明隔震层位移响应减震效果与螺旋管长度成正相关。

3.4.2 BIS-TFID 系统参数分析

同上,保持其他各项设计参数不变,分别改变设计参数:液压缸半径 r_1 ,螺旋管截面半径 r_2 ,螺旋管总长度 l ,刚度比 η_d ,在控制变量的情况下,依次分析不同设计参数对减震性能的影响,即性能指标 J_x , J_a 的变化情况,如图 3.12 所示。



(a) 液压缸半径 r_1 (mm)

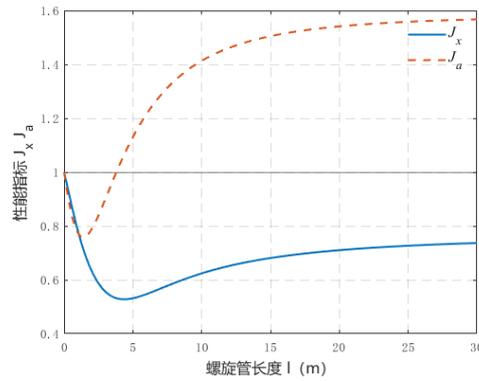
 (b) 螺旋管半径 r_2 (mm)

 (c) 螺旋管长度 l (m)

图 3.12 BIS-TFID 系统惯容设计参数对性能指标的影响

由上图可知，在 BIS-TFID 系统中，对于液压缸半径，上部结构加速度性能指标 J_a 曲线有明显的最低点，但该指标仅很小的区间内指标值小于 1，当液压缸半径过大时，上部结构加速度会被恶化放大，且到一定大小后指标值 J_a 将趋于一个定值，此外隔震层位移性能指标 J_x 始终小于 1，且曲线最后会趋于一个定值。此外，隔震层位移性能指标 J_x 曲线也存在一个明显的最低点，但与 J_a 曲线最低点对应参数并不是同一个，说明在优化设计时很难同时达到上部结构加速度和隔震层位移最优。

对于螺旋管半径，在一定范围内，上部结构加速度性能指标 J_a 与隔震层位移指标 J_x 成负相关，在螺旋管半径较小的情况下，上部结构加速度会被放大，随着螺旋管半径的变大，上部结构加速度恶化情况会有所减轻，但同时隔震层位移性能指标 J_x 也会变大，即位移减震效果变差。此外，隔震层位移指标 J_x 曲线还存在明显最低点。

对于螺旋管长度，螺旋管长度越大，上部结构加速度性能和隔震层位移减震效果均有所恶化，但到一定值后，上部结构加速度性能指标 J_a 将大于 1，即加速度性能恶化被放大。

综上所述，无论是 BIS-FID 系统还是 BIS-TFID 系统，两种拓扑模型下，其参数影响趋势均基本一致，且可以得到结论，在实际各项参数选取时，液压缸半径及螺旋管长度不宜过大。

3.5 非线性时程分析

由上述参数分析可知，需要合理的惯容系统设计参数才能有效减少输入整个

混合控制体系的地震动总能量,让液式惯容器能发挥更好的减震效果,使结构在动力荷载作用下处于更理想的工作状态。为了选取试验参数及预估后续振动台试验效果,本节拟对混合控制结构进行非线性时程分析,对试验实际情况可行的参数分别进行响应分析。

3.5.1 非线性时程分析方法

由3.2节可知,结构动力学方程为非线性方程组,最常用的解非线性方程组的方法是牛顿迭代法,但该方法往往需要较好的接近正确解的初值,才能达到收敛,因此精度有限,本章时程分析采用求解精度更高的四阶龙格库塔法。

对于微分方程处置问题:

$$\begin{cases} y' = f(t, y) \\ y(t_0) = y_0 \end{cases} \quad (3.36)$$

式中, t_0 为初始时间, y_0 为初始状态, $f(t, y)$ 为关于时间 t 和状态 y 的函数。

用泰勒展开可以得到:

$$y(x_{n+1}) = y(x_n) + hy'(x_n) + \frac{h^2}{2!} y''(x_n) + \frac{h^3}{3!} y'''(x_n) + \dots \quad (3.37)$$

对于差商 $[y(x_{n+1}) - y(x_n)] / h$, 根据微分中值定理, 可得:

$$\frac{y(x_{n+1}) - y(x_n)}{h} = y'(x + \theta h), 0 < \theta < 1 \quad (3.38)$$

于是, 式(3.37)可以变为:

$$y(x_{n+1}) = y(x_n) + hf(x_n + \theta h, y(x_n + \theta h)) \quad (3.39)$$

其中, $f(x_n + \theta h, y(x_n + \theta h))$ 即为增量函数, 为区间 $[x_n, x_{n+1}]$ 上的平均斜率。

从而四阶龙格库塔计算式如下:

$$\begin{cases} y_{n+1} = y_n + \frac{h}{6}(K_1 + 2K_2 + 2K_3 + K_4) \\ K_1 = f(x_n, y_n) \\ K_2 = f(x_n + \frac{h}{2}, y_n + \frac{h}{2}K_1) \\ K_3 = f(x_n + \frac{h}{2}, y_n + \frac{h}{2}K_2) \\ K_4 = f(x_n + h, y_n + hK_3) \end{cases} \quad (3.40)$$

事实上, 该方法的本质是使用数值积分来实现 y' 向 y 的转换。四阶龙格库塔法通过对微分的四步分段逼近, 在一个求解步长内能够逼近复杂的曲线, 因此

能够取得较高的计算精度，如图 3.13 所示。

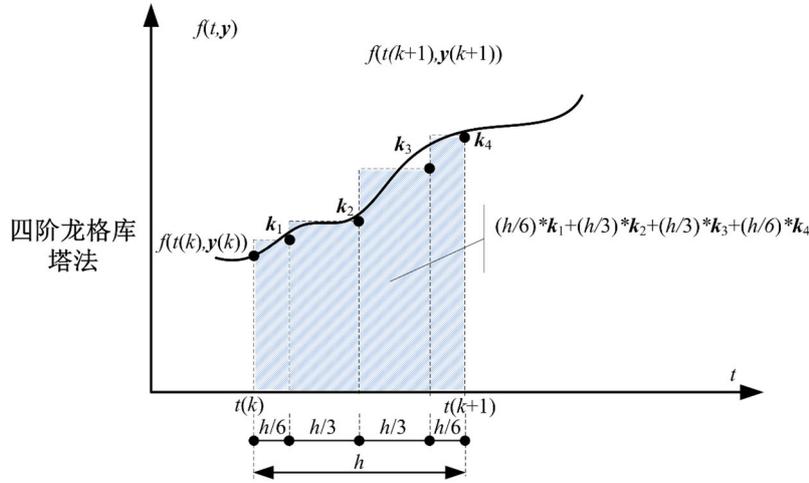


图 3.13 龙格库塔方法示意图

3.5.2 结构参数选取

本节需确定时程分析所采用的基本结构参数，根据后续振动台试验的实际设计参数及加工条件，从而确定了结构参数如下表 3.3 所示。需要说明的是，本章节的所有时程分析为了更加精确，其上部结构对象均为三层框架，并未将其简化为一个整体。

表 3.3 时程分析结构参数

隔震结构	上部结构每层质量 M_i	300 kg
	上部结构每层刚度 k_s	600 kN/m
	上部结构阻尼比 ζ_b	0.02
	隔震层质量 m_b	950 kg
	隔震层刚度 k_b	50 kN/m
	自振周期 T_b	1 s
	滚动摩擦系数 μ	0.01

3.5.3 不同拓扑模型响应分析

针对上文提到的 BIS-FID 和 BIS-TFID 两种模型，分别进行非线性时程分析。随机选取多条地震波作为地震动激励输入，PGA=0.2g，具体地震波信息如表 3.4 所示。同时惯容器参数选取为液压缸半径 $r_1 = 40mm$ ，螺旋管半径 $r_2 = 10mm$ ，螺旋管长度 $l = 10m$ ，液体密度 $\rho = 1000kg/m^3$ ，液体粘度系数 $\mu_b = 0.001Pa \cdot s$ 。

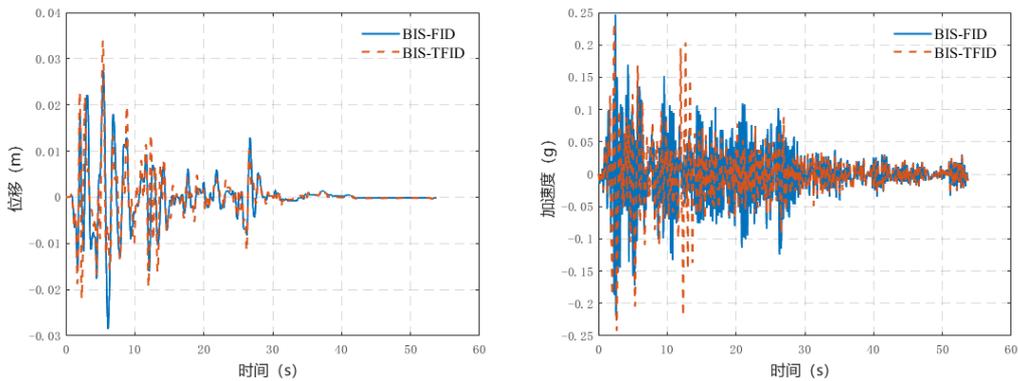
表 3.4 地震波信息

地震动类型	地震事件	台站	震级	断层距 (m)
近场	Imperial Valley-06	El-Centro	6.9	16.9
	Tabas, Iran	Tabas	7.35	2.05
	Niigata, Japan	NIGH11	6.63	8.9
	Westmorland	Superstition Mtn Camera	5.90	19.37
远场	Imperial Valley-06	Plaster City	6.53	30.33
	Norcia, Italy	Bevagna	5.90	31.45
	Kern County	Taft Lincoln School	7.36	38.89
	San Fernando	Cedar Springs, Allen Ranch	6.61	89.72

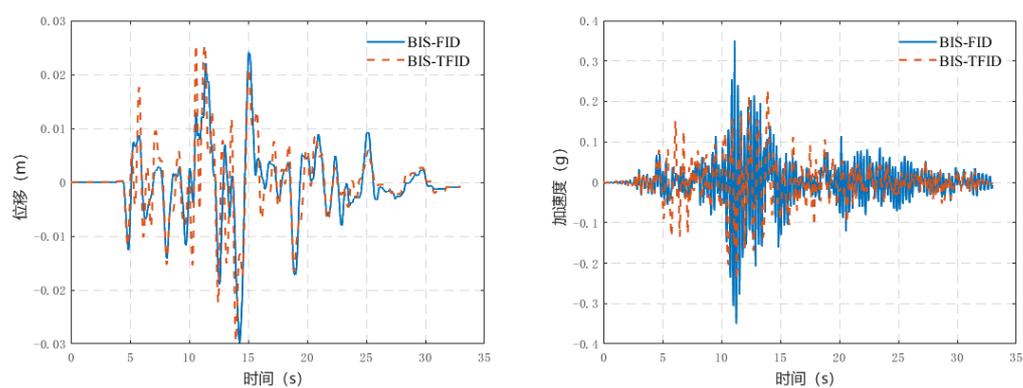
采用四阶龙格-库塔法计算 BIS-FID 和 BIS-TFID 的隔震层位移响应和顶层加速度响应, 并将两种拓扑模型下的响应的最大值进行比值 ($X_{BIS-FID} / X_{BIS-TFID}$), 如图 3.14 及表 3.5 所示。其中, BIS-TFID 系统中, 根据前人分析研究, 取惯容系统刚度与隔震刚度相等。

表 3.5 地震波激励下两种拓扑模型响应比值

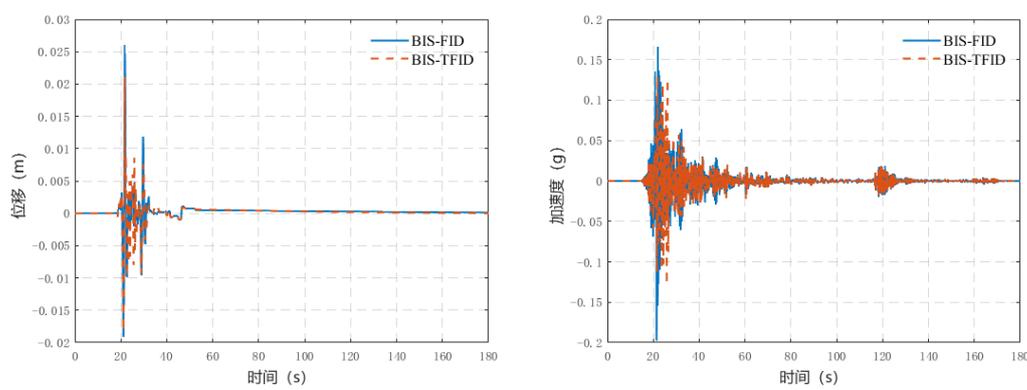
地震动类型	地震动	隔震层位移比	顶层加速度比
近场	El-Centro	0.8419	1.0153
	Tabas, Iran	0.9808	1.4938
	Niigata, Japan	1.1400	1.5233
	Westmorland	0.5925	1.2707
远场	Imperial Valley-06	0.9654	1.4744
	Norcia, Italy	0.8358	0.9124
	Kern County	1.1285	0.9519
	San Fernando	1.0874	1.2088



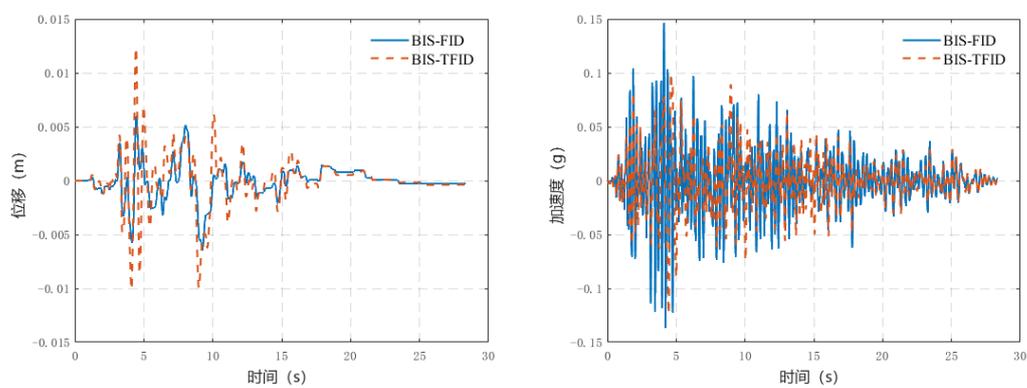
(a) El-Centro



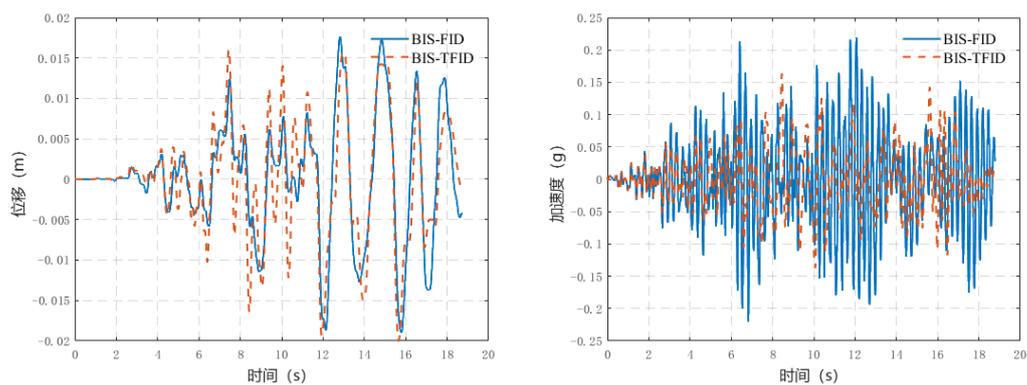
(b) Tabas, Iran



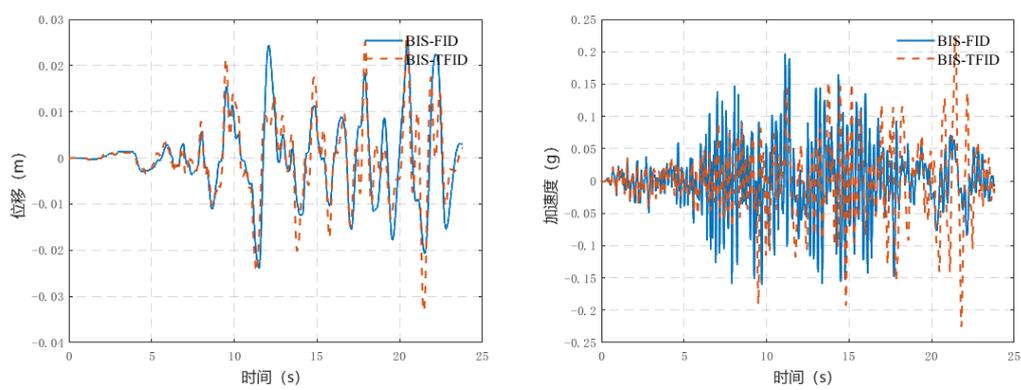
(c) Niigata, Japan



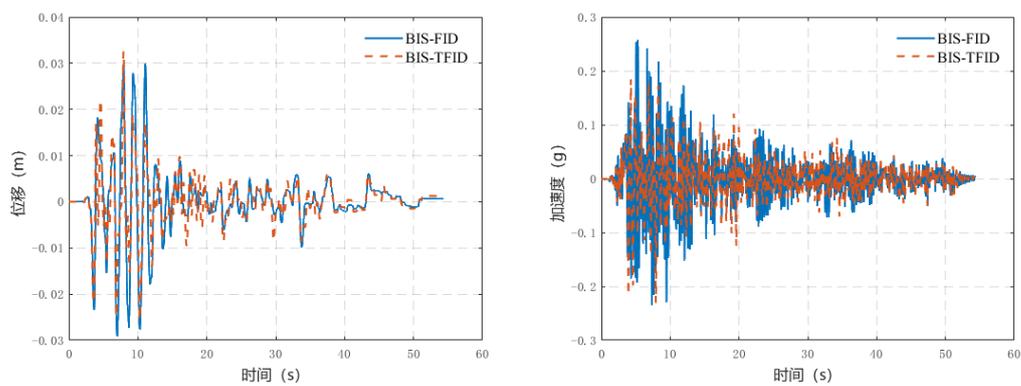
(d) Westmorland



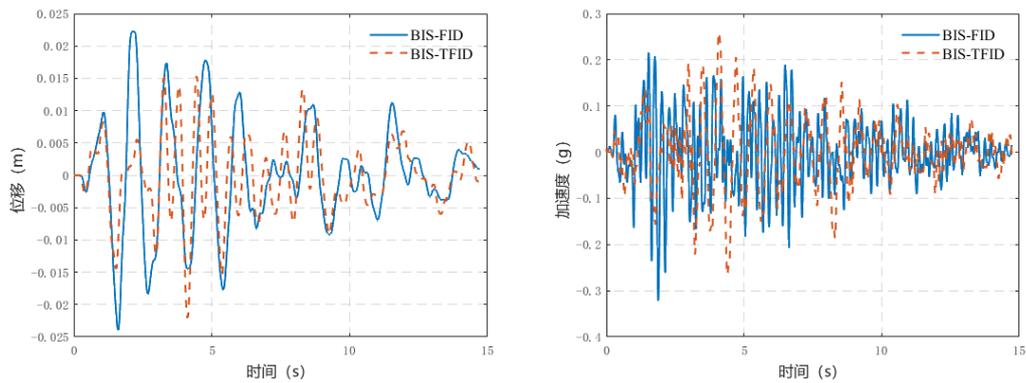
(e) Imperial Valley-06



(f) Norcia, Italy



(g) Kern County



(h) San Fernando

图 3.14 不同拓扑模型响应对比

由上述响应结果整理及图示可知，BIS-FID 与 BIS-TFID 的响应情况与地震波输入有较大关系，不同地震波输入表现不同，但总体上差距不大，BIS-TFID 系统由于串联弹簧的原因，可能会导致系统位移变大而产生阻尼增效，因此反而会恶化隔震层位移，另外 BIS-FID 系统对于顶层加速度的减震率比 BIS-TFID 系统差。因此两种系统各有利弊，之后可对此做专项研究，本文将不涉及于此。

考虑到试验现场及加工条件，确定后续振动台试验将采用 BIS-FID 系统，即仅添加液式惯容器单体，因此之后的分析都将仅研究 BIS-FID 系统，且参数均以试验设计或实际情况为准。

3.5.4 不同惯容器参数响应分析

为了确定试验液式惯容器参数的选取，本节将用四阶龙格-库塔法计算原始上部无控结构（Fixed Base）、滚动隔震结构（BIS）、液式惯容滚动隔震混合控制结构（BIS-FID）的非线性地震动隔震层位移时程响应和上部结构顶层加速度时程响应，分别计算实际可获得的不同试验惯容器参数下的响应，对比研究，最终确定后续试验所采用的液式惯容器参数。

根据加工条件，试验预计可获得惯容器参数如下表 3.6 所示。

表 3.6 液式惯容器参数

液压缸半径 r_1 [mm]	螺旋管半径 r_2 [mm]	螺旋管长度 l [m]
31.5	5	6
31.5	10	6
40	5	6
40	10	6
50	5	6
50	10	6

以 El-Centro 波作为地震动激励输入, 将不同参数分别带入试验结构 Matlab 运算程序进行计算, 结果如表 3.7 所示, 将结果绘制成关于位移性能指标和加速度性能指标的散点图如图 3.15 所示, 可以看到初步形成了一个前沿面。特别说明的是, 本节所提到的所有最大值和均方根比值, 均为加入液式惯容器后的混合控制结构隔震层位移响应和顶层加速度响应与未加惯容器的滚动隔震结构隔震层位移响应和顶层加速度响应的比值。

表 3.7 各装置参数时程分析结果

液压缸半径 r_1 [mm]	螺旋管半径 r_2 [mm]	加惯容器后 隔震层位移 最大值比	加惯容器后 顶层加速度 最大值比	加惯容器后 隔震层位移 均方根值比	加惯容器后 顶层加速度 均方根值比
31.5	5	0.3331	0.7956	0.2438	0.5078
31.5	10	0.6882	0.5789	0.8117	0.7268
40	5	0.1816	1.2567	0.1439	0.7401
40	10	0.518	0.6659	0.4857	0.4905
50	5	0.0936	1.6996	0.0811	1.0567
50	10	0.3833	0.9657	0.2943	0.6963

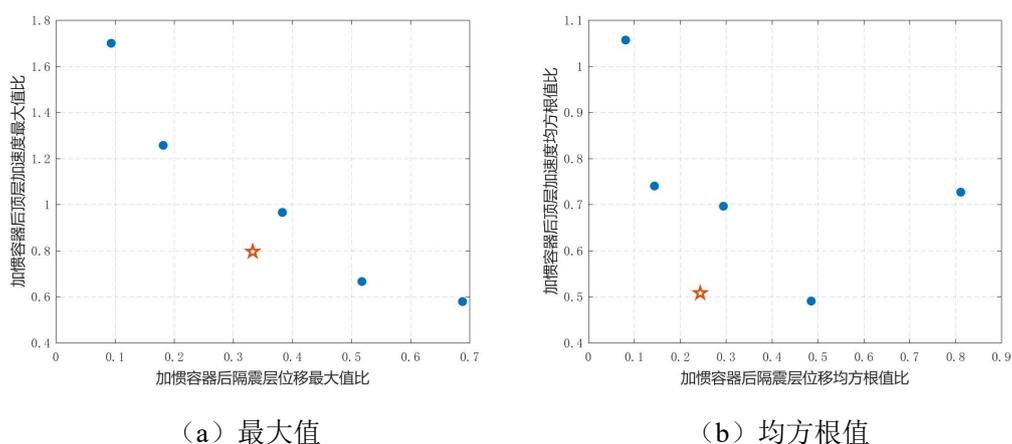


图 3.15 不同惯容器参数性能指标散点图

由之前的参数分析可知, 隔震层的位移响应与上部结构的加速度响应存在一定的制衡关系, 当其中一指标取在最优值时, 另一指标并非处于最优情况, 甚至可能存在放大的风险。若只追求惯容系统对隔震层位移的控制效果, 可能会导致在隔震层位移有效减小的同时, 上部结构加速度响应随之放大, 这会使隔震建筑的地震响应控制在整体上得不偿失。因此结合图 3.15, 研究不同液式惯容器参数在最大值和均方根值两种统计量下的响应表现, 后续试验拟采用的液式惯容器参数为: 液压缸半径 $r_1 = 31.5\text{mm}$, 螺旋管半径 $r_2 = 5\text{mm}$, 螺旋管长度 $l = 6\text{m}$, 液体密度 $\rho = 1000\text{kg}/\text{m}^3$, 液体粘度系数 $\mu_b = 0.001\text{Pa}\cdot\text{s}$ 。

3.6 近远场地震动激励控制性能分析

根据研究，近场地震动和远场地震动的反应谱存在较大差别，因而不同地震动激励对结构的影响也是不同的，近断层地震动相比远场具有明显的长周期部分，因而对于长周期结构比如隔震结构等，响应会大于远场，造成更大的破坏。本节将选取上节所确定的试验参数，选取近场远场各 3 条地震动激励，进行时程和能量分析，为后续振动台试验提供数值模拟基础。

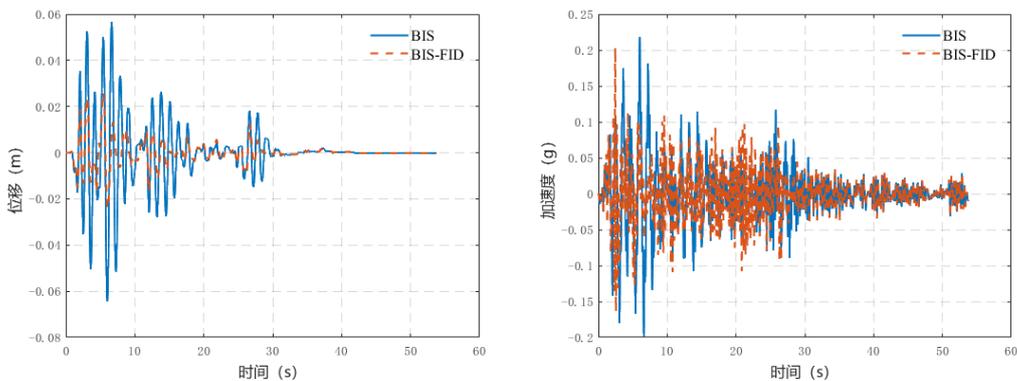
3.6.1 近远场地震动激励下控制效果

选取近场、远场各 3 条波，进行非线性时程分析，研究在不同类型地震动激励下，液式惯容滚动隔震混合控制系统的减震性能。选取的地震波参数信息如表 3.8 所示。

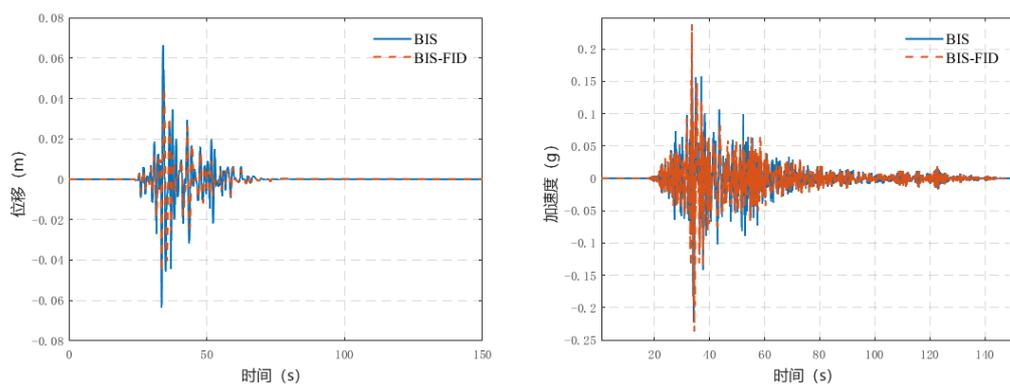
表 3.8 地震波信息

地震动类型	地震事件	台站	震级	断层距 (m)
近场	Imperial Valley-06	El-Centro	6.9	16.9
	Chi-Chi, Taiwan	CHY006	7.62	9.76
	Loma Prieta	Ulcinj-Hotel Olympic	6.93	10.97
远场	Tabas, Iran	Conegliano	6.53	30.33
	Livermore-01	Tracy-Sewage Treatm Plant	5.90	31.45
	San Fernando	Cedar Springs, Allen Ranch	7.36	38.89

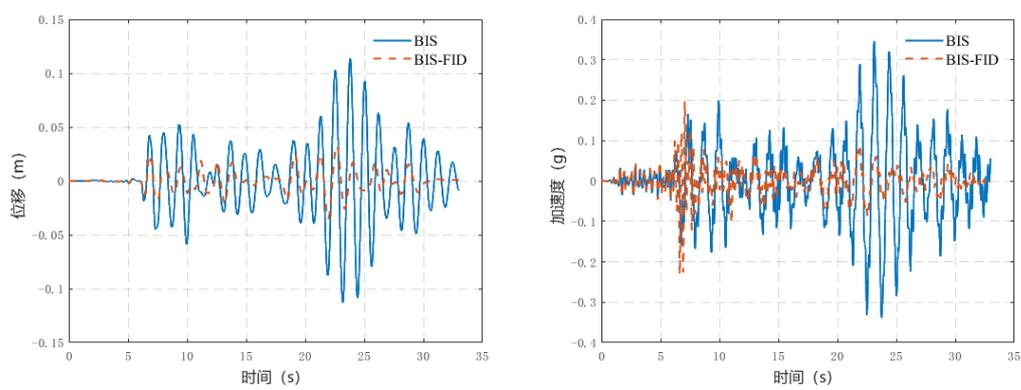
绘制各地震动波下隔震层位移和上部结构顶部加速度相应时程曲线如图 3.16 所示，PGA=0.2g。计算各工况下隔震层位移和上部结构顶部加速度的最大值和均方根比值，均为加入液式惯容器后的混合控制结构隔震层位移响应和顶层加速度响应与未加惯容器的滚动隔震结构隔震层位移响应和顶层加速度响应的比值，如表 3.9 所示。



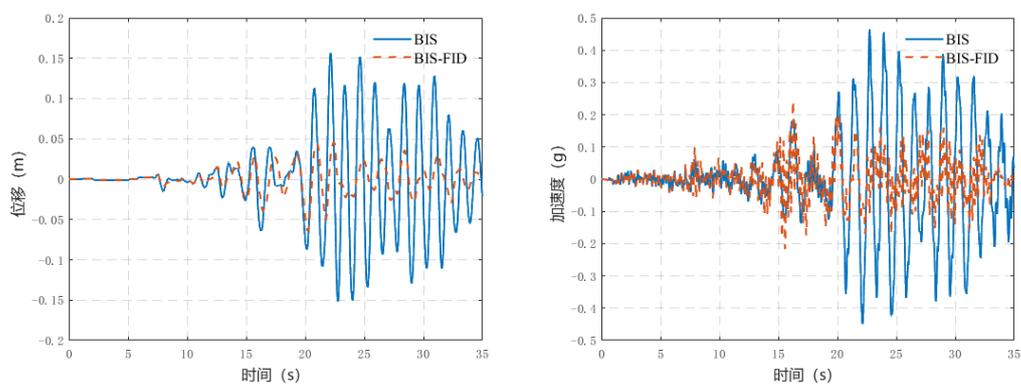
(a) El-Centro



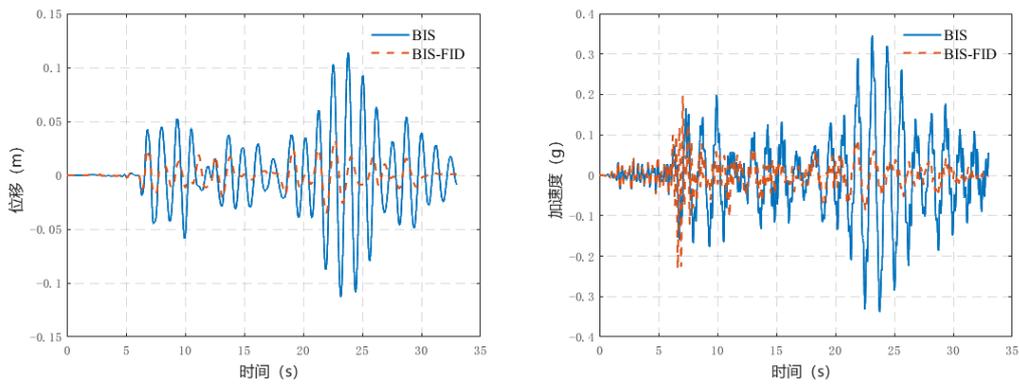
(b) Chi-Chi



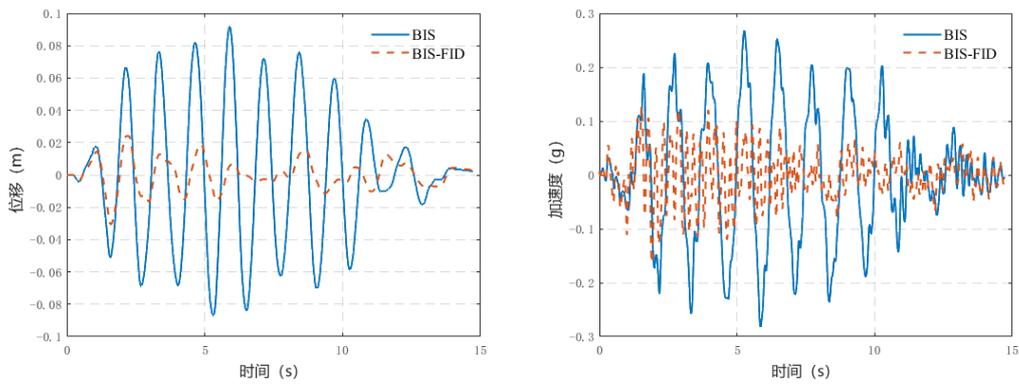
(c) Loma Prieta



(d) Tabas, Iran



(e) Livermore-01



(f) San Fernando

图 3.16 位移和加速度时程曲线

表 3.9 近远场地震动激励下位移和加速度响应最大值和均方根比值

地震动类型	地震动	隔震层位移 最值比	顶层加速度 最值比	隔震层位移 均方根值比	顶层加速度 均方根值比
近场	El-Centro	0.4035	0.9319	0.0798	0.1479
	Chi-Chi,	0.6928	1.0644	0.0826	0.0958
	Loma Prieta	0.3550	0.4775	0.0599	0.0754
远场	Tabas, Iran	0.4095	0.5248	0.1076	0.1284
	Livermore-01	0.3069	0.6658	0.0848	0.1016
	San Fernando	0.3322	0.5779	0.1004	0.1622

由上可以发现，液式惯容器在近场地震动和远场地震动作用下的减震性能表现较为稳定，加入液式惯容后，可以有效降低隔震层位移。但近场地震动减震效果总体上略低于远场地震动，有工况下顶层加速度恶化放大，也就是说，近场地震动相比远场地震动对隔震结构不利影响更大。

3.6.2 近远场地震动激励下系统耗能分析

在实际结构受到地震作用时，地震动的能量会通过基础输入到上部结构，一部分会被结构的阻尼和非线性变形消耗，还有一部分会以动能和弹性势能的形式储存起来，因此，在结构整个运动过程中，实际上是能量的传递、消耗、转化的过程，本节将通过输入近远场不同地震激励，从能量角度进行分析研究。

将(3.8)动力平衡方程进行变形改写如下：

$$\begin{cases} m_s \ddot{x}_s = -m_s \ddot{x}_g - f_{sb} \\ m_b \ddot{x}_b + m_d \ddot{x}_b + c_{b,eq} \dot{x}_b + c_{d,eq} \dot{x}_b + k_b x_b = -m_b \ddot{x}_g + f_{sb} \end{cases} \quad (3.41)$$

其中， f_{sb} 为上部结构与隔震层之间的相互作用力。

分别对上部结构、隔震层乘以该层速度并对时间积分，即可得到各项力分别对应的能量分布，对于上部结构有：

$$\int_0^t m_s \ddot{x}_s \dot{x}_s dt = -\int_0^t m_s \ddot{x}_g \dot{x}_s dt - \int_0^t f_{sb} \dot{x}_s dt \quad (3.42)$$

对 f_{sb} 项展开，可得：

$$\int_0^t f_{sb} \dot{x}_s dt = \int_0^t f_{sb} (\dot{x}_{sb} + \dot{x}_b) dt = \int_0^t c_s \dot{x}_{sb}^2 dt + \int_0^t k_s x_{sb} \dot{x}_{sb} dt + \int_0^t f_{sb} \dot{x}_b dt \quad (3.43)$$

从而(3.42)为：

$$\int_0^t m_s \ddot{x}_s \dot{x}_s dt + \int_0^t c_s \dot{x}_{sb}^2 dt + \int_0^t k_s x_{sb} \dot{x}_{sb} dt = -\int_0^t m_s \ddot{x}_g \dot{x}_s dt + \int_0^t f_{sb} \dot{x}_b dt \quad (3.44)$$

其中， $x_{sb} = x_s - x_b$ 表示上部结构和隔震层之间的相对位移。

分别对应各项的能量平衡方程为：

$$E_{k,s}(t) + E_{d,s}(t) + E_{e,s}(t) = E_{in,s}(t) - E_{f, sb}(t) \quad (3.45)$$

对于隔震层，则有：

$$\int_0^t m_b \ddot{x}_b \dot{x}_b dt + \int_0^t m_d \ddot{x}_b \dot{x}_b dt + \int_0^t c_{b,eq} \dot{x}_b^2 dt + \int_0^t c_{d,eq} \dot{x}_b^2 dt + \int_0^t k_b x_b \dot{x}_b dt = -\int_0^t m_b \ddot{x}_g \dot{x}_b dt + \int_0^t f_{sb} \dot{x}_b dt \quad (3.46)$$

分别对应各项的能量平衡方程为：

$$E_{k,b}(t) + E_{k,d}(t) + E_{d,b}(t) + E_{d,d}(t) + E_{e,b}(t) = E_{in,b}(t) + E_{f, sb}(t) \quad (3.47)$$

以上式中， $E_{[k][d]}(t)$ 第一个下标 k 表示动能， d 表示阻尼耗能， e 表示弹性势能， in 表示地震波输入能量；第二个下标 s 表示上部结构层， b 表示隔震层， d 表示液式惯容系统。在模拟地震波激励产生的动态响应情况下，所有能量均为时间的函数。

定义CS (consume energy)为液式惯容系统耗散的能量与地震动输入结构的

总能量的比值，来反映液式惯容系统耗能的大小。

选取与上节相同的近场、远场各 3 条波，PGA=0.2g，进行系统耗能分析，各条波工况下的能量时程累计图如图 3.17 所示：

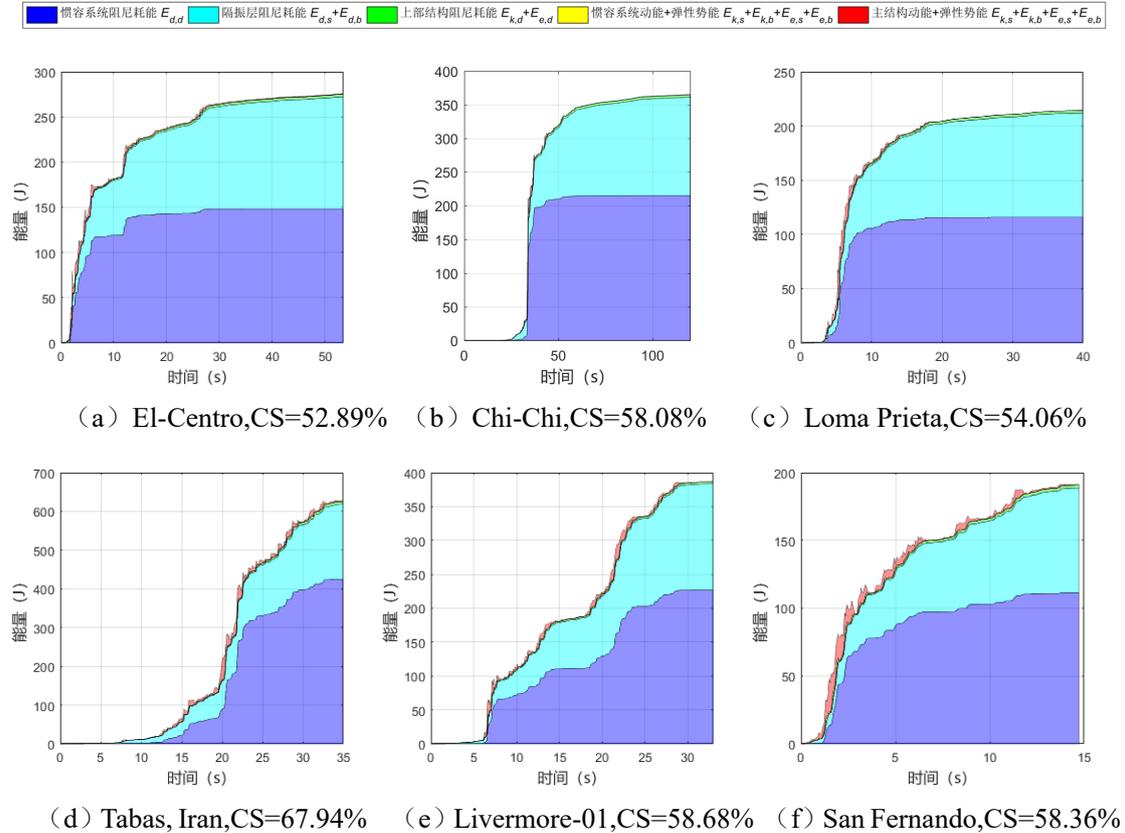


图 3.17 不同地震动激励下能量时程累计图

由能量分析可知，与上节时程分析一致，液式惯容系统在近场地震动和远场地震动作用下的耗能表现较为稳定，差距不大，在远场地震动激励下，耗能略大于近场地震动激励。

3.7 本章小结

本章主要提出了一种新的防倾覆滚动隔震体系，将液式惯容器加入滚动隔震层，并对该混合控制系统进行力学模型建立，同时应用随机振动理论，对防倾覆滚动隔震与液式惯容器混合控制体系进行了参数分析。为确定后续振动台试验液式惯容器参数并为试验提供数值模拟依据，本章还对惯容器多参数进行了非线性时程分析，确定了振动台试验液式惯容器参数。选取近场和远场地震动激励各 3 条，对试验结构参数进行了时程分析，初步研究了近远场地震动激励对结构的不同影响。综上所述，可得到以下结论：

(1) 一般会将惯容器本身与阻尼器、弹簧相连接, 形成惯容器系统, 常见的有 ID 型, 即调频式惯容系统, 它可起到调节频率的作用, 降低地震的输入能; 混联 I 型 (SPIS-I), 与 TMD 类似, 为轻量化的不悬挂 TMD, 又可称为 TID 型。混联 II 型 (SPIS-II), 可将惯性、耗能双重增效, 减震效率较高, 又称为 TVMD 型。

(2) 无论是 BIS-FID 系统还是 BIS-TFID 系统, 两种拓扑模型下, 液式惯容器 3 个设计参数: 液压缸半径、螺旋管半径、螺旋管总长度的影响趋势均基本一致。液压缸半径越大, 隔震层位移响应减震效果越好, 加速度性能指标 J_a 曲线有明显的最低点; 螺旋管半径越大, 隔震层位移响应减震效果越差, 加速度性能指标 J_a 的曲线依旧存在最低点; 螺旋管长度越大, 隔震层位移响应减震效果越好。但隔震层的位移响应与上部结构的加速度响应存在一定的制衡关系, 当其中一指标取在最优值时, 另一指标并非处于最优情况, 甚至可能存在放大的风险, 因此, 在实际各项参数选取时, 液压缸半径及螺旋管长度不宜过大。

(3) BIS-FID 与 BIS-TFID 的响应情况与地震波输入有较大关系, 不同地震波输入表现不同, 但总体上差距不大, BIS-TFID 系统由于串联弹簧的原因, 可能会导致系统位移变大而产生阻尼增效, 因此反而会恶化隔震层位移, 另外 BIS-FID 系统对于顶层加速度的减震率比 BIS-TFID 系统差。

(4) 通过研究不同液式惯容器参数在最大值和均方根值两种统计量下的响应表现, 最终确定后续试验拟采用的液式惯容器参数为: 液压缸半径 $r_1 = 31.5mm$, 螺旋管半径 $r_2 = 5mm$, 螺旋管长度 $l = 6m$ 。

(5) 液式惯容器在近场地震动和远场地震动作用下的减震性能表现较为稳定, 加入液式惯容后, 可以有效降低隔震层位移。但近场地震动减震效果总体上略低于远场地震动, 耗能也略低于远场地震动激励, 有个别工况下顶层加速度还会恶化放大, 也就是说, 近场地震动相比远场地震动对隔震结构不利影响更大。

第4章 防倾覆滚动隔震与液式惯容混合控制振动台试验

基于前文对液式惯容器单体的理论研究与构件试验,以及第3章对于防倾覆滚动隔震与液式惯容混合控制系统的理论研究与优化设计,为了进一步研究液式惯容器在实际土木工程领域的应用性,研究混合控制系统的减震有效性,并探讨近远场不同地震动激励下,该液式惯容器对隔震结构性能的影响,验证第3章理论分析的正确性,因此非常有必要进行液式惯容器滚动隔震系统多层框架振动台试验。

在4.1节中,根据第3章理论,确定了试验模型参数并对承载托盘、地基石盘等滚珠隔震层进行设计,其中,原始主体结构为一个三层的框架结构,基频在3Hz左右,阻尼比0.02。并根据试验目的及内容,确定传感器布置情况以及地震波激励的选取,共选取近远场地震波各3条。

在4.2节中,进行原始上部框架无控结构在地震动激励下的响应分析,无控结构试验主要为后续进行时程对比提供依据,具体分析位移、加速度等指标在时域范围的变化,同时可根据试验数据,对上部原始框架无控结构的参数进行识别得到实际层间刚度及阻尼,同时得到结构的动力特性。

在4.3节和4.4节中,分别对隔震结构和液式惯容滚动隔震混合控制结构在地震动激励下的响应进行分析对比,研究液式惯容添加后对隔震结构的影响以及在近场地震动和远场地震动作用下不同的表现。

在4.5节中,将试验识别出的参数以及设计参数带入理论模型,对比试验值和理论值,验证力学模型的正确性。

4.1 振动台试验设计

4.1.1 试验目的及内容

本试验比较隔震结构在安装滚动隔震支座和液式惯容器前后的地震响应,采用模拟地震振动台试验方法,为混合控制的工程应用和推广提供技术支持。主要研究内容如下:

(1) 研究整体结构在不同地震作用下的主要动力特性:自振周期、振型和阻尼比;

(2) 采集试验过程中,隔震前后结构各层加速度、位移数据,以检验滚动

隔震支座的隔震性能；观察滚动隔震支座可能存在的不足；

(3) 采集试验过程中，安装液式惯容器前后隔震结构各层加速度、位移及惯容两端压力压强数据，以检验液式惯容器滚动隔震混合控制体系的减震性能；观察液式惯容器可能存在的不足；

(4) 输入不同近场远场地震动激励，观察液式惯容器滚动隔震混合控制体系在不同地震动激励情况下对结构的减振效果；

(5) 采用不同装置尺寸的液式惯容器，并结合数值分析结果，以期得到最优装置参数。

4.1.2 试验装置设计

(1) 上部框架结构设计

本试验采用的上部结构模型为一个三层框架，为保证试验框架有明显的侧向位移及较强的面外刚度，楼板采用厚度 20mm 的刚性板，平面尺寸为长×宽×厚度 $L \times B \times H = 1040\text{mm} \times 1040\text{mm} \times 20\text{mm}$ ，框架柱采用一字型截面，单根尺寸为长×宽×高 $L \times B \times H = 80\text{mm} \times 20\text{mm} \times 930\text{mm}$ ，柱脚及框架节点均采用角钢或角钢梁连接。整体结构钢材均为 Q235。框架每层高度为 950mm，故而整体框架高度为 2850mm，整体设计框架尺寸以及现场实物如图 4.1 所示。

钢框架的一阶频率设计为 3Hz 左右，阻尼比为 0.02，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。

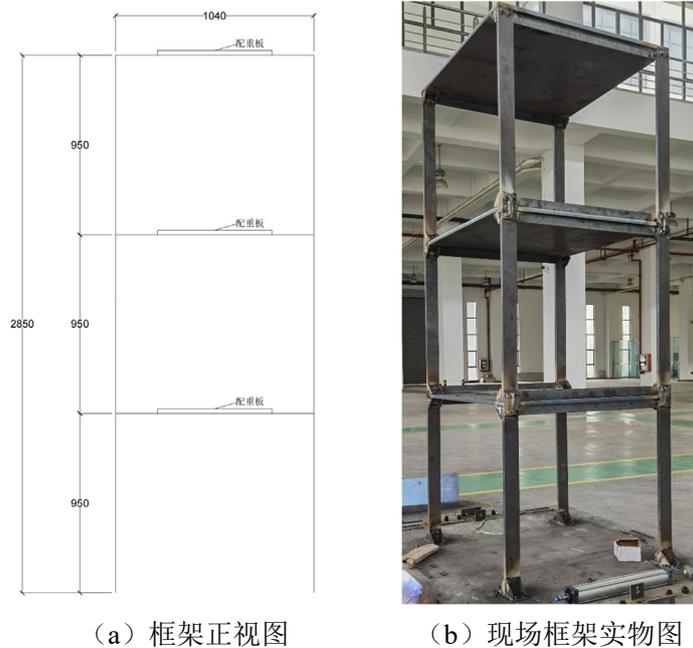


图 4.1 振动台试验上部框架结构

框架柱在设计过程中需要考虑框架抗侧刚度的影响以及竖向屈曲承载力, 根据结构力学等截面超静定杆的杆端弯矩和剪力可知, 一字型柱单根抗侧刚度 K_c 为:

$$K_c = \frac{12i}{l^2} = \frac{12EI}{l^3} = \frac{Ebh^3}{l^3} = \frac{206 \times 10^6 \times 80 \times 20^3}{950^3} = 153772 N/m \quad (4.1)$$

因此, 框架每层总体抗侧刚度 K_i 为:

$$K_i = 4K_c = 4 \times 153772 = 615088 N/m \quad (4.2)$$

框架柱承载力验算如下:

由欧拉公式, 框架柱屈曲荷载为:

$$F = \frac{\pi^2 EI}{(\mu l)^2} = \frac{3.14^2 \times 206 \times 10^3 \times 80 \times 20^3}{12 \times (1 \times 950)^2} = 120027 N \quad (4.3)$$

根据设计, 每层质量约为 300kg, 故而单根框架柱承受的重量为:

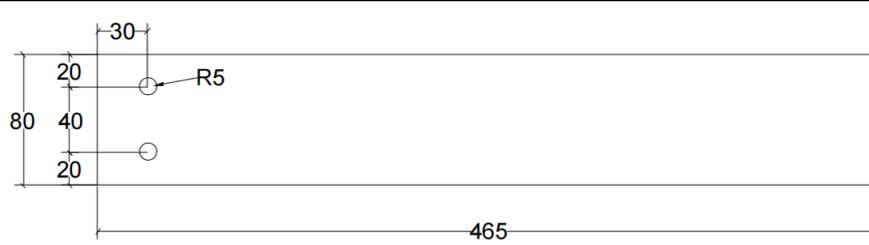
$$G = \frac{1}{4} mg = \frac{1}{4} \times 300 \times 9.8 = 735 N < F \quad (4.4)$$

综上, 框架柱设计合理, 且其刚度与第三章数值模拟接近, 具体刚度数值可根据现场试验数据识别得到。

此外, 为使每层质量达到前期设计的 300kg, 每层增加附加质量块, 并直接焊接在楼面板上, 其尺寸为长×宽×厚度 $L \times B \times H = 600\text{mm} \times 600\text{mm} \times 15\text{mm}$ 。楼板与框架柱使用框架角钢梁连接, 同时为加固节点, 保证节点固接, 因而节点外部设计有一个固定板。上部框架结构各元件尺寸及质量如表 4.1 所示, 各元件设计图纸如图 4.2 所示。

表 4.1 上部框架结构各元件尺寸及质量

元件	尺寸	单个质量 (kg)
楼层板	1040mm×1040mm×20mm	169.8
配重块	600mm×600mm×15mm	42.4
框架柱	80mm×20mm×930mm	11.7
框架角钢梁	1040mm×50mm×50mm×5mm	4.1
框架外部固定板	80mm×120mm×5mm	0.6
柱脚角钢	85mm×85mm×80mm	0.5



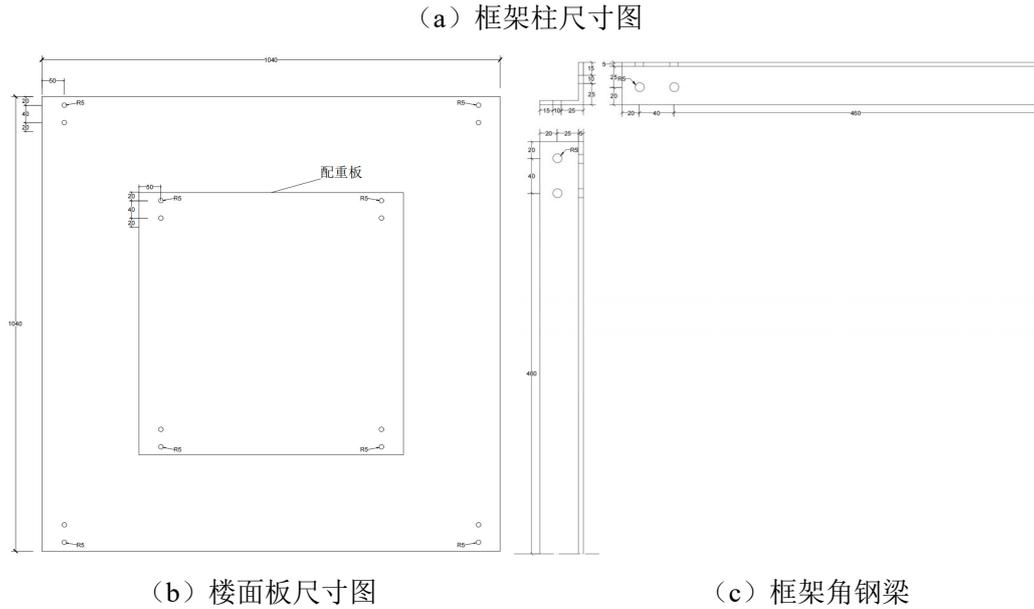


图 4.2 各元件设计图纸

(2) 隔震层设计

对于该试验结构的隔震层设计，由 3.1 节介绍可知滚动隔震层分为承载托盘和地基地盘两部分，且包含防倾覆梁。据第三章对试验进行数值模拟，隔震层层间位移最大约为 15cm，因而在设计中，需要考虑以下几个因素：

- (1) 承载托盘可移动位移大于数值模拟隔震层最大位移；
- (2) 防倾覆梁在运动过程中不会与地基地盘碰撞；
- (3) 限位环半径约等于承载托盘最大位移，在运动过程中防止滚珠与限位环过早碰撞；
- (4) 滚珠放置位置应中心对称，且下层滚珠应在上层滚珠外围，防止结构倒塌；
- (5) 滚珠在承载托盘（隔震层）最大位移范围内，始终与承载托盘下表面以及地基地盘下表面接触。

综合以上因素，限位环半径设计为 250mm，其实物图如图 4.4 (a) 所示。承载托盘设计的尺寸为长×宽×厚度 $L \times B \times H = 2000\text{mm} \times 1600\text{mm} \times 30\text{mm}$ ，其上连接有 3 条防倾覆梁，每条防倾覆梁尺寸为 $1850\text{mm} \times 220\text{mm} \times 188\text{mm}$ 。此外，承载托盘上需预留弹簧连接板孔洞、防倾覆梁与承载托盘连接角钢孔洞、上部框架柱脚角钢孔洞等。具体承载托盘设计三视图，如图 4.3 所示。



(a) 限位环



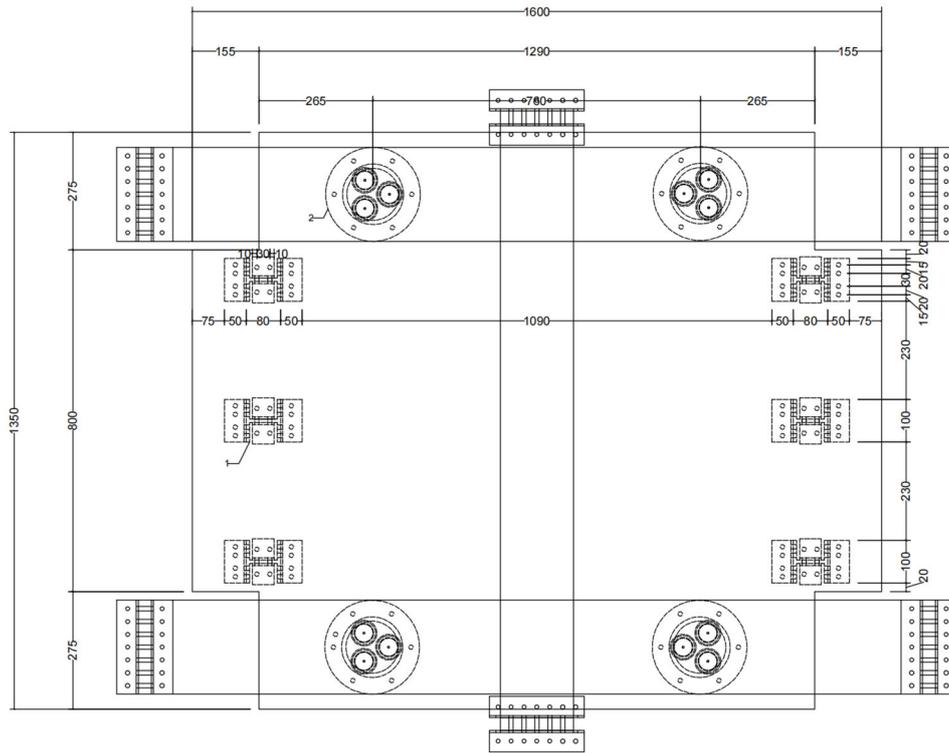
(b) 万向球装置



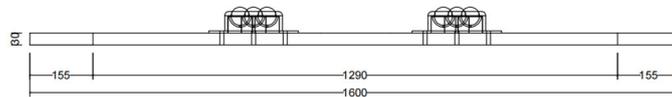
(c) 弹簧

图 4.4 隔震层元件实物图

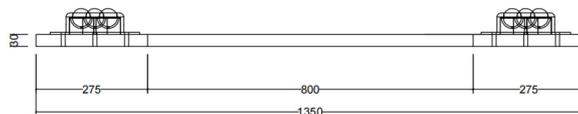
地基底盘设计的尺寸为长×宽×厚度 $L \times B \times H = 1600\text{mm} \times 1350\text{mm} \times 30\text{mm}$ ，平面为十二边型，四角各有 $275\text{mm} \times 155\text{mm}$ 矩形缺角，为了满足防倾覆梁在试验运动过程中不会与地基底盘碰撞。具体地基底盘设计三视图，如图 4.5 所示。



地基底盘俯视图



地基底盘正视图



地基底盘侧视图

图 4.5 地基底盘设计图纸

根据设计的尺寸在 SOLIDWORKS 对隔震层进行建模，三维效果图如图 4.6 所示，进行干涉检查，满足位移要求。

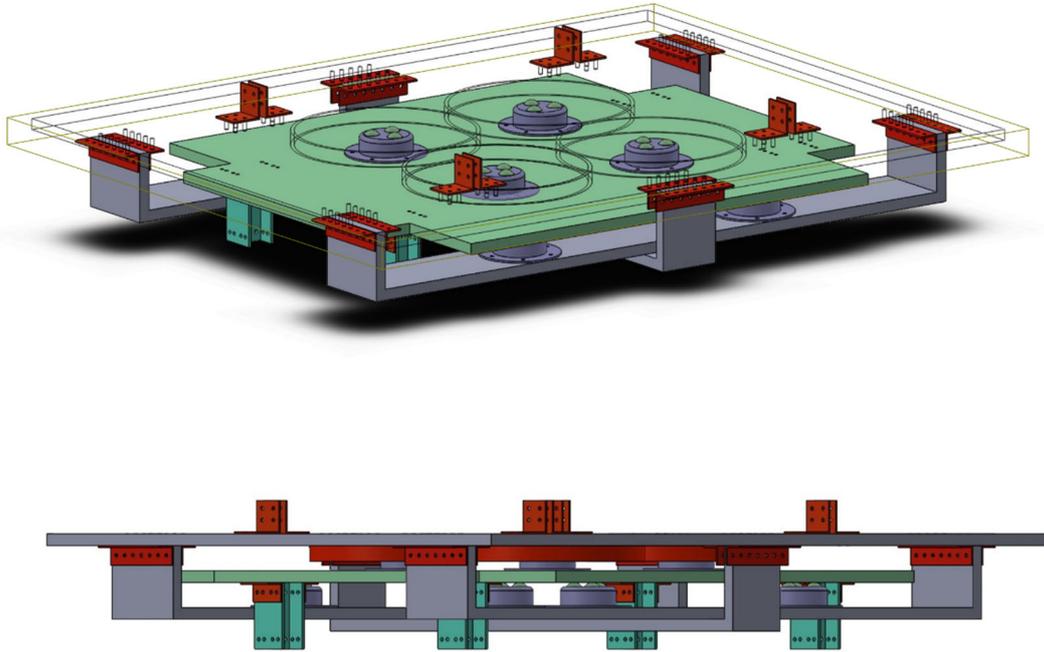


图 4.6 隔震层三维效果图

根据滚动隔震理论，隔震层除布置滚珠装置外，还需布置恢复力装置，一方面可以减少隔震层的位移，另一方面可在运动结束后将系统恢复到原始位置，同时还可有效防止运动过程中的扭转。

设计加入隔震层后整体结构周期在 1.2s 左右，即基础频率为 0.83Hz 左右。其中，根据周福霖^[98]等研究，由于抗震结构基础隔震体系具有上刚下柔的特点，故运动时，上部结构的第一振型方式的运动占有绝大成分。

故而根据公式可求得设计弹簧刚度：

$$K_b = \frac{M_b + \sum M_i}{\left(\frac{T_b}{2\pi}\right)^2} = \frac{1800}{\left(\frac{1.2}{2\pi}\right)^2} = 49348 N/m \approx 50000 N/m \quad (4.5)$$

其中，隔震结构与上部结构总质量最终将以实际加工称重为准，此式中为预估值。根据上述计算结果，设计两端各放置弹簧 2 根，每根弹簧尺寸为线径×外径×圈数 12mm×75mm×45，实物如图 4.4 (c) 所示，每根刚度根据实际拉力计测量为 21.5N/mm。弹簧通过钢绞线连接在固定支架和连接板之间，实际的隔震层整体图如图 4.7 所示。



图 4.7 隔震层整体实物图

(3) 试验装置安装

整个实验装置按图 4.8 进行安装，其中各数字表示分别为：1、限位环 2、滚珠装置组 3、承载托盘 4、地基底盘 5、防倾覆梁 6、振动台 7、液式惯容器 8、固定支架 9、刚接柱 10、85*85*80 角钢 11、50*50*220 角钢 12、50*50*100 角钢 13、50*50*50 角钢 14、上部框架 15、惯容器连接钢板 16、安装螺旋管固定圆筒的角钢 85*85*80 17、框架角钢梁 18、框架外部固定板

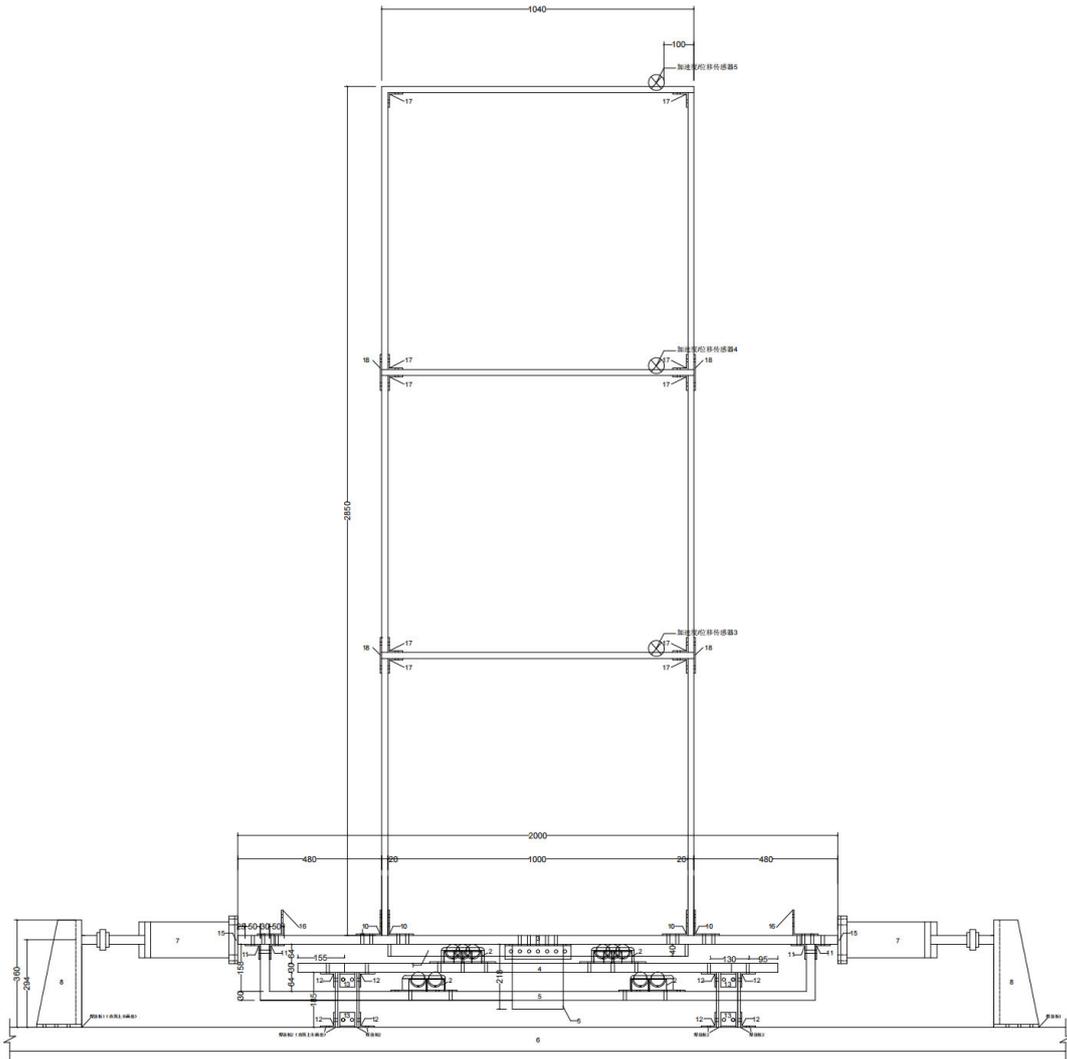
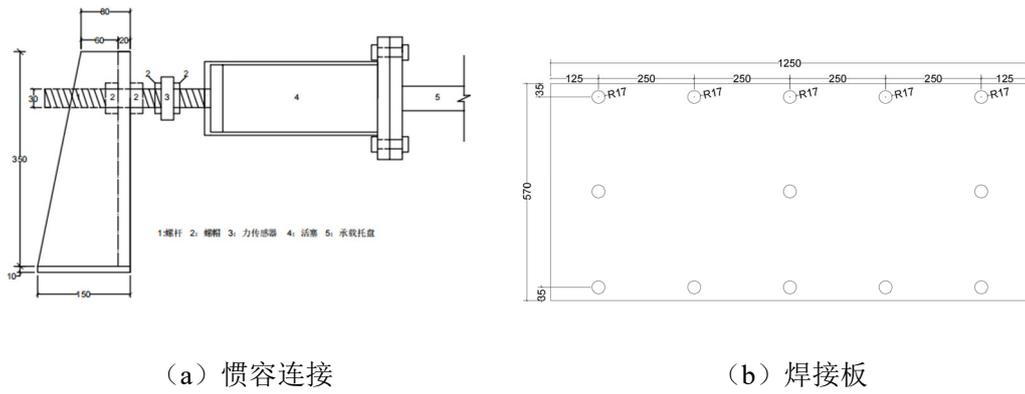


图 4.8 整体试验装置安装设计图

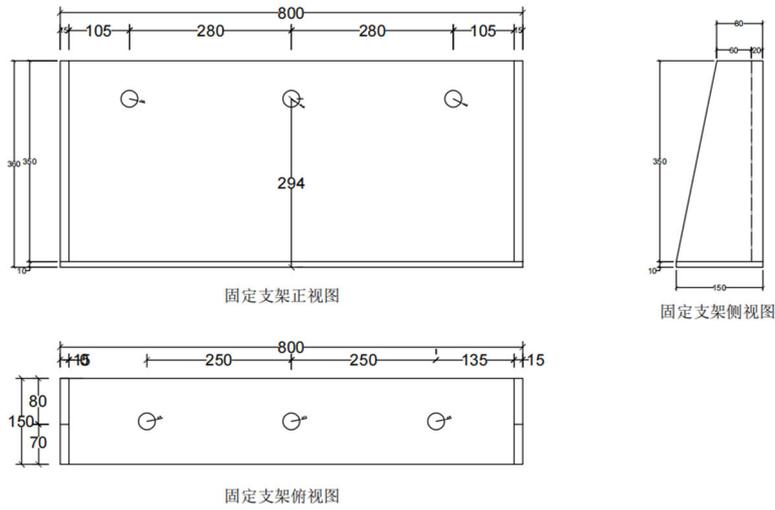
其中，惯容器通过一焊接在承载托盘侧面的钢板，用螺栓进行连接，另一端通过螺杆、转接筒等固结在固定支架上，如图 4.9 (a) 所示，固定支架设计图如图 4.10 所示。刚接柱上部通过角钢连接在地基底盘上，下部焊接在设计的焊接板上，焊接板通过螺栓与振动台铆接（螺栓 M30 间距 250），此外，液式惯容器固定支架也通过焊接与焊接板连接，焊接板共 4 个，具体尺寸如图 4.9 (b) 所示。其他角钢等细部图，如图 4.11 所示。



(a) 惯容连接

(b) 焊接板

图 4.9 装置连接细节设计图



固定支架正视图

固定支架侧视图

固定支架俯视图

图 4.10 固定支架设计图

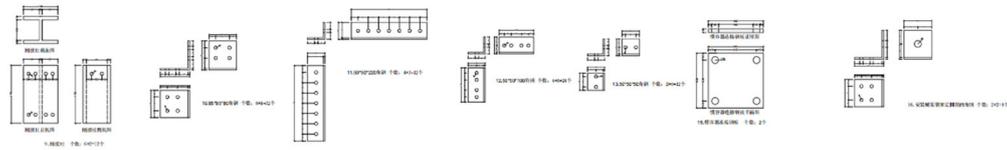


图 4.11 连接角钢等细部构件图

最终，整体试验装置实物图如图 4.12 所示。



图 4.12 试验装置整体实物图

4.1.3 试验设备及传感器布置

(1) 振动台参数及尺寸

本试验在河海大学江宁科学研究试验基地的“水利与土木工程结构试验中心”进行。该试验使用的是“模拟地震水下振动台试验系统”，当系统运行于无水工况时，可进行土木工程整体结构或构件模型试验，研究结构破坏机理或减隔震措施研究。该模拟地震振动台参数如下表 4.2 所示。试验数据采集使用 DEWETRON(德维创)采集系统，采样频率为 1000Hz。

表 4.2 模拟地震振动台各参数

台面尺寸	直径 5.75m 圆形台面
自由度数	3 向 6 自由度
频率范围	0.1~100Hz
最大载重	20 吨
位移	XY 向±150mm, Z 向±100mm
速度	XY 向±0.95m/s, Z 向±1.00m/s
满载加速度	XY 向±2.0g, Z 向±1.9g

(2) 传感器布置

传感器布置原则：(1)按试验目的布置传感器；(2)按计算假定布置传感器；(3)按预期试验结果布置传感器。考虑上述原则，本试验拟定设置 5 类传感器，分别是加速度计、位移计、力传感器、液体压力传感器、应变片。

主要的量测内容有：惯容器数据采集惯容器出力、螺旋管处压力；隔震层数据采集隔震层加速度反应及相对于振动台的位移反应；上部结构数据采集各层加

速度；防倾覆梁采集两端钢材应变。

传感器数量总计：位移传感器 5 个，加速度传感器 5 个，力传感器 2 个，液压传感器 2 个，应变片 12 个（布置在防倾覆梁两端，每处 X 向 Y 向各一个）。

各传感器具体型号参数如表 4.3 所示。

表 4.3 传感器型号参数

传感器类型	型号	最大量程	精度	数量
称重力传感器	HYLF-010	5t	0.03%	2
液压传感器	FK-P300	25Mpa	0.5%	2
加速度传感器	CA-YD-188	100ms ⁻²		5
拉线位移传感器	CF0550-500R	500mm	0.15%	5
应变片	---	---	---	12

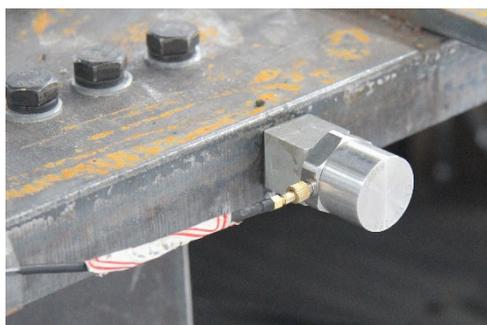
综上所述，传感器布置位置、通道及个数如表 4.4 所示，共 26 个通道。

表 4.4 传感器布置及通道

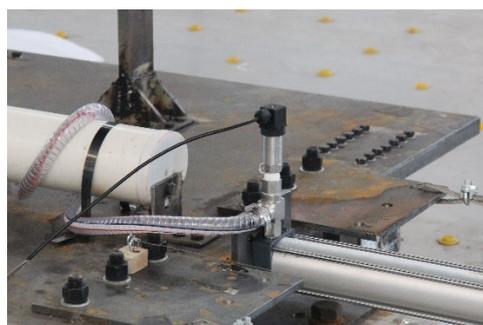
序号	通道号	传感器类型	传感器位置	单位
1	A1/1	加速度传感器	地基地板	ms ⁻²
2	A1/2	加速度传感器	承载托盘	ms ⁻²
3	A1/3	加速度传感器	一层顶部	ms ⁻²
4	A1/4	加速度传感器	二层顶部	ms ⁻²
5	A1/5	加速度传感器	三层顶部	ms ⁻²
6	A1/6	液压传感器	南	Mpa
7	A1/7	液压传感器	北	Mpa
8	A7/6	应变	水平向	微应变
9	A7/7	应变	垂直向	微应变
10	A7/8	应变	水平向	微应变
11	A8/1	应变	垂直向	微应变
12	A8/2	应变	水平向	微应变
13	A8/3	应变	垂直向	微应变
14	A8/4	应变	水平向	微应变
15	A8/5	应变	垂直向	微应变
16	A8/6	应变	水平向	微应变
17	A8/7	应变	垂直向	微应变
18	A8/8	应变	水平向	微应变
19	A9/1	应变	垂直向	微应变
20	A9/2	位移传感器	地基地板	mm
21	A9/3	位移传感器	承载托盘	mm
22	A9/4	位移传感器	一层顶部	mm
23	A9/5	位移传感器	二层顶部	mm
24	A9/6	位移传感器	三层顶部	mm
25	A9/7	力传感器	南	电压信号
26	A9/8	力传感器	北	电压信号

其中，加速度传感器粘贴在每层楼板侧面，如图 4.13 (a) 所示；液压传感器安装在两端螺旋管进口，如图 4.13 (b) 所示；应变片从靠近控制室一侧贴面，沿逆时针以此，共计 6 个位置，每个位置 X 向 Y 向各一个，如图 4.13 (c) 所示；力传感器通过螺母一端固定在固定支架上，测量液压缸活塞出力，如图 4.13 (d) 所示；位移传感器通过一大型支架固定在振动台外侧进行拉线，每层各设有一个，如图 4.13 (e) 所示。

综上，整体传感器布置实物图如图 4.14 所示。



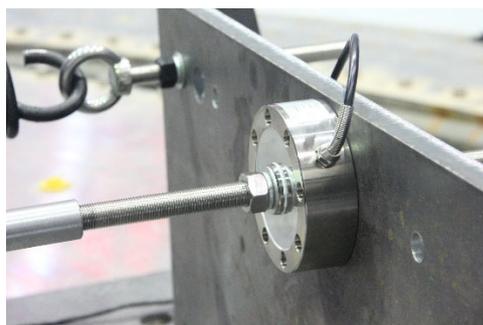
(a) 加速度传感器



(b) 液压传感器



(c) 应变片



(d) 力传感器



(e) 位移传感器

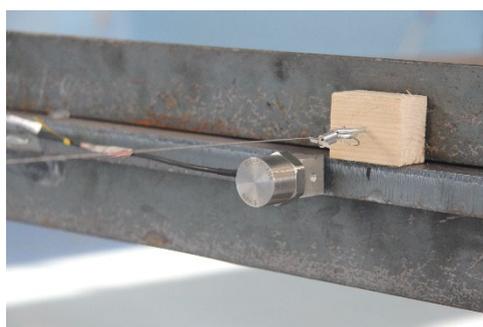


图 4.13 各类型传感器细节图

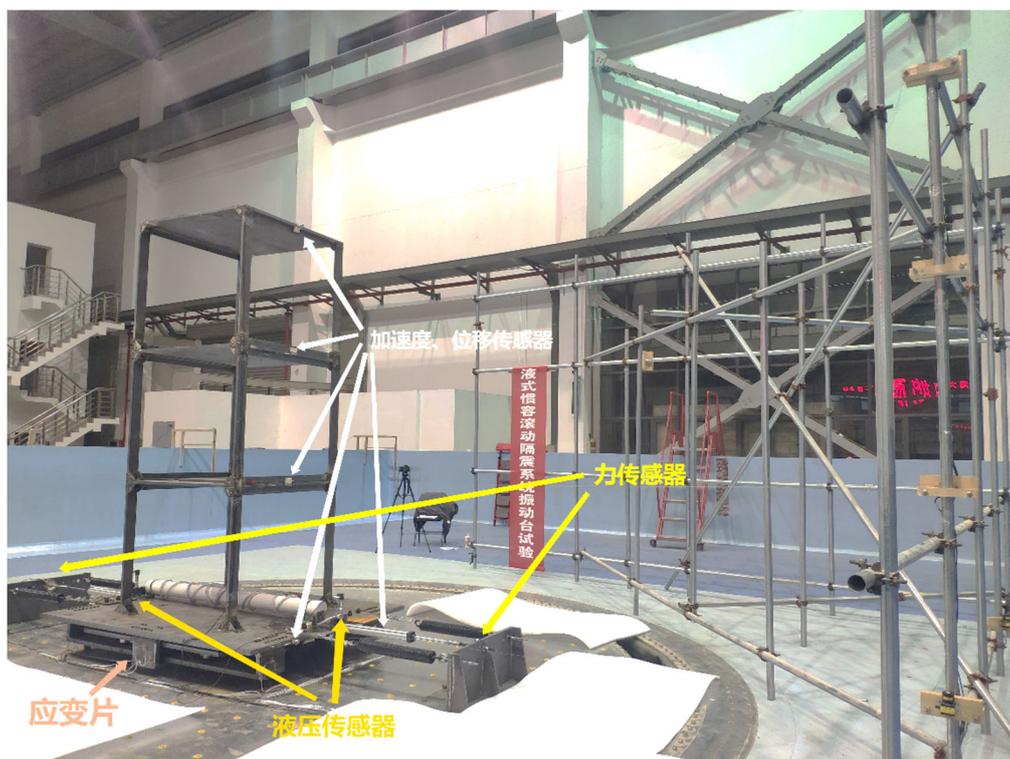


图 4.14 传感器布置整体图

4.1.4 试验方案及地震波选取

(1) 试验过程简述

首先，采用白噪声对其进行扫频。其次，在弹性范围内，输入加速度幅值从小到大依次增加。在试验过程中，采集模型结构不同部位的加速度、位移和应变等数据，并根据采集结果分析模型结构的地震响应。全程采用单向激励。

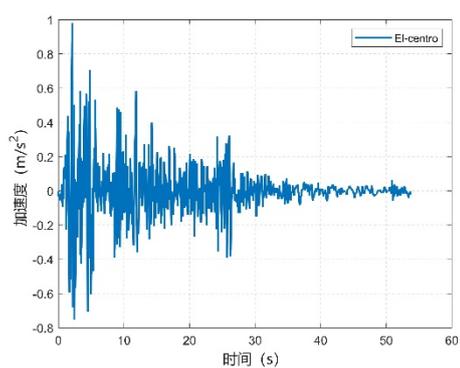
(2) 地震波选取

本次试验根据试验目的及条件，选取近场远场地震波各 3 条，近远场地震波根据断层距 20m 划分。根据振动台水平最大位移限制、传感器量程以及现场防倒塌要求，确定地震输入峰值加速度控制在 0.05g~0.2g，均为单向激励。6 条地震波激励的具体信息如表 4.5 所示，其加速度时程如图 4.15 所示(调幅为 0.10g)，傅里叶幅值谱如图 4.16 所示，可见能量基本均集中于 0-5Hz，反应谱如图 4.17 所示。由图可知，各条波具有不同频谱特性，通过不同主频不同能量强度分布的近远场地震波的输入，研究不同地震动激励输入对隔震结构减震效果的影响。

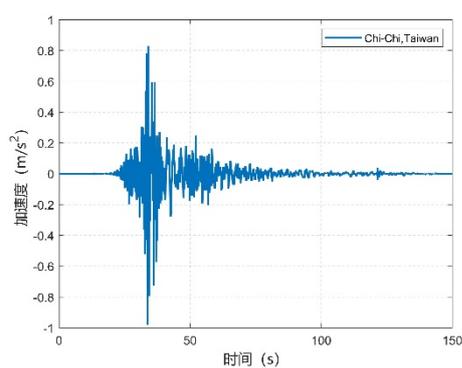
表 4.5 6 条地震波激励信息

序	地震事件	台站	震级	断层距	激励	激励输入
---	------	----	----	-----	----	------

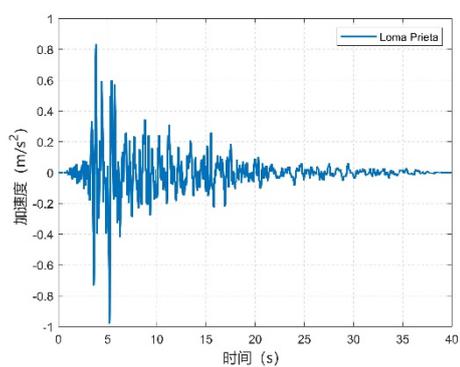
号				(m)	类型	时间间隔
1	Imperial Valley-06	El-centro	6.9	16.9	近场	0.02
2	Chi-Chi, Taiwan	CHY006	7.62	9.76	近场	0.004
3	Loma Prieta	Ulcinj-Hotel Olimpic	6.93	10.97	近场	0.005
4	Tabas, Iran	Conegliano	7.35	28.79	远场	0.02
5	Livermore-01	Tracy-Sewage Treatm Plant	5.80	53.82	远场	0.005
6	San Fernando	Cedar Springs, Allen Ranch	6.61	89.72	远场	0.01



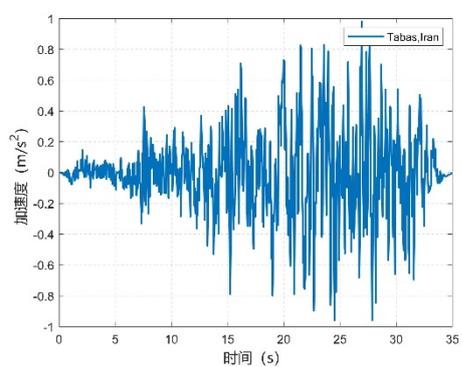
(a) El-centro



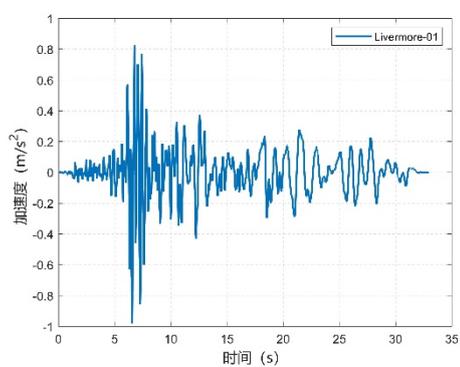
(b) Chi-Chi



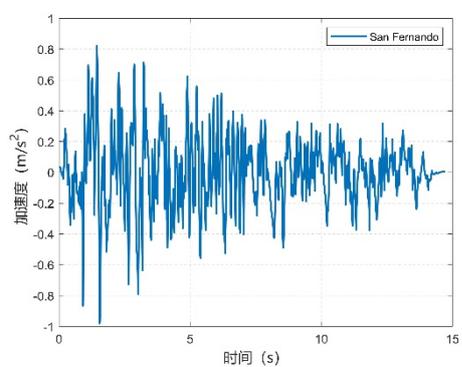
(c) Loma Prieta



(d) Tabas

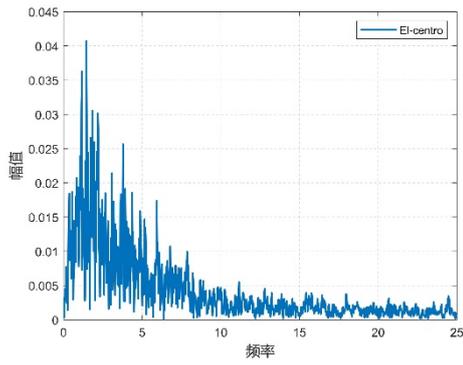


(e) Livermore-01

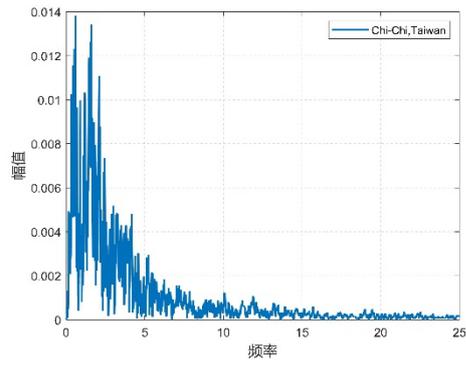


(f) San Fernando

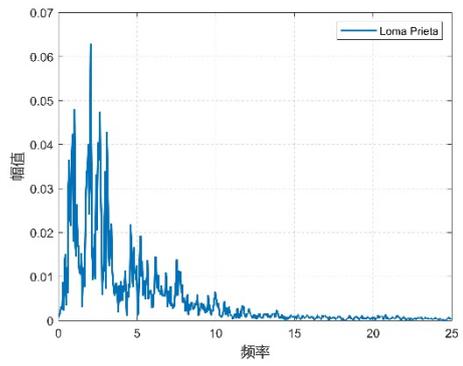
图 4.15 输入激励的加速度时程图



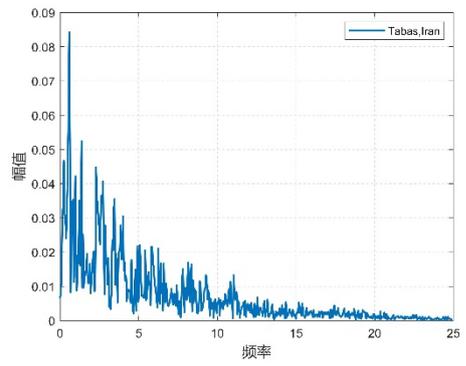
(a) El-centro



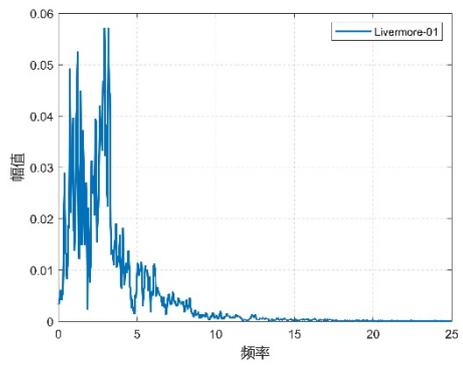
(b) Chi-Chi



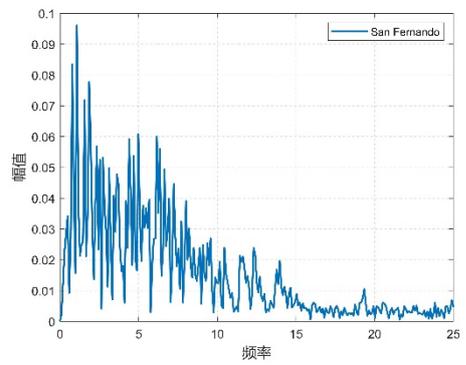
(c) Loma Prieta



(d) Tabas



(e) Livermore-01



(f) San Fernando

图 4.16 输入激励的加速度傅里叶幅值谱

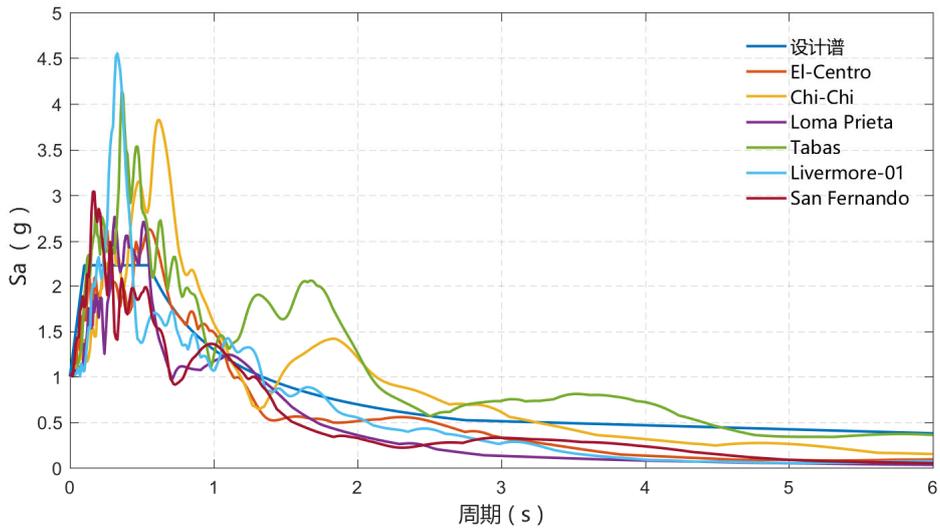


图 4.17 输入激励的反应谱

4.2 地震动激励下无控结构响应分析

4.2.1 目的及试验工况

在进行液式惯容滚动隔震混合控制分析之前,先进行原始上部框架无控结构在地震动激励下的响应分析。该节试验主要为后续进行时程对比提供依据,具体分析位移、加速度等指标在时域范围的变化,同时可根据试验数据,对上部原始框架无控结构的参数进行识别得到实际层间刚度及阻尼,同时得到结构的动力特性。

针对以上试验目的,本节原始上部框架无控结构的试验工况如下表 4.6 所示:

表 4.6 无控结构试验工况

序号	工况	地震动类型	地震激励	地震输入值
1	WN-1		白噪声	0.05g
2	FB-F8-NF-764	近场	Loma Prieta	0.05g
3	FB-F8-FF-59	远场	San Fernando	0.05g
4	FB-B8-NF-764	近场	Loma Prieta	0.10g
5	FB-B8-FF-59	远场	San Fernando	0.10g

需要说明的是,由于无控结构并不是本实验的重点研究对象,主要目的是为了对上部无控结构实际参数进行识别,以便后续隔震结构及混合控制系统的综合分析,故而仅选择近场和远场各一条波,进行 5 组工况。

4.2.2 加速度响应

计算各工况下顶层加速度和相对加速度响应如下表 4.7 所示,可以看到近场地震动响应均大于远场地震动响应。

表 4.7 无控结构顶层加速度响应

地震激励	PGA (g)	顶层加速度 (m/s^2)		顶层相对加速度 (m/s^2)	
		最大幅值	均方根值	最大幅值	均方根值
Loma Prieta	0.05g	2.3448	0.7306	2.2567	0.6952
	0.10g	4.8139	1.4214	4.7865	1.3634
San Fernando	0.05g	1.6409	0.4515	1.5591	0.4072
	0.10g	3.3682	0.8741	3.2783	0.7999

选取 0.10g 工况下,两条波的时程曲线进行分别绘制,如图 4.18 所示,可以发现,结构在近场地震动激励作用下,响应更大。

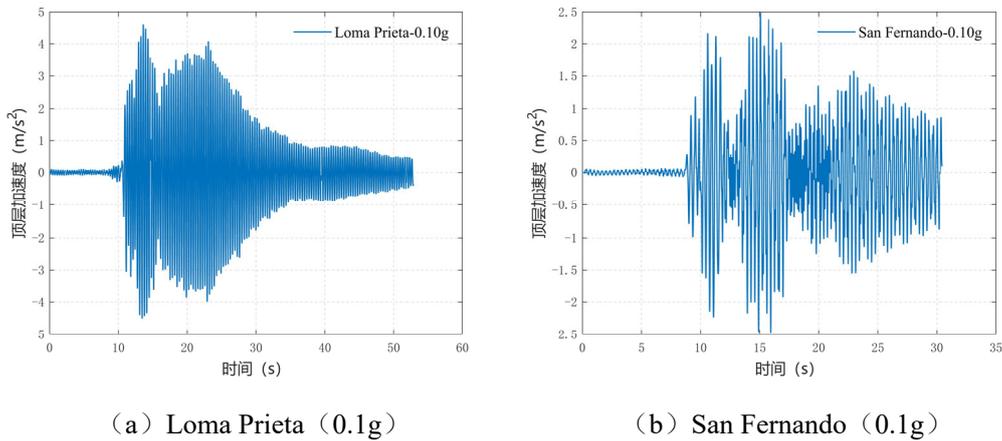


图 4.18 无控结构顶层加速度响应

4.2.3 位移响应

计算各工况下顶层位移和顶层层间相对位移如下表 4.8 所示,同样可以看到近场地震动响应均大于远场地震动响应。

表 4.8 无控结构顶层位移响应

地震激励	PGA (g)	顶层位移 (mm)		顶层层间相对位移 (mm)	
		最大幅值	均方根值	最大幅值	均方根值
Loma Prieta	0.05g	9.8970	1.6898	2.3513	0.5174
	0.10g	20.6899	4.0739	4.1033	1.0775
San Fernando	0.05g	5.4927	1.3493	1.3720	0.3776
	0.10g	11.7251	2.8559	2.4556	0.6420

选取 0.10g 工况下,两条波的时程曲线进行分别绘制,如 (a) Loma Prieta (0.1g)

(b) San Fernando (0.1g)

图 4.19 所示，可以发现，结构在近场地震动激励作用下，响应更大。

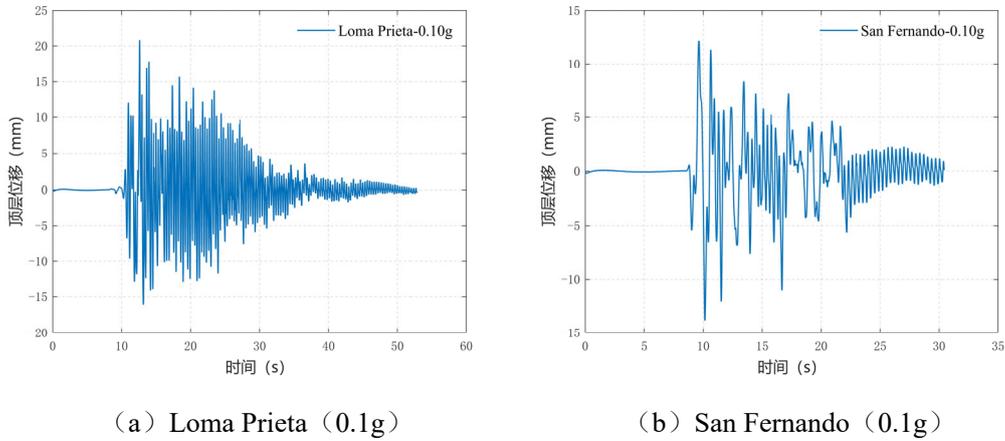


图 4.19 无控结构顶层位移响应

4.2.4 实际结构参数识别

本节采用差分进化算法 (Differential Evolution, DE) 对上部结构无控结构的刚度及阻尼进行识别。差分进化算法^[99]本质是一种多目标 (连续变量) 优化算法 (MOEAs)，用于求解多维空间中整体最优解，它与遗传算法非常类似，都包括变异、杂交和选择操作，是一种高效的全局优化算法。首先通过编码生成初始种群个体，在 DE 算法寻优的过程中，从父代个体间选择两个个体进行向量做差生成差分矢量；其次，选择另外一个个体与差分矢量求和生成实验个体；然后，对父代个体与相应的实验个体进行交叉操作，生成新的子代个体；最后在父代个体和子代个体之间进行选择操作，将符合要求的个体保存到下一代群体中去。

具体流程可描述为：

STEP 1: 确定差分进化算法控制参数，确定适应度函数。差分进化算法控制参数包括：种群大小 NP、缩放因子 F 与杂交概率 CR。；

STEP 2: 随机产生初始种群；

STEP 3: 对初始种群进行评价，即计算初始种群中每个个体的适应度值；

STEP 4: 判断是否达到终止条件或进化代数达到最大。若是，则终止进化，将得到最佳个体作为最优解输出；若否，继续；

STEP 5: 进行变异和交叉操作，得到中间种群；

STEP 6: 在原种群和中间种群中选择个体，得到新一代种群；

STEP 7: 进化代数 $g=g+1$ ，转步骤 STEP 4。

需要说明的是，种群规模 (NP) 主要反映算法中种群信息量的大小，NP 值

越大种群信息包含的越丰富，但是带来的后果就是计算量变大，不利于求解。缩放因子（F）主要影响算法的全局寻优能力，F 越小，算法对局部的搜索能力更好，F 越大算法越能跳出局部极小点，但是收敛速度会变慢。交叉概率（CR）主要反映的是在交叉的过程中，子代与父代、中间变异体之间交换信息量的大小程度。CR 的值越大，信息量交换的程度越大。反之，如果 CR 的值偏小，将会使种群的多样性快速减小，不利于全局寻优。

以上述各工况底部加速度作为输入，设置 NP=30，CR=0.85，F=0.8，最终识别得到上部无控结构层间刚度平均值为 $k_s = 466740 N/m$ ，阻尼比约为 0.015，主要误差来源为制作误差。

对无控结构进行频谱分析，在工况白噪声激励下，对其顶层加速度进行傅里叶变换，得到顶层加速度频谱，如图 4.20 所示，可以发现结构的第一阶频率约为 3Hz，与前文设计值相等。

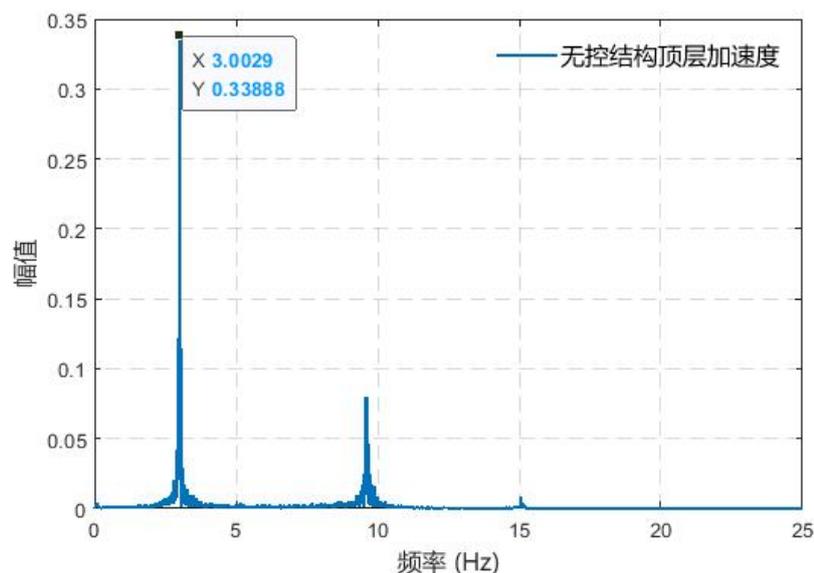


图 4.20 无控结构白噪声顶层加速度频谱

4.3 地震动激励下隔震结构响应分析

4.3.1 目的及试验工况

为研究滚动隔震结构特性，并与后续混合隔震结构的响应效果形成对比研究，本节进行滚动隔震结构在地震动激励下的响应分析，具体分析位移、加速度等指标在时域范围的变化，且研究在近场和远场不同地震动激励下的响应特性。

本节滚动隔震结构的试验工况如下表 4.9 所示，为保证试验安全性以及试验

过程中始终处于弹性状态，地震输入调幅分别选取 0.05g、0.1g、0.2g，每种情况下近场和远场各选三条波，且每组相同调幅工况结束后，均需要进行一次白噪声激励，共 21 组工况。

表 4.9 滚动隔震试验工况

序号	工况	地震动类型	地震激励	地震输入值
1	WN-2			白噪声
2	BIS-F8-NF-EL	近场	El-centro	0.05g
3	BIS-F8-NF-CC		Chi-Chi	0.05g
4	BIS-F8-NF-764		Loma Prieta	0.05g
5	BIS-F8-FF-138	远场	Tabas, Iran	0.05g
6	BIS-F8-FF-216		Livermore-01	0.05g
7	BIS-F8-FF-59		San Fernando	0.05g
8	WN-3		白噪声	0.05g
9	BIS-B8-NF-EL	近场	El-centro	0.10g
10	BIS-B8-NF-CC		Chi-Chi	0.10g
11	BIS-B8-NF-764		Loma Prieta	0.10g
12	BIS-B8-FF-138	远场	Tabas, Iran	0.10g
13	BIS-B8-FF-216		Livermore-01	0.10g
14	BIS-B8-FF-59		San Fernando	0.10g
15	WN-4		白噪声	0.05g
16	BIS-R8-NF-EL	近场	El-centro	0.20g
17	BIS-R8-NF-CC		Chi-Chi	0.20g
18	BIS-R8-NF-764		Loma Prieta	0.20g
19	BIS-R8-FF-138	远场	Tabas, Iran	0.20g
20	BIS-R8-FF-216		Livermore-01	0.20g
21	BIS-R8-FF-59		San Fernando	0.20g

4.3.2 加速度响应

计算各工况下顶层加速度和相对加速度响应如下表 4.10 所示。

表 4.10 隔震结构顶层加速度响应

激励类型	地震激励	PGA (g)	顶层加速度 (m/s ²)		顶层相对加速度 (m/s ²)	
			最大幅值	均方根值	最大幅值	均方根值
近场	El-centro	0.05g	0.8267	0.1120	0.7874	0.0888
		0.10g	1.9340	0.2306	1.6477	0.1761
		0.20g	2.8240	0.4364	2.5404	0.3122
	Chi-Chi	0.05g	0.7887	0.0792	0.6886	0.0646
		0.10g	2.1616	0.1523	2.0263	0.1209
		0.20g	3.7332	0.2704	3.5722	0.2137
	Loma Prieta	0.05g	0.6304	0.1115	0.6295	0.0873
		0.10g	1.1816	0.1692	1.1197	0.1348

		0.20g	2.4973	0.2796	1.6646	0.2118
远场	Tabas, Iran	0.05g	0.8741	0.1898	0.7557	0.1523
		0.10g	1.5459	0.2907	1.2827	0.2280
		0.20g	3.4513	0.6426	2.9076	0.4777
	Livermore-01	0.05g	0.7385	0.1160	0.7078	0.0903
		0.10g	1.8126	0.2445	1.7795	0.2034
		0.20g	3.2643	0.5342	2.8112	0.4188
	San Fernando	0.05g	0.8682	0.1677	0.7722	0.1336
		0.10g	1.2332	0.2098	1.1262	0.1584
		0.20g	2.3171	0.5853	2.1781	0.4402

选取各条波 0.20g 工况下, 顶层加速度时程曲线进行分别绘制, 如图 4.21 所示, 可以发现隔震结构加速度响应与不同波自身特性有关, 具有特例性, 与不同地震波的频率相关, 也可能是结构的实际刚度频率等特性与理想设计不同有关。

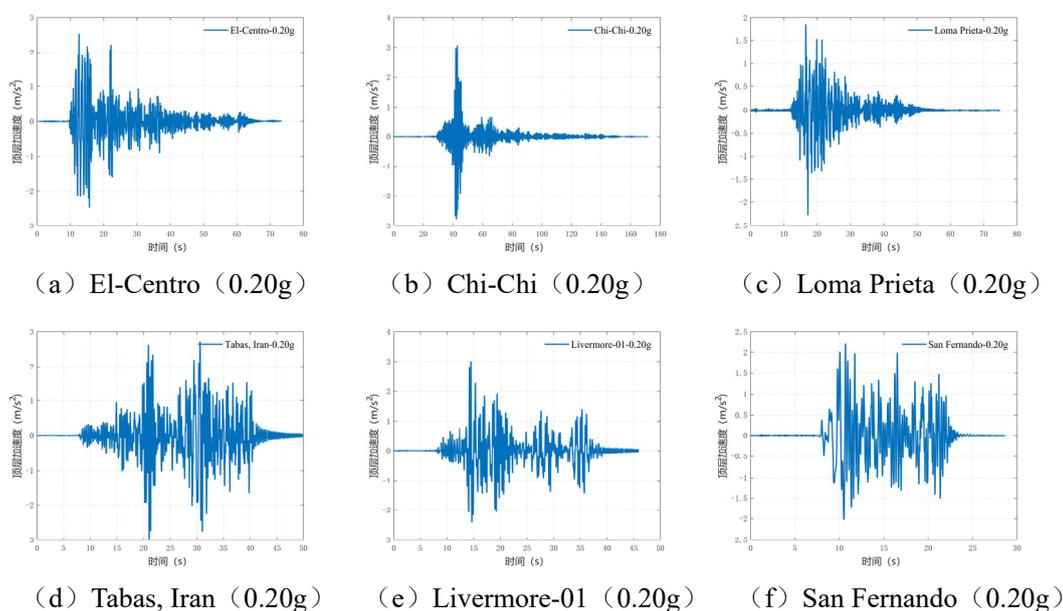


图 4.21 隔震结构顶层加速度响应

计算各 PGA 调幅下, 近场和远场顶层加速度响应统计值的平均值, 如表 4.11 所示, 可以发现, 远场地震动下结构响应均小于近场地震动。

表 4.11 隔震结构顶层加速度响应平均值

PGA (g)	地震动类型	顶层加速度最大幅值 (m/s ²)	顶层相对加速度最大幅值 (m/s ²)
0.05g	近场	0.7486	0.7218
	远场	0.7269	0.7052
0.10g	近场	1.7590	1.5979
	远场	1.5305	1.3961
0.20g	近场	3.0182	2.6324
	远场	3.0109	2.5923

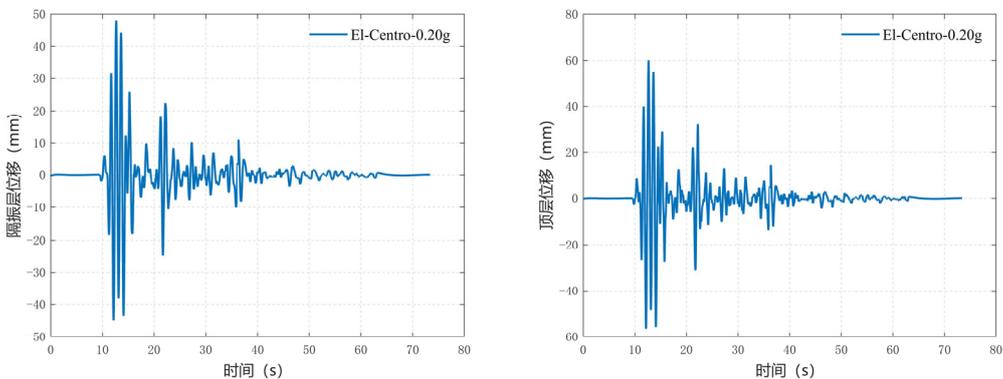
4.3.3 位移响应

计算各工况下隔震层位移和顶层位移如下表 4.12 所示。

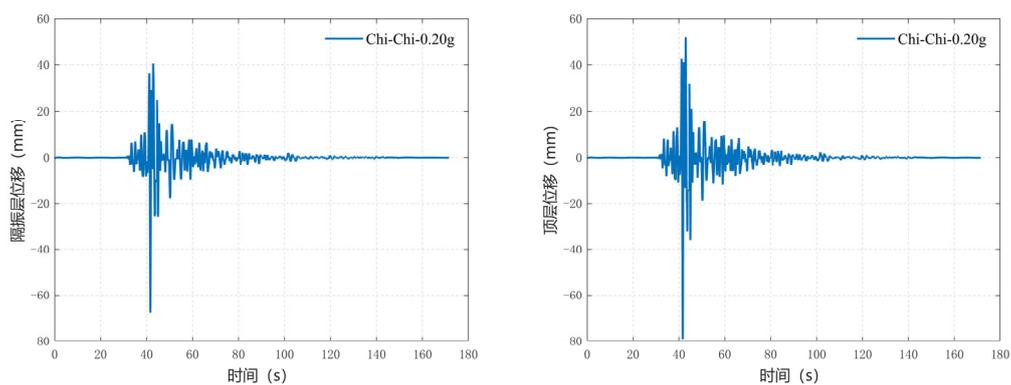
表 4.12 隔震结构隔震层和顶层位移响应

激励类型	地震激励	PGA (g)	隔震层位移 (mm)		顶层位移 (mm)	
			最大幅值	均方根值	最大幅值	均方根值
近场	El-centro	0.05g	6.5097	0.8958	8.6663	1.1184
		0.10g	23.1746	3.1989	29.8392	3.9702
		0.20g	48.4244	7.0977	61.1244	8.6390
	Chi-Chi	0.05g	9.9109	0.8060	11.7155	0.9550
		0.10g	28.8619	2.0825	36.5371	2.4261
		0.20g	65.2332	4.7691	79.8441	5.5339
	Loma Prieta	0.05g	7.5794	0.9646	8.8412	1.1708
		0.10g	17.1943	2.3381	20.4835	2.7809
		0.20g	47.6215	5.9200	55.4302	6.7970
远场	Tabas, Iran	0.05g	10.2834	2.1482	12.1313	2.5009
		0.10g	23.7822	5.2244	30.4246	6.0345
		0.20g	57.8912	13.4458	71.6417	15.3038
	Livermore-01	0.05g	5.2849	1.1801	6.5047	1.4126
		0.10g	15.8318	3.5627	22.8108	4.2688
		0.20g	41.7752	10.3257	56.1749	12.1219
	San Fernando	0.05g	5.7583	1.1550	7.3459	1.4443
		0.10g	17.5198	3.4031	21.6645	4.1073
		0.20g	43.2888	9.4939	53.7666	11.1960

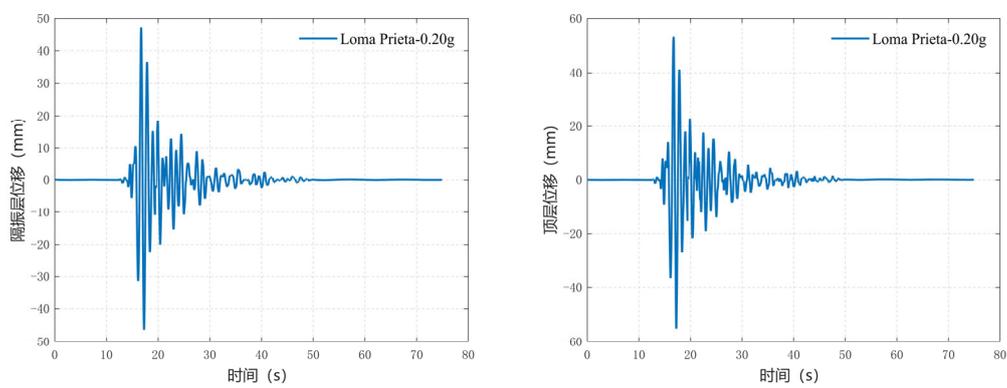
选取各条波 0.20g 工况下，隔震层和顶层位移时程曲线进行分别绘制，如图 4.22 所示，可以发现由于不同波特性和不同波特性不同，响应各不相同，没有一定的规律性，但总体来说远场地震动响应略低于近场地震动。



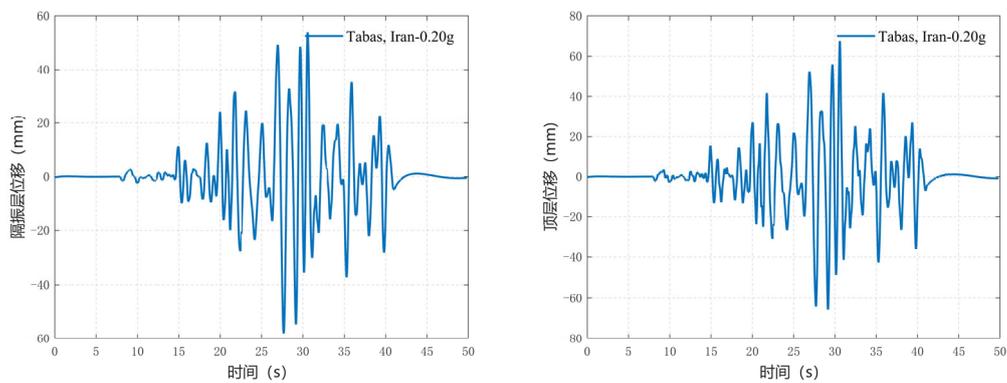
(a) El-Centro (0.20g)



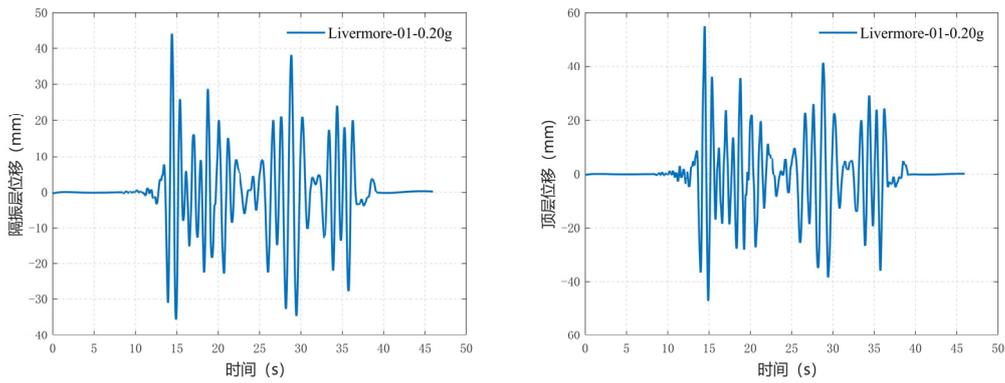
(b) Chi-Chi (0.20g)



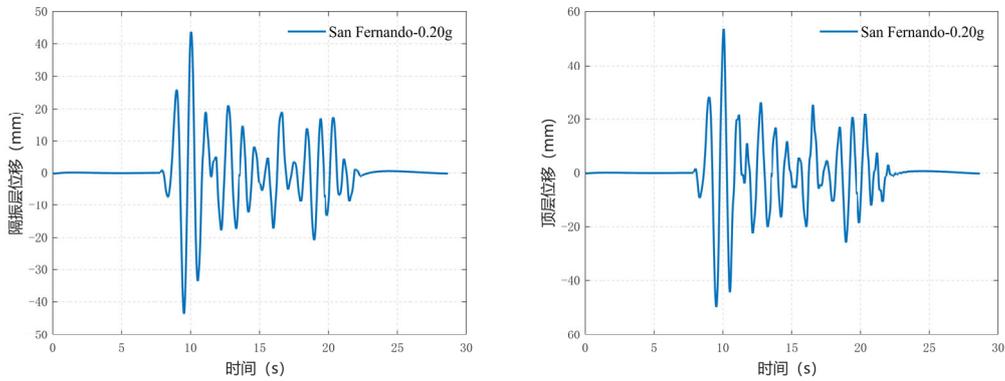
(c) Loma Prieta (0.20g)



(d) Tabas, Iran (0.20g)



(e) Livermore-01 (0.20g)



(f) San Fernando (0.20g)

图 4.22 隔震结构位移响应

计算各 PGA 调幅下,近场和远场隔震层位移响应统计值的平均值,如表 4.13 所示,可以发现,远场地震动下结构响应均小于近场地震动。

表 4.13 隔震结构位移响应平均值

PGA (g)	地震动类型	隔震层位移最大幅值 (mm)	顶层位移最大幅值 (mm)
0.05g	近场	8.0000	9.7410
	远场	7.1089	8.6606
0.10g	近场	23.0769	28.9533
	远场	19.0446	24.9666
0.20g	近场	53.7597	65.4663
	远场	47.6517	60.5277

4.3.4 防倾覆梁分析

根据应变片测得的数据,计算在各工况下防倾覆梁两端的受力最大值,如表

4.14 所示。其中，横向防倾覆梁 2 条，竖向防倾覆梁 1 条。

表 4.14 防倾覆梁受力情况（单位：N）

工况	横向防倾覆梁 1		横向防倾覆梁 2		竖向防倾覆梁	
	北	南	北	南	东	西
BIS-F8-NF-EL	99.63	153.47	224.20	125.02	168.03	153.64
BIS-F8-NF-CC	133.07	367.69	267.83	173.13	293.90	240.82
BIS-F8-NF-764	82.07	112.87	81.53	114.20	159.36	166.18
BIS-F8-FF-138	149.14	190.10	208.60	312.40	330.69	255.20
BIS-F8-FF-216	109.15	164.32	97.42	126.50	205.82	209.31
BIS-F8-FF-59	85.54	159.31	92.23	125.83	115.34	108.94
BIS-B8-NF-EL	178.90	510.89	1463.63	649.85	378.79	549.07
BIS-B8-NF-CC	265.85	526.52	1328.69	617.12	462.65	686.14
BIS-B8-NF-764	157.85	229.45	116.61	158.50	257.90	272.64
BIS-B8-FF-138	290.93	410.44	215.73	385.65	386.02	315.88
BIS-B8-FF-216	277.60	406.11	596.35	358.28	549.60	389.39
BIS-B8-FF-59	212.88	240.69	373.58	264.78	310.89	329.42
BIS-R8-NF-EL	427.49	713.84	3015.64	3318.36	882.99	1568.40
BIS-R8-NF-CC	512.77	622.15	2320.05	5175.81	1103.81	3169.95
BIS-R8-NF-764	180.99	451.28	935.02	630.68	106.32	544.83
BIS-R8-FF-138	274.12	585.24	2469.20	3249.42	828.34	1873.92
BIS-R8-FF-216	841.02	565.76	2240.11	2189.07	659.96	1641.30
BIS-R8-FF-59	214.28	493.37	955.47	1132.19	348.18	911.29

由上表可发现，各工况下，各条防倾覆梁两端力均相差较大，但在实际试验现场，并未发现明显的结构倾覆现象，从而可以得到结论，该防倾覆梁可以较好地防止结构倾覆，该防倾覆滚动隔震结构防倾覆能力较强。

4.3.5 隔震结构性能分析

为评价控制效果，通过顶层加速度响应的最大幅值和均方根值以及顶层相对层间位移响应的最大幅值和均方根值来评价滚动隔震结构的减震效果，其中最大幅值反应某一时刻结构响应，均方根值反应整个振动周期结构响应。

现引入减震率的概念，定义如下：

$$R_{a,\max/\text{rms}} = \frac{X_0 - X_{BIS}}{X_0} \times 100\% \quad (4.6)$$

$$R_{\Delta x,\max/\text{rms}} = \frac{X_0 - X_{BIS}}{X_0} \times 100\%$$

式中， R_a 、 $R_{\Delta x}$ 分别表示顶层加速度减震率和顶层相对层间位移减震率，其中 max 代表峰值减震率，rms 代表均方根值减震率。 X_0 、 X_{BIS} 分别表示无控结构

和隔震结构工况下的对应顶层加速度或顶相对层间位移的最大值或均方根值。可以判定，减震率为正，说明有减震效果；反之，则没有减震效果。

选取与无控结构对应的 Loma Prieta 和 San Fernando 两条波的同地震动输入幅值的工况，分别计算顶层加速度减震率和顶层相对层间位移减震率，如表 4.15 所示。

表 4.15 隔震结构顶层加速度及层间位移响应减震率

地震激励	PGA (g)	顶层加速度减震率		顶层相对层间位移减震率	
		最大幅值 $R_{a,max}$	均方根值 $R_{a,rms}$	最大幅值 $R_{\Delta x,max}$	均方根值 $R_{\Delta x,rms}$
Loma Prieta	0.05g	73.12%	84.73%	66.72%	58.85%
	0.10g	75.46%	88.10%	69.37%	77.29%
San Fernando	0.05g	47.09%	62.87%	36.35%	33.61%
	0.10g	63.39%	76.00%	48.06%	62.65%

由上表可得以下结论：

(1) 该滚动隔震结构减震性能优良，可大幅降低结构的位移响应和加速度响应。

(2) 无论在近场还是远场地震动激励下，随着地震激励输入幅值（PGA）的增大，隔震结构的减震效果都越好。

(3) 在近场、远场不同类型地震动激励下，隔震结构在近场脉冲地震波的工况下减震率较好，即隔震结构在近场脉冲地震动下能更好的发挥性能，减震率平均达到 70%左右，这主要是由于实际试验结构参数与设计存在偏差，而通过频谱可以发现，在低于 1Hz 的情况下，San Fernando 波存在部分频率段比 Loma Prieta 波能量大，使得隔震结构在 San Fernando 波反而响应更大，即减震率低于 Loma Prieta 波，结构自身频率与地震波频谱不匹配导致该试验存在偶然性，后续可增加工况，补充实验。从而也可得到结论，地震波的频谱分布与最大脉冲周期均是影响隔震结构动力响应的重要因素。

以 PGA=0.10g 的 San Fernando 波为例，绘制无控结构和隔震结构的顶层加速度以及相对层间位移时程对比图，如图 4.23 所示，可见滚动隔震结构控制效果优异。

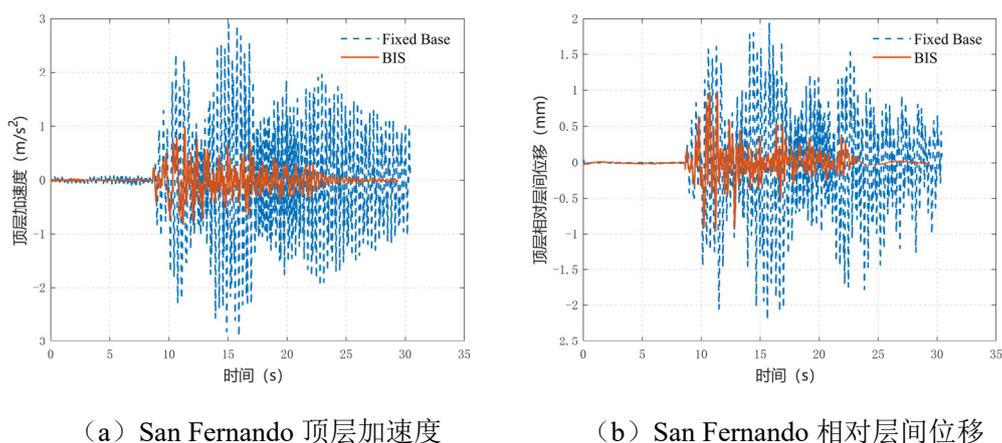


图 4.23 无控-隔震结构响应时程对比图

4.4 地震动激励下液式惯容混合控制结构响应分析

4.4.1 目的及试验工况

本节进行地震动激励作用下液式惯容混合控制结构的响应分析。通过地震动激励下添加液式惯容器的隔震结构的响应与纯隔震结构的对比明确液式惯容器的工作性能，具体分析位移、加速度等指标在时域范围的变化，计算其减震率，同时研究在近场和远场不同地震动激励下的混合控制结构的响应特性。

本节混合控制结构的试验工况如下表 4.16 所示，为保证试验安全性以及试验过程中始终处于弹性状态，地震输入调幅分别选取 0.05g、0.1g、0.2g，每种情况下近场和远场各选三条波，且每组相同调幅工况结束后，均需要进行一次白噪声激励，共 21 组工况。

其中液式惯容器尺寸由第三章可确定为：液压缸半径 $r_1 = 31.5\text{mm}$ ，螺旋管半径 $r_2 = 5\text{mm}$ ，螺旋管长度 $l = 6\text{m}$ 。

表 4.16 液式惯容混合控制结构试验工况

序号	工况	地震动类型	地震激励	地震输入值
1	WN-5			白噪声
2	FID-F8-NF-EL	近场	El-centro	0.05g
3	FID-F8-NF-CC		Chi-Chi	0.05g
4	FID-F8-NF-764		Loma Prieta	0.05g
5	FID-F8-FF-138	远场	Tabas, Iran	0.05g
6	FID-F8-FF-216		Livermore-01	0.05g
7	FID-F8-FF-59		San Fernando	0.05g
8	WN-6		白噪声	0.05g

9	FID-B8-NF-EL	近场	El-centro	0.10g
10	FID-B8-NF-CC		Chi-Chi	0.10g
11	FID-B8-NF-764		Loma Prieta	0.10g
12	FID-B8-FF-138	远场	Tabas, Iran	0.10g
13	FID-B8-FF-216		Livermore-01	0.10g
14	FID-B8-FF-59		San Fernando	0.10g
15	WN-7		白噪声	0.05g
16	FID-R8-NF-EL	近场	El-centro	0.20g
17	FID-R8-NF-CC		Chi-Chi	0.20g
18	FID-R8-NF-764		Loma Prieta	0.20g
19	FID-R8-FF-138	远场	Tabas, Iran	0.20g
20	FID-R8-FF-216		Livermore-01	0.20g
21	FID-R8-FF-59		San Fernando	0.20g

4.4.2 加速度响应

计算各工况下顶层加速度和相对加速度响应如下表 4.17 所示，可以看到在近场地震动激励下，加速度响应普遍大于远场地震动激励。

表 4.17 混合控制结构顶层加速度响应

激励类型	地震激励	PGA (g)	顶层加速度 (m/s ²)		顶层相对加速度 (m/s ²)	
			最大幅值	均方根值	最大幅值	均方根值
近场	El-centro	0.05g	0.6519	0.1281	0.6398	0.1049
		0.10g	1.7734	0.2488	1.7164	0.2015
		0.20g	4.9909	0.5627	4.5049	0.4524
	Chi-Chi	0.05g	0.8369	0.0891	0.8083	0.0733
		0.10g	2.1619	0.1635	1.9725	0.1289
		0.20g	6.6215	0.2825	6.4391	0.2448
	Loma Prieta	0.05g	0.7286	0.1212	0.7076	0.0990
		0.10g	1.4096	0.1807	1.3343	0.1424
		0.20g	2.3727	0.2927	1.8320	0.2301
远场	Tabas, Iran	0.05g	1.1222	0.1952	1.0684	0.1587
		0.10g	1.7496	0.3194	1.5472	0.2538
		0.20g	3.7027	0.6632	3.3812	0.5212
	Livermore-01	0.05g	1.0238	0.1445	0.9350	0.1189
		0.10g	1.4089	0.2087	1.4042	0.1730
		0.20g	3.5483	0.5297	3.2289	0.4525
	San Fernando	0.05g	0.8004	0.1802	0.7715	0.1425
		0.10g	1.2203	0.2123	1.1385	0.1600
		0.20g	1.7463	0.3953	1.4233	0.2861

4.4.3 位移响应

计算各工况下隔震层位移和顶层位移如下表 4.18 所示。

表 4.18 混合控制结构隔震层和顶层位移响应

激励类型	地震激励	PGA (g)	隔震层位移 (mm)		顶层位移 (mm)	
			最大幅值	均方根值	最大幅值	均方根值
近场	El-centro	0.05g	4.9281	0.6999	5.9590	0.8580
		0.10g	17.3496	2.4586	24.9976	3.0220
		0.20g	37.1751	5.9480	53.0647	7.2995
	Chi-Chi	0.05g	8.4025	0.8253	10.1883	0.9545
		0.10g	27.1822	2.0476	34.3254	2.3992
		0.20g	54.3469	4.3184	70.3073	5.0443
	Loma Prieta	0.05g	6.9239	0.8537	7.8437	1.0162
		0.10g	17.6797	2.2604	19.9271	2.6539
		0.20g	39.5481	5.1740	45.6817	6.0097
远场	Tabas, Iran	0.05g	8.9256	1.8839	11.0949	2.1492
		0.10g	23.5195	5.0741	28.5212	5.7957
		0.20g	54.4450	11.6484	63.1566	13.3416
	Livermore-01	0.05g	4.9389	1.1595	6.0062	1.3604
		0.10g	14.9483	3.1784	18.9703	3.7120
		0.20g	36.7433	8.3344	48.7409	9.8932
	San Fernando	0.05g	5.3719	1.1400	7.1174	1.4210
		0.10g	14.3295	2.6077	16.9152	3.0754
		0.20g	36.2097	7.3752	43.3778	8.7426

4.4.4 混合控制结构性能分析

同理 4.3.4 节，通过顶层加速度响应的最大幅值和均方根值以及隔震层位移响应的最大幅值和均方根值来评价混合控制结构的减震效果，其中最大幅值反应某时刻结构响应，均方根值反应整个振动周期结构响应。仍然引入减震率的概念，定义如下：

$$R_{a,\max/\text{rms}} = \frac{X_{BIS} - X_{FID}}{X_{BIS}} \times 100\% \quad (4.7)$$

$$R_{x,\max/\text{rms}} = \frac{X_{BIS} - X_{FID}}{X_{BIS}} \times 100\%$$

式中， R_a ， R_x 分别表示顶层加速度减震率和隔震层位移减震率，其中 max 代表峰值减震率，rms 代表均方根值减震率。 X_{BIS} ， X_{FID} 分别表示纯滚动隔震结构和液式惯容滚动隔震混合控制结构工况下的对应顶层加速度或隔震层位移的最

大值或均方根值。可以判定，减震率为正，说明有减震效果；反之，则没有减震效果。

选取对应工况，分别计算顶层加速度减震率和隔震层位移减震率，如表 4.19 所示。

表 4.19 混合控制结构顶层加速度及隔震层位移响应减震率

激励类型	地震激励	PGA (g)	顶层加速度减震率		隔震层位移减震率	
			最大幅值	均方根值	最大幅值	均方根值
近场	El-centro	0.05g	21.15%	-14.34%	24.30%	21.87%
		0.10g	8.30%	-7.90%	25.14%	23.14%
		0.20g	-20.73%	-28.95%	23.23%	16.20%
	Chi-Chi	0.05g	-6.11%	-12.54%	15.22%	2.40%
		0.10g	0.11%	-7.34%	5.82%	1.67%
		0.20g	-10.37%	-4.49%	16.69%	9.45%
	Loma Prieta	0.05g	-15.58%	-8.67%	8.65%	11.50%
		0.10g	-19.30%	-6.83%	2.82%	3.32%
		0.20g	4.99%	-4.70%	16.95%	12.60%
远场	Tabas, Iran	0.05g	-28.39%	-2.85%	13.20%	12.30%
		0.10g	-13.18%	-9.86%	1.10%	2.88%
		0.20g	-7.28%	-3.21%	5.95%	13.37%
	Livermore-01	0.05g	-19.63%	-24.53%	6.55%	1.74%
		0.10g	40.37%	3.58%	88.35%	38.43%
		0.20g	-8.70%	0.83%	12.05%	19.29%
	San Fernando	0.05g	7.82%	-7.50%	6.71%	1.30%
		0.10g	1.04%	-1.22%	18.21%	23.37%
		0.20g	24.64%	32.47%	16.35%	22.32%

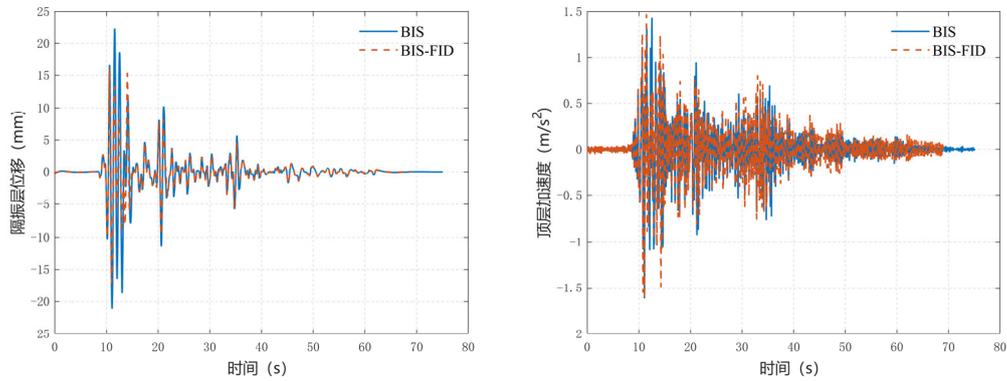
由上表可得以下结论：

(1) 在无论近场还是远场的地震动激励下，液式惯容器的加入，可以明显有效地降低隔震层位移，部分减震率甚至达到 80%，在隔震层位移方面的减震性能表现稳定。

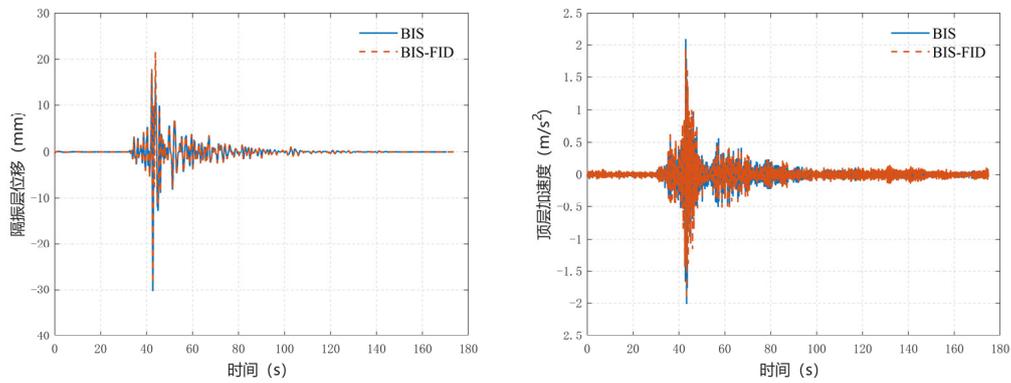
(2) 液式惯容器的加入，一定程度上会放大结构顶层加速度，但在不同地震波激励下表现不同，也存在降低层加速度的工况，由第 3 章的数值理论分析也可知，液式惯容混合控制结构在位移控制方面有较为优越的性能，但有时也会使结构顶层加速度放大，因此还需继续优化设计参数，使其可以发挥最优的工作性能。

(3) 对近场和远场地震动分别计算加入液式惯容器后减震率的平均值，通过试验的 6 条波的结果可以初步发现，近场和远场地震动隔震层位移最大幅值减震率平均值分别为 14.80% 和 18.72%，混合控制结构在远场地震动激励下的减震效果明显优于近场地震动激励。

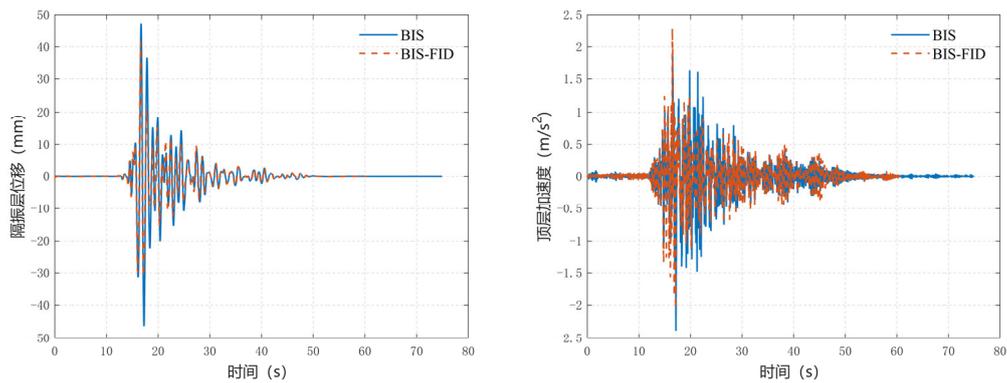
选取部分工况，绘制各种结构下顶层加速度以及隔震层位移时程对比图，近场和远场地震动激励分别绘制，如图 4.24 和图 4.25 所示。



(a) El-Centro, PGA=0.10g

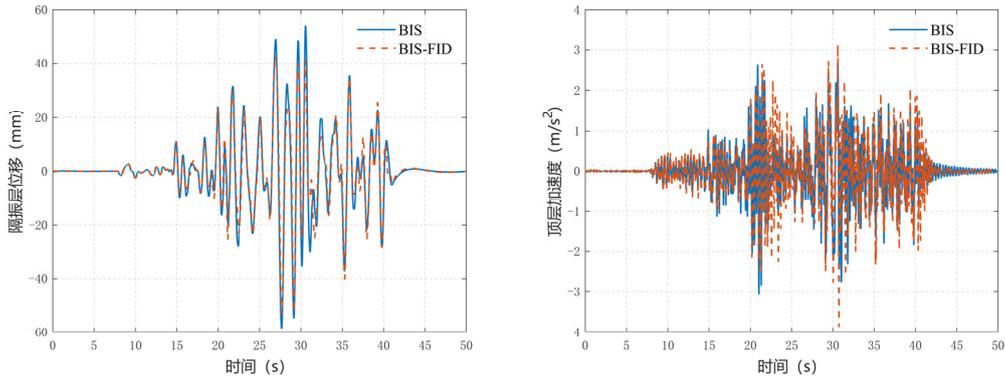


(b) Chi-Chi, PGA=0.10g

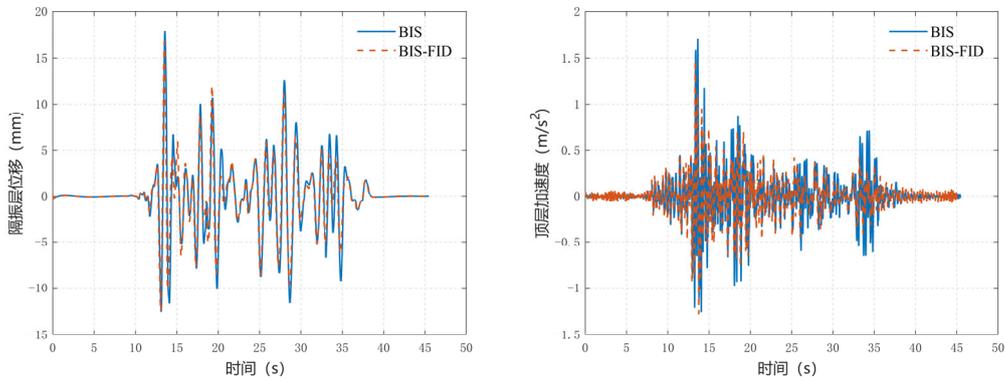


(c) Loma Prieta, PGA=0.20g

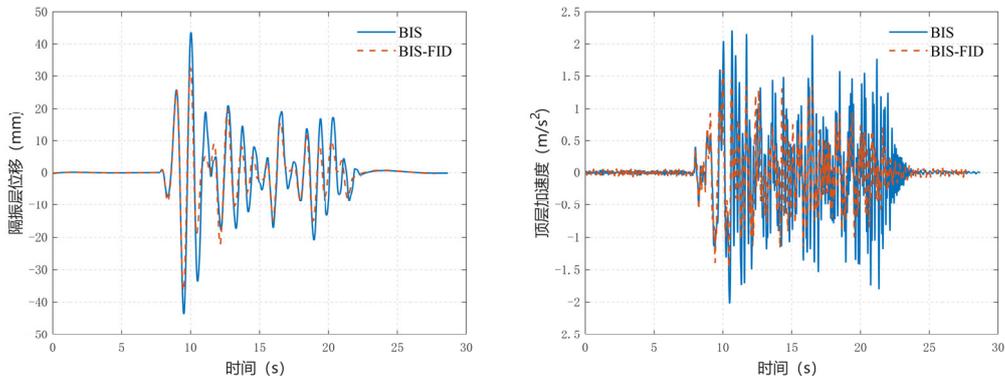
图 4.24 纯隔震-有液式惯容混合控制结构近场地震动响应时程对比图



(a) Tabas, Iran, PGA=0.20g



(b) Livermore-01, PGA=0.10g



(c) San Fernando, PGA=0.20g

图 4.25 纯隔震-有液式惯容混合控制结构远场地震动响应时程对比图

4.5 试验结果与数值模拟对比分析

为了验证第三章所建立的力学模型建立的可行性与合理性, 根据上文识别得到的空框架层间刚度 $k_s = 466740 N/m$, 阻尼比约为 0.015, 并识别得到隔震层刚

度 $k_b = 47690 N/m$ ，摩擦系数 $\mu = 0.015$ ，将这些数据带入理论力学模型进行非线性时程计算，选取部分工况与数值模拟顶层加速度响应曲线进行对比，如图 4.26 所示，由图可知试验值和理论值可适当拟合，但部分试验值毛刺更多，和试验现场噪声等偶然情况有关。

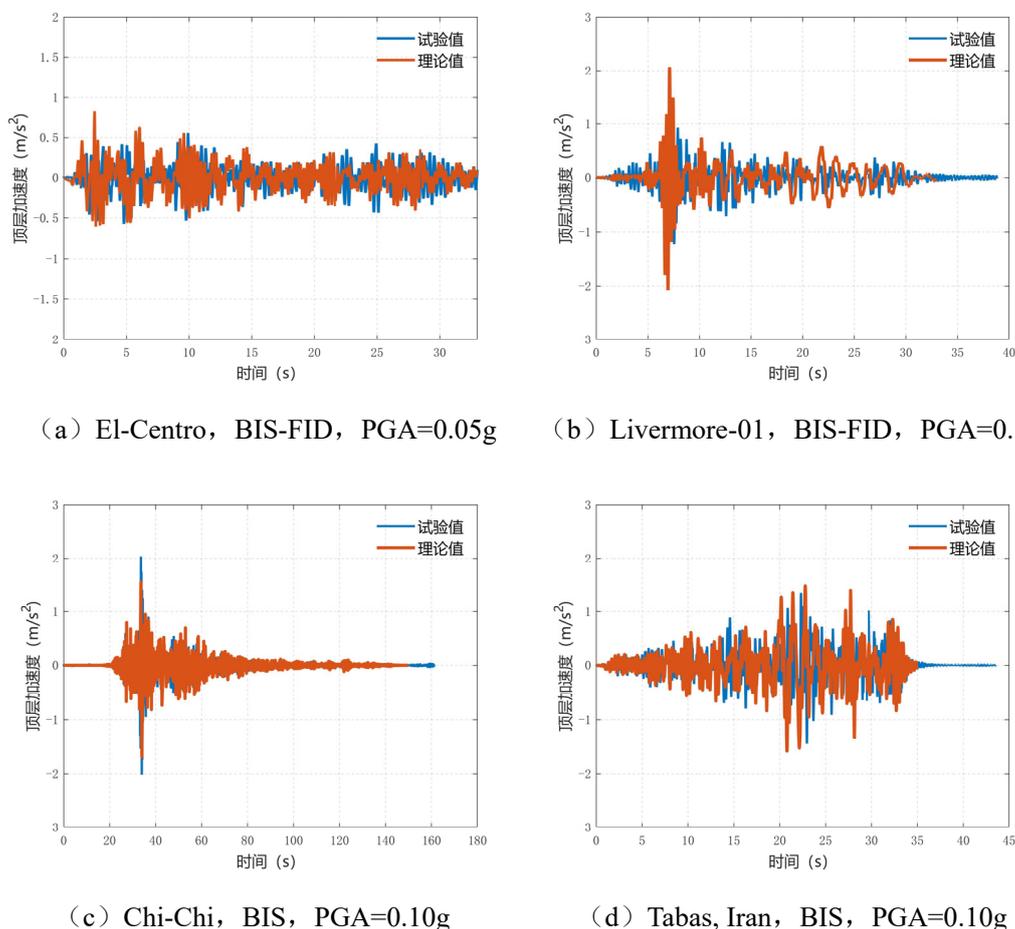


图 4.26 顶层加速度响应数值模拟与试验结构对比

为了定量分析模型的可行性与合理性，分别分析隔震结构和混合控制结构工况下顶层加速度最值和均方根值理论结果的误差比较，如表 4.20 和表 4.21 所示。由下表可以看到，试验和理论值的统计量值相对误差较小，也可以验证混合控制结构和隔震结构力学模型的正确性，但仍有部分存在较大差距，主要原因是试验实际各种构件情况与设计值不符合，且连接处有损耗、螺旋管中存在空气等多方面偶然因素，理论模型还需进一步完善，考虑更多非线性因素。

表 4.20 混合控制结构顶层加速度试验值与理论值对比

激励类型	地震激励	PGA (g)	最值 (m/s^2)			均方根值 (m/s^2)		
			试验值	理论值	误差	试验值	理论值	误差
近场	El-centro	0.05g	0.6519	0.6863	5.01%	0.1281	0.1327	3.49%

		0.10g	1.7734	1.9717	10.06%	0.2488	0.315	21.00%
		0.20g	4.9909	3.6264	-37.63%	0.5627	0.6013	6.42%
		0.05g	0.8369	0.6703	-24.85%	0.0891	0.0764	-16.63%
	Chi-Chi	0.10g	2.1619	2.0563	-5.14%	0.1635	0.1618	-1.04%
		0.20g	6.6215	5.651	-17.17%	0.2825	0.2079	-35.91%
		0.05g	0.7286	0.8902	18.16%	0.1212	0.1279	5.24%
	Loma Prieta	0.10g	1.4096	1.4919	5.52%	0.1807	0.1782	-1.42%
		0.20g	2.3727	2.0455	-16.00%	0.2927	0.2932	0.16%
		0.05g	1.1222	1.1233	0.10%	0.1952	0.2004	2.58%
远场	Tabas, Iran	0.10g	1.7496	1.6046	-9.03%	0.3194	0.326	2.03%
		0.20g	3.7027	3.0724	-20.51%	0.6632	0.6006	-10.43%
		0.05g	1.0238	1.0758	4.83%	0.1445	0.1488	2.89%
	Livermore-01	0.10g	1.4089	1.3616	-3.47%	0.2087	0.2335	10.61%
		0.20g	3.5483	3.6146	1.83%	0.5297	0.5592	5.27%
		0.05g	0.8004	0.7925	-0.99%	0.1802	0.1857	2.95%
	San Fernando	0.10g	1.2203	1.156	-5.56%	0.2123	0.2298	7.60%
		0.20g	1.7463	1.7365	-0.56%	0.3953	0.427	7.43%

表 4.21 隔震结构顶层加速度试验值与理论值对比

激励类型	地震激励	PGA (g)	最值 (m/s ²)			均方根值 (m/s ²)		
			试验值	理论值	误差	试验值	理论值	误差
近场	El-centro	0.05g	0.8267	0.7658	-7.95%	0.1120	0.1313	14.69%
		0.10g	1.9340	1.765	-9.57%	0.2306	0.2327	0.90%
		0.20g	2.8240	2.7764	-1.72%	0.4364	0.4328	-0.83%
	Chi-Chi	0.05g	0.7887	0.7558	-4.35%	0.0792	0.0744	-6.43%
		0.10g	2.1616	2.1744	0.59%	0.1523	0.1504	-1.26%
		0.20g	3.7332	3.4035	-9.69%	0.2704	0.2766	2.24%
	Loma Prieta	0.05g	0.6304	0.6351	0.75%	0.1115	0.1137	1.91%
		0.10g	1.1816	1.0942	-7.98%	0.1692	0.1683	-0.52%
		0.20g	2.4973	2.4721	-1.02%	0.2796	0.2791	-0.17%
远场	Tabas, Iran	0.05g	0.8741	0.8265	-5.76%	0.1898	0.2108	9.95%
		0.10g	1.5459	1.5154	-2.01%	0.2907	0.3184	8.69%
		0.20g	3.4513	3.3012	-4.55%	0.6426	0.6932	7.29%
	Livermore-01	0.05g	0.7385	0.7031	-5.04%	0.1160	0.1214	4.42%
		0.10g	1.8126	1.6287	-11.29%	0.2445	0.2464	0.78%
		0.20g	3.2643	3.4462	5.28%	0.5342	0.5792	7.77%
	San Fernando	0.05g	0.8682	0.7101	-22.27%	0.1677	0.1597	-4.98%
		0.10g	1.2332	1.1526	-6.99%	0.2098	0.2094	-0.18%
		0.20g	2.3171	2.2637	-2.36%	0.5853	0.5424	-7.91%

4.6 本章小结

为了研究液式惯容防倾覆滚动隔震混合控制系统的有效性,为后续混合控制

实际应用以及精确理论模型的研究提供基础,进行了液式惯容防倾覆滚动隔震混合控制振动台试验。根据理论及试验现场、加工条件等进行了试验框架、试验工况、传感器布置等的设计,分别对上部框架无控结构、纯滚动隔震结构、混合控制结构在近场和远场各3条波激励下进行了试验,最终获得以下结论:

(1) 对于上部框架无控结构,结构在近场地震动激励作用下,比远场地震动激励作用下的响应更大。同时,采用差分进化算法对上部结构无控结构的刚度及阻尼进行识别,最终确定上部框架层间刚度平均值为 $k_s = 466740 N/m$,阻尼比约为0.015,并且对无控结构进行频谱分析,可以发现结构的第一阶频率约为3Hz,与前文设计值相等。

(2) 对于纯滚动隔震结构,对比无控结构,该滚动隔震结构减震性能优良,可大幅降低结构的位移响应和加速度响应。无论在近场还是远场地震动激励下,随着地震激励输入幅值(PGA)的增大,隔震结构的减震效果都越好。同时,该隔震结构防倾覆效果也较好。

(3) 加入液式惯容器后,在无论近场还是远场的地震动激励下,可以明显有效地降低隔震层位移,部分减震率甚至达到80%,在隔震层位移方面的减震性能表现稳定。但同时一定程度上会放大结构顶层加速度,但在不同地震波激励下表现不同,也存在降低层加速度的工况,因此还需继续优化液式惯容器设计参数,使其可以发挥最优的工作性能。

(4) 对近场和远场地震动分别计算加入液式惯容器后减震率的平均值,通过试验的6条波的结果可以初步发现,近场和远场地震动隔震层位移最大幅值减震率平均值分别为14.80%和18.72%,混合控制结构在远场地震动激励下的减震效果明显优于近场地震动激励。

(5) 通过对部分工况进行识别,确定了隔震层刚度 $k_b = 47690 N/m$,摩擦系数 $\mu = 0.015$,将这些数据带入理论力学模型进行非线性时程计算,与试验值进行对比,发现试验和理论值的统计量值相对误差较小,也可以验证混合控制结构和隔震结构力学模型较为合理,但仍有部分存在较大差距,理论模型还需进一步完善,考虑更多非线性因素。

第5章 结论与展望

5.1 结论

滚动隔震是基础隔震的一种,它通过设置刚度较小的隔震层,有效隔离地震传递到上部结构的能量,但由于结构变形集中于隔震层,从而会导致隔震层出现位移过大的缺陷,同时抗倾覆能力弱,影响整体结构的使用。基于此,本文设计了一种分体式液式惯容器,它完全借助液体流动实现惯性质量放大,不存在机械式惯容器的缺陷,结构简单耐用,其固有寄生阻尼的存在也能够有效的消耗地震能量。本文对该液式惯容器进行理论研究、数值模拟,并通过构件性能试验进行了力学模型验证。并在此研究基础上,将液式惯容与一种防倾覆设计滚动隔震相结合,设计了一种液式惯容与防倾覆滚动隔震结合的混合控制结构体系,通过数值模拟,结合振动台试验对该混合控制结构的减震性能进行了研究。基于以上的研究工作,本文可得到以下结论:

(1) 液式惯容器由于螺旋管的管径远小于液压缸内径,导致流速地迅速放大,从而螺旋管中快速流动的液体中储存了大量动能,充当了动能的存储器,可以实现对液体流动惯性的封装,具有较好的质量放大的作用。同时,由于液体的流动,自身还具有非线性寄生阻尼,因而液式惯容器的力学模型由一个惯容单元 b 和一个非线性阻尼单元 c 并联表示,是集惯质和阻尼于一体的装置。

(2) 对液式惯容器力学模型中的关键力学参数 b 和 c 进行分析,确定了液式惯容器的主要设计参数为三个:液压缸半径 r_1 ,螺旋管截面半径 r_2 ,螺旋管总长度 l 。对三者进行参数分析,得到液压缸半径 r_1 ,螺旋管截面半径 r_2 对于惯性质量和阻尼系数变化影响较大,而阻尼系数对两半径的变化比惯容质量更为敏感。而螺旋管总长度 l 对三项力学参数的影响为线性且影响较小。

(3) 本文对设计的分体式液式惯容器进行了伺服器简谐振动构件性能试验。通过工况识别等分析,明确了干摩擦力大小,同时对惯性力、阻尼力进行了分析和拟合,将试验与数值曲线进行对比拟合,可明确惯容质量公式和阻尼公式的合理性。此外,在简谐振动构件试验中,通过对不同螺旋管半径、不同液压缸半径、不同螺旋管长度工况的结果进行分析,验证了各种设计参数对惯容器的影响。

(4) 本文设计了一种将液式惯容与防倾覆滚动隔震结合的混合控制结构体系。针对两种混合控制拓扑模型进行参数化分析,研究不同液式惯容器设计参数对混合控制体系性能的影响,最终确定后续试验液式惯容器参数,并初步研究发

现, 近场地震动相比远场地震动对隔震结构不利影响较大。

(5) 为了验证混合控制系统的有效性, 本文设计并进行了液式惯容防倾覆滚动隔震混合控制结构的振动台试验, 研究隔震结构以及混合控制结构对减震性能的影响。试验结果表明, 对比上部框架无控结构, 滚动隔震结构减震性能优良, 防倾覆能力较好; 无论在近场还是远场地震动激励下, 随着地震激励输入幅值 (PGA) 的增大, 隔震结构的减震效果都越好; 加入液式惯容器后, 在无论近场还是远场的地震动激励下, 在没有明显放大结构顶层加速度的情况下, 该系统可以显著地降低隔震层位移, 在隔震层位移方面的减震性能表现稳定; 远场地震动激励下的响应及隔震效果通常情况下均优于近场地震动, 但由于地震波的频谱分布与最大脉冲周期均是影响隔震结构动力响应的重要因素, 因此试验也出现了特例情况。

(6) 振动台试验结构分析中, 通过对部分工况进行识别, 将这些数据带入理论力学模型进行非线性时程计算, 与试验值进行对比, 发现试验和理论值的统计量值相对误差较小, 也可以验证混合控制结构和隔震结构力学模型较为合理, 但也仍有部分存在较大差距, 理论模型还需进一步完善, 考虑更多非线性因素。

5.2 展望

本文通过构件试验对液式惯容器的力学原理有了更为准确的认识, 通过理论分析对液式惯容滚动隔震混合控制结构的减震性能进行分析, 并用振动台试验验证了隔震层位移减震率的有效性, 为后续实际应用及更精确的模型建立提供依据。但由于时间原因, 两项较为复杂的试验的设计耗时较长, 且试验结果仍存在许多有价值的问题有待研究, 未来仍有一系列的此研究方向的问题需要深入研究:

(1) 简谐振动构件试验有待改进。工况方面, 应增加更低频率的工况进行测试以确保速度极小无惯性力, 摩擦力确定的准确性。同时应增加三角波不同频率下的工况, 对这些工况进行分析, 提取速度稳态情况下的力, 才能更为准确地拟合阻尼力, 本研究中阻尼力拟合仍然较为粗糙, 采用正弦波峰值的速度点, 且与前人经验公式大致拟合, 后续可增加试验工况, 对阻尼力进行精确拟合, 从而推导出匹配该装置的精确阻尼公式。同时, 试验现场试验设备误差较大、螺旋管内空气、连接损耗等多方面原因导致试验部分数据不够准确, 因此有必要对简谐振动构件试验进行改进, 增加工况, 考虑多方面因素。

(2) 本文对液式惯容滚动隔震混合控制进行理论建模时, 讨论了 BIS-FID 和 BIS-TFID 两种拓扑模型, 但研究均不深入, 后续需要对两种模型分别进行优化设计, 从而才能更加精确地选取试验参数, 并且从频域、传递率等方面研究两

种拓扑模型的具体差异。同时，液式惯容器串并联阻尼、刚度元件后，还可形成多种惯容系统，后续可对更多拓扑模型进行分析研究，研究不同拓扑方式对结构减震效果的影响。

(3) 振动台试验及其分析有待进一步改进。传感器方面，试验所采用的拉线式位移计，拉线头本身自带重力，且在高频时不够敏感，液压传感器和力传感器量程都过大，导致测量时误差过大，因此在后续试验中应考虑选用更高灵敏度和更匹配量程的传感器和采集系统。工况方面，本文在研究时，为防止框架倒塌，故最大地震动幅值保险起见选择了 0.20g，但后续试验中应增大幅值，至少研究 0.40g 情况下，结构的情况，此外，本文由于工况限制等情况未进行不同惯容器参数的振动台试验，后续可增加工况研究不同惯容器参的混合控制结构的实际响应情况。同时，无控结构工况太少，数据具有偶然性，因而后续需要进一步增加工况。试验结构分析方面，可以看到试验结果与数值结果存在误差，因此还需进一步完善精确理论模型，考虑螺旋管内气泡、液体可压缩性、液压缸与螺旋管连接方式等多方面因素。

致谢

时光飞逝，自 2014 年的秋天踏入同济的校园，一转眼已经过去了近 7 个春秋，短暂的硕士研究生求学生涯也将随本文一起画上句号。七年的济遇，让我收获了很多，也成长了很多，经历过迷茫与挫折，也经历过喜悦与成功，在此，衷心地感谢母校，感谢在同济遇到的所有人，感谢关心我、帮助我、与我一起经历酸甜苦辣的各位老师、同学和家人们！

首先，感谢我的导师唐和生副教授。唐老师为人随和谦逊，治学严谨细心，在我三年的求学生涯中，从理论研究到构件试验、振动台试验的设计研究，唐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，生活和未来规划上也给予了我鼓励与支持。正是唐老师的无私帮忙与热忱鼓励，我的毕业论文才能够得以顺利完成。值此论文完成之际，谨对导师一直以来给予我的指导与关怀表示由衷的敬意与感谢。

此外，还要感谢和泉研究室的薛松涛教授，薛老师身为日本工程院外籍院士，名扬中外却平易近人，在研究和生活上对教研室的每一位同学的研究和生活都十分关怀，薛老师那严谨求实的治学精神，和乐观洒脱的人格魅力令我感触颇深，终身受益；感谢和泉研究室的谢丽宇副教授，谢老师学识渊博、儒雅随和，在教研室日常活动与科研上给予了我们很大的支持，是我们的良师益友。在此，对教研室三位老师均表示由衷的感谢与崇高的敬意。

感谢南京河海大学 189 试验基地的郑老师、王师傅、牛师傅，感谢河南民生特种装备有限公司的魏总、魏师傅，在试验构件加工、试验场地提供以及试验进行过程中给予我的帮助与鼓励，在共同努力下使试验顺利完成。

感谢李大伟师兄在试验设计、试验实操过程以及试验数据处理方面的一次次无私帮助；感谢郭雪媛师姐、王云骞师兄从本科毕设至今在数值模拟、参数优化等方面的倾囊相助；感谢陈依珂师姐在试验设计以及求职过程中给予我的指导与建议；感谢郭泰昆师弟用他扎实的专业知识，陪我一起完成各个任务，一起在南京试验室里度过了艰难且心态随时崩盘的半个月，感谢在我试验科研力不从心时对我的倾力相助与鼓励；感谢我的同门吴雅琴、陈豪、冉凌霄、康建飞、易卓然、濮昱，我们一起努力，一起成长，一起面对一次又一次挫折，感谢你们一直以来的陪伴以及鼓励支持；还要感谢师姐仝运佳、班鑫磊、谢雅娟、薛智奇，以及师兄杨鹏超、张力、李宪之、宋琛琛、陈杉杉、凌塑奇、张昕宇、郑学胜、陈实、张睿、徐康乾、赵涛涛、陈子旻、管帅，以及师妹黎思维、龚玲，以及师弟杨虎、姜康、郑志泉、曹跃辉、王泽宇、何展朋、夏子涵、车兴儒，感谢 B506 这个温暖大家庭的每一个人，在学习和生活中给予我无私的帮助与支持，感谢与你们共同经历的美好时光，与你们相遇是我的幸运。

感谢实习 KING 的所有小伙伴们，加入 KING，遇到志同道合的你们，在无数次的交流碰撞中一起让 KING 更加强大，是我的荣幸；感谢同济大学土木工程学院研究生会，这个大家庭让我感到无比快乐；感谢所有曾经帮助、关心包容和支持我的人，为我的研究生生活增添了许多不平凡的回忆，愿你们幸福安康、心想事成。

我还要特别感谢我的父母和家人，感谢他们在学习上、生活上、精神上的鼓励与支持。亲情永远是我精神的支柱，是我心灵的港湾，希望你们身体健康、开心幸福。

最后，我要向百忙之中抽时间对本文进行评阅和参与本人论文答辩的各位老师表示诚挚谢意。

路漫漫其修远兮，吾将上下而求索。惟愿无论未来身处何种境遇，我都能不忘初心，在以后的人生道路中不断学习，保持上进心，努力成为更好的自己！

参考文献

- [1] Taniguchi T, Kiureghian A D, Melkumyan M. Effect of tuned mass damper on displacement demand of base-isolated structures[J]. *Engineering Structures*, 2008,30(12): 3478-3488.
- [2] 杜晓磊, 吴进标, 李志, 等. 近断层脉冲地震作用下基础隔震体系动力响应[J]. *低温建筑技术*, 2019,41(12): 102-105.
- [3] 陈永祁, 彭程, 马良喆. 调谐质量阻尼器(TMD)在高层结构上应用的总结与研究[J]. *建筑结构*, 2013(S2): 269-275.
- [4] Kawamata S. Development of a vibration control system of structures by means of mass pumps [R]. Institute of Industrial Science, Tokyo: University of Tokyo, 1973.
- [5] Smith M C. Synthesis of mechanical networks: the inerter[J]. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 2002,47(10): 1648-1662.
- [6] Pan C, Zhang R F, Luo H, et al. Demand-based optimal design of oscillator with parallel-layout viscous inerter damper[J]. *Structural Control & Health Monitoring*, 2018,25(1): e2051.
- [7] Yao J. Concept of structural control[J]. *Asce Journal of the Structural Division*, 1972,98(7): 1567-1574.
- [8] Soong T T, Spencer B F. Active structural control: theory & practice[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1992,118(6): 1282-1285.
- [9] Crewe A. Passive energy dissipation systems in structural engineering[J]. *Structural Safety*, 1998,20(2): 197-198.
- [10] 周福霖. 工程结构减震控制[M]. 工程结构减震控制, 1997.
- [11] Soong T T, Jr B F S. Active, semi-active and hybrid control of structures[J]. *Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering*, 2000,33(3): 387-402.
- [12] 社团法人, 日本隔震结构协会. 被动减震结构设计·施工手册[M]. 中国建筑工业出版社, 2008.
- [13] 庄俊. 浅谈房屋隔震结构设计[J]. *中小企业管理与科技(下旬刊)*, 2010,01(09): 285.
- [14] 国家标准抗震规范管理组. 建筑抗震设计规范[M]. 建筑抗震设计规范, 2002.
- [15] 姚谦峰, 丰定国, 王清敏, 等. 滚动隔震结构受力分析[J]. *西安建筑科技大学学报(自然科学版)*, 1999(03): 249-252.
- [16] 吴冬梅, 刘树堂, 刘智勇. SMA-滚动隔震火炬塔的地震反应分析[J]. *广州大学学报(自然科学版)*, 2007,6(001): 82-86.
- [17] Harvey P S, Gavin H P. Double rolling isolation systems: A mathematical model and experimental validation[J]. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 2014,61: 80-92.
- [18] Calhoun S J, Tehrani M H, Harvey P S. On the performance of double rolling isolation systems[J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2019,449: 330-348.
- [19] Tehrani M H, Harvey P S. Generation of synthetic accelerograms for telecommunications equipment: fragility assessment of a rolling isolation system[J]. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2019,17(3): 1715-1737.
- [20] Cilsalar H, Constantinou M C. Behavior of a spherical deformable rolling seismic isolator for lightweight residential construction[J]. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2019,17(7): 4321-

- 4345.
- [21] Cilsalar H, Constantinou M C. Parametric study of seismic collapse performance of lightweight buildings with spherical deformable rolling isolation system[J]. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2020,18(10): 1475-1498.
- [22] 吕远, 孙宗光, 孙建刚, 等. 变曲率滚动隔震动力学分析及在球形储罐中的应用[J]. *振动工程学报*, 2020,033(001): 188-195.
- [23] Hall J F, Heaton T H, Halling M W, et al. Near-source ground motion and its effects on flexible buildings[J]. *Earthquake Spectra*, 1995,11(4): 569-605.
- [24] 江辉, 朱晞. 近断层地震地面运动的能量与位移延性需求[J]. *工程抗震与加固改造*, 2005,27(004): 58-63.
- [25] 杨迪雄, 赵岩, 李刚. 近断层地震运动特征对长周期结构地震响应的影响分析[J]. *防灾减灾工程学报*, 2007(02): 133-140.
- [26] Guerrero L, Azevedo J. Impact problems on base-isolated structures[C]. *Proceedings of the 11th World Conference on Earthquake Engineering (Paper 1339)*. 1996.
- [27] 樊剑, 刘铁, 魏俊杰. 近断层地震下摩擦型隔震结构与限位装置碰撞反应及防护研究[J]. *土木工程学报*, 2007(05): 10-16.
- [28] Jangid R S, Kelly J M. Base isolation for near-fault motions[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2001,30(5): 691-707.
- [29] Yang J N, Danielians A, Liu S C. Aseismic hybrid control systems for building structures[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1991,117(4): 836-853.
- [30] 王亚楠, 李慧, 杜永峰. TMD-基础隔震混合控制体系在近场地震作用下的能量响应与减震效果分析[J]. *振动与冲击*, 2014,33(04): 204-209.
- [31] Hashimoto T, Fujita K, Tsuji M, et al. Innovative base-isolated building with large mass-ratio TMD at basement for greater earthquake resilience[J]. *Future Cities & Environment*, 2015,1(1): 9-28.
- [32] Tadashi A, Hidetsugu K, Fumiaki A, 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*, 1999,5(8): 239-244.
- [33] Smith M C, Wang F C. Performance benefits in passive vehicle suspensions employing inerters[J]. *Vehicle System Dynamics*, 2004,42(4): 235-257.
- [34] Papageorgiou C, Scheibe F, Wang F, et al. The missing mechanical circuit element[J]. *IEEE Circuits and Systems Magazine*, 2009,9(1): 10-26.
- [35] Papageorgiou C, Smith M C. Laboratory experimental testing of inerters[C]. *European Control Conference Cdc-ecc 05 IEEE Conference on Decision & Control*, Seville, Spain, 2005.
- [36] 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.
- [37] Wang F C, Hong M F, Lin T C. Designing and testing a hydraulic inerter[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 2010, 225(1): 66-72.
- [38] Swift S J, Smith M C, Glover A R, et al. Design and modelling of a fluid inerter[J]. *International Journal of Control*, 2013,86(11): 2035-2051.
- [39] 毛明, 王乐, 陈轶杰, 等. 惯容器及惯容器-弹簧-阻尼器悬架研究进展[J]. *兵工学报*,

- 2016,37(03): 144-153.
- [40] 孙晓强, 陈龙, 汪少华, 等. 非线性惯容器-弹簧-阻尼悬架系统隔振性能分析[J]. 农业工程学报, 2013(23): 38-45.
- [41] Saito K, Sugimura Y, Nakaminami S, et al. Vibration tests of 1-story response control system using inertial mass and optimized soft spring and viscous element[J]. Journal of Structural Engineering, Architectural Institute of Japan, 2008. 54B: 611-622.
- [42] 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 & Construction Engineering, 2011,76(665): 1271-1280.
- [43] Ikago K, Sugimura Y, Saito K. Simple design method for a tuned viscous mass damper seismic control system[C]. Proceedings of the 15th World Conference on Earthquake Engineering, Lisbon, 2012.
- [44] Ikago K, Sugimura Y, Saito K, et al. Optimum seismic response control of multiple degree of freedom structures using tuned viscous mass dampers[C]. Proceedings of the Tenth International Conference on Computational Structures Technology, Stirlingshire, Scotland, 2010.
- [45] Marian L, Giaralis A. Optimal design of a novel tuned mass-damper-inerter (TMDI) passive vibration control configuration for stochastically support-excited structural systems[J]. Probabilistic Engineering Mechanics, 2014,38: 156-164.
- [46] 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.
- [47] Luo H, Zhang R F, Weng D G. Mitigation of liquid sloshing in storage tanks by using a hybrid control method[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2016,90: 183-195.
- [48] Pan C, Zhang R F. Design of structure with inerter system based on stochastic response mitigation ratio[J]. Structural Control and Health Monitoring, 2018,25(6): e2161-e2169.
- [49] 潘超, 张瑞甫, 王超, 等. 单自由度混联 II 型惯容减震体系的随机地震响应与参数设计 [J]. 工程力学, 2019,36(01): 132-140.
- [50] 张瑞甫, 曹嫣如, 潘超. 惯容减震(振)系统及其研究进展[J]. 工程力学, 2019,36(10): 8-27.
- [51] Zhang R F, Zhao Z P, Pan C, et al. Damping enhancement principle of inerter system[J]. Structural Control and Health Monitoring, 2020,27(5): e2523.
- [52] Xue S T, Kang J F, Xie L Y, et al. Cross-layer installed cable-bracing inerter system for MDOF structure seismic response control[J]. Applied Sciences, 2020,10(17): 5914.
- [53] Lara-Valencia L A, Farbiarz-Farbiarz Y, Valencia-González Y. Design of a tuned mass damper inerter (TMDI) based on an exhaustive search optimization for structural control of buildings under seismic excitations[J]. Shock and Vibration, 2020,2020(2): 1-19.
- [54] Pietrosanti D, De Angelis M, Giaralis A. Experimental study and numerical modeling of nonlinear dynamic response of SDOF system equipped with tuned mass damper inerter (TMDI) tested on shaking table under harmonic excitation[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2020,184: 105762.
- [55] Pietrosanti D, De Angelis M, Basili M. A generalized 2-DOF model for optimal design of MDOF structures controlled by Tuned Mass Damper Inerter (TMDI)[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2020,185: 105849.
- [56] Zhang L, Xue S, Zhang R, et al. Simplified multimode control of seismic response of high-rise

- chimneys using distributed tuned mass inerter systems (TMIS)[J]. *Engineering Structures*, 2021,228: 111550.
- [57] Caicedo D, Lara-Valencia L, Blandon J, et al. Seismic response of high-rise buildings through metaheuristic-based optimization using tuned mass dampers and tuned mass dampers inerter[J]. *Journal of Building Engineering*, 2021,34: 1-20.
- [58] 畑中友, 船木尚己. 慣性質量効果を有する液流ダンパーを用いた1層フレーム試験体の振動応答特性[D], 2017.
- [59] Shen Y J, Chen L, Liu Y L, et al. Modeling and optimization of vehicle suspension employing a nonlinear fluid inerter[J]. *Shock and Vibration*, 2016,2016(pt.5): 1-9.
- [60] Shen Y J, Long C, Liu Y L, et al. Influence of fluid inerter nonlinearities on vehicle suspension performance[J]. *Advances in Mechanical Engineering*, 2017,9(11): 1-10.
- [61] Shen Y J, Long C, Liu Y L, et al. Optimized modeling and experiment test of a fluid inerter[J]. *Journal of Vibroengineering*, 2016,18(5): 2789-2800.
- [62] Liu X, Jiang J Z, Titurus B, et al. Testing and modelling of the damping effects for fluid-based inerters[J]. *Procedia Engineering*, 2017,199: 435-440.
- [63] 沈钰杰, 陈龙, 刘雁玲. 基于非线性流体惯容的车辆悬架隔振性能分析[J]. *汽车工程*, 2017, 39(07): 789-795.
- [64] 王乐, 毛明, 雷强顺, 等. 液力惯容器特性研究[J]. *振动与冲击*, 2018,37(08): 146-152.
- [65] Liu X, Zheng J J, Branislav T, et al. Model identification methodology for fluid-based Inerters[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2018,106: 479-494.
- [66] Liu X, Titurus B, Jiang J Z. Generalisable model development for fluid-inerter integrated damping devices[J]. *Mechanism and Machine Theory*, 2019,137: 1-22.
- [67] 沈钰杰, 陈龙, 刘雁玲, 等. 基于量子遗传支持向量机的流体惯容预测模型[J]. *振动.测试与诊断*, 2018,38(05): 21-26.
- [68] Deastra P, Wagg D J, Sims N D. The realisation of an inerter-based system using fluid inerter[C]. *Dynamics of Civil Structures*, 2019(2): 127-134.
- [69] Zhao Z P, Zhang R F, Jiang Y Y, et al. A tuned liquid inerter system for vibration control[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019,164: 105171.
- [70] Liu C, Chen L, Zhang X, et al. Design and tests of a controllable inerter with fluid-air mixture condition[J]. *IEEE ACCESS*, 2020,8(99): 620-629.
- [71] Wagg D J, Pei J. Modeling a helical fluid inerter system with time-invariant mem-models[J]. *Structural Control and Health Monitoring*, 2020,27(10): e2579.
- [72] 陈炎冬, 徐俊, 王芑, 等. 含分数阶惯容器隔振系统的临界阻尼设计[J]. *噪声与振动控制*, 2021,41(02): 200-205.
- [73] De Domenico D, Ricciardi G. An enhanced base isolation system equipped with optimal tuned mass damper inerter (TMDI)[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2018,47(5): 1169-1192.
- [74] De Domenico D, Ricciardi G. Earthquake protection of existing structures with limited seismic joint: Base isolation with supplemental damping versus rotational inertia[J]. *Advances in Civil Engineering*, 2018,2018(pt.2): 1-24.
- [75] De Domenico D, Ricciardi G. Optimal design and seismic performance of tuned mass damper inerter (TMDI) for structures with nonlinear base isolation systems[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2018,47(12): 2539-2560.

- [76] De Domenico D, Impollonia N, Ricciardi G. Soil-dependent optimum design of a new passive vibration control system combining seismic base isolation with tuned inerter damper[J]. *Soil dynamics and earthquake engineering*, 2018,105: 37-53.
- [77] De Domenico D, Ricciardi G. Improving the dynamic performance of base-isolated structures via tuned mass damper and inerter devices: A comparative study[J]. *Structural Control and Health Monitoring*, 2018,25(10): e2234.
- [78] Di Matteo A, Masnata C, Pirrotta A. Simplified analytical solution for the optimal design of tuned mass damper Inerter for base isolated structures[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2019,134: 106337.
- [79] Li H T, Yang H T, Kwon I Y, et al. Bio-inspired passive base isolator with tuned mass damper inerter for structural control[J]. *Smart Materials and Structures*, 2019,28(10): 105008.
- [80] Masnata C, Matteo A D, Adam C, et al. Smart structures through nontraditional design of tuned mass damper Inerter for higher control of base isolated systems[J]. *Mechanics Research Communications*, 2020,105: 103513.
- [81] De Domenico D, Predaricka, Deastra, et al. Novel fluid inerter based tuned mass dampers for optimised structural control of base-isolated buildings[J]. *Journal of the Franklin Institute*, 2019,356(14): 7626-7649.
- [82] Sun H, Zuo L, Wang X, et al. Exact H2 optimal solutions to inerter-based isolation systems for building structures[J]. *Structural Control and Health Monitoring*, 2019,26(6): e2357.
- [83] Domenico D D, Ricciardi G, Zhang R F. Optimal design and seismic performance of tuned fluid inerter applied to structures with friction pendulum isolators[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2020,132: 106099.
- [84] 叶昆, 舒率. 基于性能需求的基础隔震结构附加调谐惯容阻尼器的优化设计研究[J]. *动力学与控制学报*, 2020,18(05): 59-64.
- [85] Zhao Z P, Zhang R F, Wierschem N E, et al. Displacement mitigation-oriented design and mechanism for inerter-based isolation system[J]. *Journal of Vibration and Control*, 2020: 1-13.
- [86] Li C, Chang K, Cao L, et al. Performance of a nonlinear hybrid base isolation system under the ground motions[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2021,143: 106589.
- [87] Rodman S, Trenc F. Pressure drop of laminar oil-flow in curved rectangular channels[J]. *Experimental Thermal & Fluid Science*, 2002,26(1): 25-32.
- [88] Smith M C, Houghton N E, Long P J G, et al. Force-controlling hydraulic device [P]. *United States Patent*, US20120199428, 2012.
- [89] 魏明生, 邓四二, 崔宇飞. 建筑物底部防震装置[P]. *中国专利*, CN111910750A, 2020.
- [90] 史红福. 滚动基础隔震结构的动力特性研究[D]. *华中科技大学*, 2005.
- [91] Housner G W. Characteristics of strong-motion earthquakes[J]. *Bulletin Seismological Soc of Amer*, 1947,37(1): 19-31.
- [92] Kanai K, Yoshizawa S, Suzuki T. An empirical formula for the spectrum of strong earthquake motions. II.[J]. *東京大学地震研究所彙報*, 1961, 41: 261-270.
- [93] 胡聿贤, 周锡元. 弹性体系地震反应的振型遇合问题[J]. *土木工程学报*, 1964(01): 25-32.
- [94] 欧进萍, 朱荻涛. 设计用随机地震动的模型及其参数确定[J]. *地震工程与工程振动*, 1991,11(03): 45-54.
- [95] Ruiz P, Penzien J. Probabilistic study of the behavior of structures during earthquake[R]. *Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley*, 1969.

- [96] 杜修力, 陈厚群. 地震动随机模拟及其参数确定方法[J]. 地震工程与工程振动, 1994,14(04): 1-5.
- [97] 孔辰,王曙光,杜东升,等.基于场地特性的地震动功率谱模型及其参数的确定[C]. 第 23 届全国结构工程学术会议论文集, 2014:83-88.
- [98] 李向真, 周福霖. 基础隔震体系的简化计算及频率特性分析[J]. 华南理工大学学报 (自然科学版), 1994,22(A12): 203-208.
- [99] 袁菁穗. 差分演化算法研究综述[J]. 科技信息, 2010(26):120-121.

个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果

个人简历:

曾璟琳，女，1996年7月生。

2018年6月毕业于同济大学土木工程学院，获学士学位。

2018年9月推荐免试进入同济大学土木学院攻读硕士学位。

研究成果:

[1] 曾璟琳，唐和生. 液式惯容器力学特性与试验研究. 同济大学土木工程学院全日制专业学位硕士研究生论文集 2021