



同濟大學

TONGJI UNIVERSITY

硕士学位论文

(专业学位)

基于惯容系统的变电站支柱类电气设备 减震研究

国家自然科学基金 (No.51878508)

政府间国际科技创新合作重点专项 (2021YFE0112200)

上海市自然科学基金面上项目 (20ZR1461800)

姓 名：曹跃辉

学 号：1932508

所在院系：土木工程学院

专业学位名称：建筑与土木工程

专业领域：工学

指导教师：薛松涛

二〇二二年五月



同濟大學
TONGJI UNIVERSITY

A dissertation submitted to

Tongji University in conformity with the requirements for
the degree of Master of Architecture and Civil Engineering

Seismic Mitigation of Pillar Type Electrical Equipment in Substation Based on Inerter System

National Natural Science Foundation of China (No.51878508)
Intergovernmental International Cooperation in Science and Technology
Innovation (2021YFE0112200)
Shanghai Natural Science Foundation (20ZR1461800)

Candidate: Yuehui Cao

Student Number: 1932508

College/Department: Civil Engineering

Major: Architecture and Civil Engineering

Discipline: Engineering

Supervisor: Songtao Xue

May, 2022

基于惯容系统的变电站支柱类电气设备减震研究题

曹跃辉

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

学位论文作者签名：

年 月 日

同济大学学位论文原创性声明

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

学位论文作者签名：

年 月 日

摘要

历年资料表明地震对变电站支柱类电气设备损害较为严重,且供电系统对设备抵抗自然灾害的需求不断提高,新型惯容系统以显著的质量增效和耗能增效作用适合于增强变电站支柱类电气设备的抗震性能和对既有电气设备进行抗震加固改造。本文从支柱类电气设备有限元模拟、多质点模型建立、惯容减震效果分析与惯容系统机理阐述、参数分析、优化设计方法建立等方面进行研究工作,主要内容及成果如下:

第一,利用有限元软件建立典型变电站支柱类电气设备,探究设备抗震性能与抗震薄弱部位。依据某 110kV 断路器的图纸建立该设备未减隔震改造时精细化有限元模型,分析模型动力特性及选取三条符合场地需求谱的地震动计算模型地震响应,结果表明该断路器设备的自振周期处于场地谱平台段,不利于结构抵抗地震作用,且支架柱腿在面外方向的抗侧刚度较低,抗震关键薄弱部位为支柱绝缘子顶部,通过分析确定了惯容系统减震运用的可行性。

第二,依据静力凝聚法建立支柱类电气设备的多质点集中质量多质点模型,通过模态频率与振型约束进一步修正设备的动力模型。根据结构特点将支柱类电气设备顶部简化为集中质点,以此确定结构的原始质量矩阵和刚度矩阵。验证发现多质点简化模型与真实电气设备的地震响应差异明显,故通过结构性能评估原理将结构频率与振型作为匹配约束条件修正多质点简化模型,案例证明简化模型修正后能够准确反映真实结构特征。

第三,阐述了自平衡惯容器的特征及机理,通过单自由度惯容减震结构进行参数分析,介绍了定点理论及耗能增效理论两种参数优化理论,并提出了适用于电气设备顶部位移响应的惯容参数优化设计方法。该设计方法依据惯容系统在支柱类电气设备上的安装形式,考虑顶部位移响应减震比,以定点理论参数为初值,通过 `fmincon` 函数选取合理的惯容系统参数,实现变电站典型支柱类电气设备的抗震加固。结果证明该方法能够获得合理的惯容系统参数,有效减轻结构关键薄弱部位的地震响应,充分发挥阻尼元件的耗能增效能力。

最后,利用有限元软件的用户自定义单元建立了惯容减震电气设备模型,在相同的三向地震激励输入下对比惯容减震的效果。结果表明,动力特性方面惯容系统使结构增加了三个模态,断路器设备各阶频率均出现增大现象且结构振动形相同的三向地震激励输入下对比惯容减震的效果。结果表明,动力特性方面惯容系统使结构增加了三个模态,断路器设备各阶频率均出现增大现象且结构振动形

状仍保持初始结构的规律，惯容系统调谐减震作用明显。地震响应结果表明了安装惯容系统使断路器设备地震响应均明显降低，惯容参数设计方法的是准确和可靠的。

关键词：支柱类设备，多质点模型修正，惯容系统，优化设计

ABSTRACT

The data over the years show that the earthquake damage to the substation post electrical equipment is more serious, and the demand of power supply system to resist natural disasters is increasing. The new inerter system is suitable for enhancing the seismic performance of substation post electrical equipment and strengthening the existing electrical equipment with remarkable quality and energy consumption efficiency. In this paper, the finite element simulation of post electrical equipment, the establishment of theoretical model, the analysis of inerter damping effect and the elaboration of inerter system mechanism, parameter analysis, and the establishment of optimization design method are studied in this paper

First, using finite element software to establish a typical substation post electrical equipment, explore the seismic performance and seismic weak parts of the equipment. According to the drawings of a 110kV circuit breaker, the refined finite element model of the equipment without seismic isolation is established. The dynamic characteristics of the model are analyzed and three ground motion models that meet the site demand spectrum are selected to calculate the seismic response, The results show that the natural vibration period of the circuit breaker is in the site spectrum platform section, which is not conducive to the structure to resist the earthquake action, and the lateral stiffness of the support leg in the out of plane direction is low, and the key weak part of the anti-seismic is the top of the post insulator.

Secondly, based on the static condensation method, the multi particle lumped mass theoretical model of the post electrical equipment is established, and the dynamic model of the equipment is further modified by the modal frequency and mode shape constraints. According to the characteristics of the structure, the key parts of the post electrical equipment are simplified as concentrated particles, so as to determine the original mass matrix and stiffness matrix of the structure. It is found that the seismic response of the multi particle simplified model is significantly different from that of the real electrical equipment. Therefore, the multi particle simplified model is modified by taking the structural frequency and mode shape as the matching constraints through the structural performance evaluation principle. The case shows that the modified model can reflect the real structural characteristics.

Thirdly, the characteristics and mechanism of self-balancing inerter are described. Through the parameter analysis of single degree of freedom structure, two kinds of parameter optimization methods, namely fixed-point theory and damping efficiency theory, are introduced, and a multi-objective optimization design method of inerter parameters suitable for the response control of key weak parts of electrical equipment is proposed. According to the installation form of the inerter system on the post electrical equipment, the target damping ratio of the main structure and the key mass damping ratio are used as constraints, and the multi-objective optimization method is used to select reasonable parameters to realize the seismic resistance of the typical pillar electrical equipment of the substation. reinforcement. The results show that the optimal design method can obtain reasonable inerter system parameters and effectively reduce the seismic response of the overall structure and the seismic response of the weak parts of the structure.

Finally, using the user-defined element of the finite element software, the damping effect of inerter system is compared under the same three-dimensional seismic excitation input. The results show that in terms of dynamic characteristics, three modes are added to the structure, the frequency of each order of circuit breaker increases, and the vibration shape of the structure still keeps the law of the initial structure. The seismic response results show that the installation of the inerter system significantly reduces the seismic response of the circuit breaker equipment, and the damping ratio of the key parts of the equipment is close to the set target value, the design method of inertial tolerance parameters is accurate and reliable.

Key Words: post equipment, theoretical model modification, inerter system, optimal design

目录

第 1 章 绪论.....	1
1.1 引言.....	1
1.2 研究现状.....	3
1.2.1 支柱类电气设备抗震技术的研究现状.....	3
1.2.2 惯容系统的发展现状.....	7
1.3 电气设备抗震设计规范.....	10
1.4 研究目标及内容.....	11
1.4.1 研究目标.....	11
1.4.2 研究内容.....	12
第 2 章 支柱类电气设备抗震性能分析.....	15
2.1 引言.....	15
2.2 支柱类电气设备有限元精细化模型.....	16
2.2.1 110kV 断路器基本构成.....	16
2.2.2 110kV 断路器设备参数.....	19
2.2.3 地震动输入.....	22
2.3 支柱类电气设备动力响应计算分析.....	24
2.3.1 动力特性分析.....	24
2.3.2 地震响应分析.....	26
2.4 本章小结.....	35
第 3 章 支柱类电气设备多质点模型及修正.....	37
3.1 引言.....	37
3.2 支柱类电气设备多质点模型.....	37
3.2.1 支柱类电气设备多质点多质点模型概况.....	38
3.2.2 支柱类电气设备多质点模型模态分析.....	39
3.2.3 支柱类电气设备多质点模型地震响应分析.....	43
3.3 结构动力模型的直接修正方法.....	44
3.3.1 模型修正问题来源.....	45
3.3.2 动力模型直接修正方法.....	46
3.4 110kV 断路器算例分析.....	47
3.4.1 面内方向动力模型简化过程.....	47
3.4.2 面外方向动力模型简化过程.....	53
3.5 本章小结.....	57
第 4 章 基于多质点模型的惯容系统的参数优化.....	59

4.1	引言.....	59
4.2	自平衡惯容器的机理分析.....	60
4.2.1	自平衡惯容器的工作原理及自平衡特性.....	60
4.2.2	自平衡惯容器的惯容单元及分析.....	61
4.2.3	自平衡惯容系统的物理模型.....	62
4.3	惯容系统安装布置.....	62
4.4	安装自平衡惯容系统的单自由度结构理论分析.....	63
4.4.1	安装自平衡惯容系统的单自由度结构模型.....	63
4.4.2	频率响应函数分析.....	65
4.4.3	惯容系统参数分析.....	65
4.5	惯容系统参数优化.....	67
4.5.1	定点理论.....	67
4.5.2	耗能增效理论.....	69
4.5.3	基于减震比的优化设计.....	70
4.6	110kV 断路器算例分析.....	72
4.6.1	面外方向优化选取.....	74
4.6.2	面内方向优化选取.....	79
4.7	本章小结.....	81
第5章	基于有限元模型的断路器减震效果分析.....	83
5.1	引言.....	83
5.2	惯容系统有限元模型.....	83
5.2.1	惯容器装置选择.....	84
5.2.3	惯容系统有限元模拟.....	85
5.3	惯容减震结构有限元模型与多质点模型对比.....	86
5.3	110kV 断路器减震前后模态信息.....	89
5.4	110kV 断路器减震前后地震响应对比分析.....	90
5.4.1	位移响应对比分析.....	90
5.4.2	加速度响应对比分析.....	93
5.4.3	应力响应对比分析.....	97
5.5	基于设备顶部的惯容系统参数分析.....	100
5.6	本章小结.....	101
第6章	结论与展望.....	103
6.1	结论.....	103
6.2	进一步工作的方向.....	104
	致谢.....	107
	参考文献.....	109
	个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果.....	117

第1章 绪论

1.1 引言

电力系统作为生命线系统的主要组成部分，是保证城市有序运行、区域经济正常发展必不可少的基础城市设施系统工程之一，同时伴随经济的高质量发展，我国电力系统和电网技术也在不断向更高电压等级迈进，这些对电力系统的安全性和稳定性提出了越来越高的要求^[1-4]。经统计，突发性和剧烈程度较高的自然灾害相比于人为因素对电力系统正常运行的影响更为频繁，其中最典型的的就是地震灾害^[5]，因此探究电力系统的抗震特性非常重要^[6,7]。

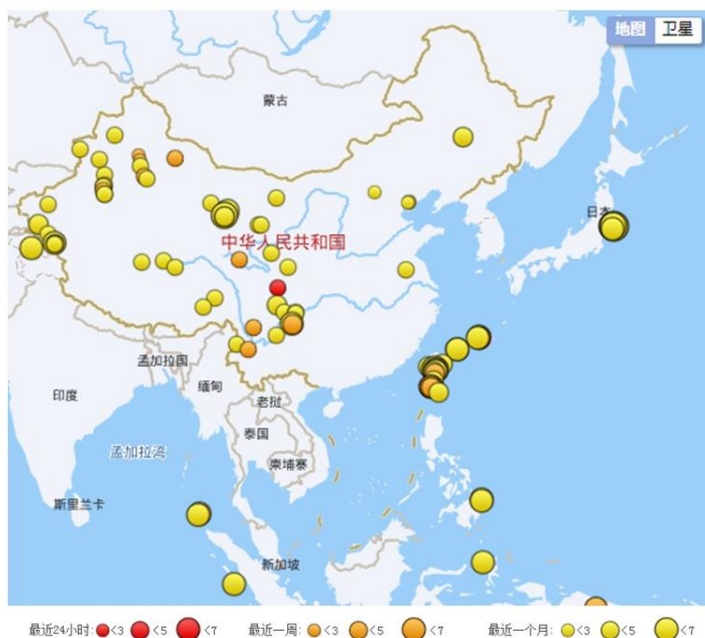


图 1.1 近期地震分布图

我国处于世界两大地震带——环太平洋地震带与欧亚地震带之间，地震十分活跃^[8]，以往历次大地震震害资料也表明电力系统中电气设备在地震作用下的易损性极高^[9,10]。电气设备材料多为瓷质或环氧树脂复合材料，抗变形能力较差，且设备间通过母线相互牵拉，在地震作用下单个电气设备既容易发生开裂、漏油等问题^[11,12]，也容易引起相邻设备的损伤甚至连续倒塌^[13,14]，对变电站全站及上下结点的正常运行造成不可逆的严重后果，从而引发电力系统的瘫痪和中断，造成巨大的经济损失^[9]。

近年来国内外数次大地震对变电站系统造成了巨大的损害。2013年4月20日,四川雅安芦山县7.0级强烈地震造成多个35kV及以上变电站损坏停运,265条10kV及以上的输配电线路中断,导致相邻的天全、宝兴两县相连的电网系统瘫痪^[15]。2017年8月8日,四川九寨沟7.0级地震严重破坏了区域内生活建筑和景区,对阿坝电网黄龙变电站和九寨沟变电站内的电气设备也造成了不同程度的损毁,变电站全站停运,周围用电地区迟迟无法恢复供电^[16]。不仅是国内,国外变电站电气设备在大地震中同样损毁严重,造成了巨额经济损失和人员伤亡。2011年新西兰地震^[17]、日本东北地震^[18]和2017年墨西哥地震^[19],都对各国变电站电气设备造成了严重的损毁破坏,进而严重滞碍了震后人员救援和社会恢复。

从以上地震资料发现,变电站支柱类电气设备在地震中易损性较高,其原因主要在于设备的结构特征和材料特性两个方面^[20]。支柱类电气设备一般由下部支架和上部绝缘子套管组成,具有明显头重脚轻的悬臂构件响应特征^[21],在地震作用下绝缘子套管顶部的位移响应、根部的应力响应非常剧烈,容易引起绝缘子开裂、连接母线拉断等破坏。同时主体套管一般为瓷质或环氧树脂复合材料等脆性材料,加剧了支柱类电气设备的地震破坏程度^[22-25],如图1.2所示。



图 1.2 变电站场地图

改变支柱类电气设备既有的结构特征或者更换设备绝缘子的组成材料成本昂贵,可行性较低^[26,27],通常情况下采用附加减隔震装置来增强电气设备的抗震性能,达到减小设备地震响应与破坏风险的效果,此类方法的有效性和安全性已得到验证^[28,29]。减隔震装置具有减小支柱类电气设备的地震能量输入,吸收消耗地震输入结构中能量的作用,能够有效减小主体绝缘子套管的地震响应,避免设

备在地震作用下产生损伤和破坏，达到减震控制的目的，其中惯容器在支柱类电气设备方面具有明显的适用性和优势。

惯容器作为一种新型的减震装置，在机械领域、土木领域都展开了系统性的研究，由惯容元件、阻尼元件和弹簧元件组成的惯容系统具有调整结构惯性特性时不仅限于单端点连接、在基本不改变结构物理质量的前提下实现惯性特征的调整、惯容增大的惯性不会增加结构所受的地震作用等显著特征^[30]。



图 1.3 首个利用惯容系统的土木工程结构——日本仙台 NTT 公司大楼^[31]

综上所述，对于支柱类设备，惯容系统可以实现不显著增加支柱设备的物理质量即可控制设备在地震作用下的响应，提升阻尼耗能元件的能量耗散效率而无需使电气设备产生较大位移，可以同时保证电气设备地震响应减小而能量耗散增加，并且其实际连接方式具有多样性和易于维护性，如果能够推广使用，不仅在提升电气设备抗震性能方面可以避免大量直接或间接经济损失，同时在减震装置制作成本和减震装置维护成本上也可以节省大量资金，因此本课题的提出具有明显的实际意义，有助于支柱类电气设备在高地震烈度区的建设、加固，保障电力系统的安全与稳定。

1.2 研究现状

1.2.1 支柱类电气设备抗震技术的研究现状

变电站在城市运行中发挥着变换电流与电压，接受并分配电能的作用，主要设备有变压器、高压断路器、隔离开关、避雷器、电容器、电抗器及对设备进行测量、监视、控制和保护的二次设备。其中支柱类电气设备指采用支柱绝缘子进行绝缘支撑的设备，在变电站中数量庞大，种类繁多，主要有隔离开关、旁路开关、断路器、避雷器、互感器等，从外形上看一般由下部支架和上部支柱绝缘子以及设备间母线组成，如图 1.4 所示。



(a) 断路器

(b) 避雷器

(c) 隔离开关

(d) 支柱绝缘子

图 1.4 典型支柱类电气设备

支柱类电气在地震作用下损伤的主要原因^[32-35]有：（1）绝缘子套管采用脆性材料，地震引发的局部变形将导致材料开裂漏油，使电气绝缘失效甚至引发火灾；（2）绝缘子套管的侧向刚度不足，地震作用下产生的较大位移使连接法兰断裂；（3）由电气绝缘安全高度的要求，支柱绝缘子安装在下部支架上，支架对地震的放大效应加剧了绝缘子的地震响应；（4）电气设备间通过母线连接，相连设备的结构特征通常不同，母线连接处的位移响应具有不同步性，在地震作用下可能引发母线的拉断，进而使整条电网通路中断；（5）支柱类设备整体呈现典型的“头重脚轻”悬臂结构特征，固有频率在 1-10Hz 之间，其固有周期与变电站场地的特征周期接近，在地震作用下容易发生共振或类共振。

综上，支柱类电气设备的安全性及稳定性影响着变电站的正常运行，而支柱类电气设备本身的抗震性能具有明显的局限性，因此对支柱类电气设备进行抗震分析和探索提升设备抗震性能的措施具有重要的现实意义，国内外许多学者基于

此在多方面进行了大量的研究工作。

在电气设备抗震体系研究方面，1975 年国外学者 Palk 和 Hawley 等人从地震波参数类型和成分入手研究了电气设备的抗震性能，证明了将多种成分地震波与人工波综合分析能够得到设备地震响应的合理结果^[36]。1989 年，我国基于电气设备震害情况、设备抗震性能研究成果及国外相关资料，制定了不同类型电气设备抗震分析计算方法，并出版了具有工程指导性的《电力设施抗震设计规范》，推动了我国电气设备抗震设计的进一步发展^[10]。1997 年国外学者 Hwang 等人提出将变电站设备的相互连接和外部电网线路冗余度计入参数评估的逻辑图谱，以此综合判定变电站抵抗地震作用的能力^[37]。2008 年至 2011 年，国内学者谢强等人依据汶川地震中关于变电站支柱类电气设备的震害信息和实际地震波数据，深入探究了开关类设备和大型变压器的震害机理，提出了大型变压器的破坏来源于陶瓷套管结构高柔，抗弯强度较小，箱体对套管的地震放大作用强烈，为国内既有的电气设备抗震设计规范提出了指导性建议^[38]。2013 年，Koliou 等利用有限元模型及振动台试验，发现在变压器箱体顶板上增设加劲肋能有效降低变压器套管的地震响应，为提高变压器套管的抗震性能提供了方向^[39,40]。2017 年马国梁等人结合有限元分析与试验研究，对 1100kV 特高压变压器套管的抗震性能和地震响应薄弱部位进行探究，发现了陶瓷套管与金属法兰连接部位为抗震顶部，设备地震响应分析应对位移、加速度和应力综合考虑，避免套管根部因加速度超过规范建议值而对高精度构件造成损伤^[41-43]。2019 年姜斌等人考虑电气设备多质点模型和振动台试验研究，提出了设备关于下部支架抗侧刚度和连接法兰转动刚度的地震响应变化规律，为下部支架的合理设计提供了有效的建议^[44]，如图 1.5 所示。

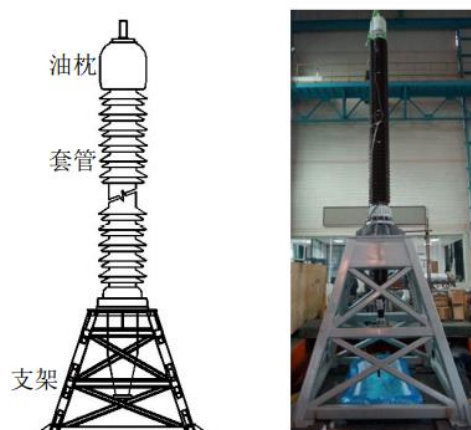


图 1.5 套管-支架体系^[44]

除了对支柱类电气设备进行基础性的抗震体系研究外，大量学者在电气设备

的多质点模型研究方面同样有所涉及。2002 年李亚琦等基于有限元分析及振动台试验结果，建立了断路器的理论简化模型^[45]。2008 年吕宝龙等通过柔性节点模拟隔离开关的受力状态^[46]。2010 年国外学者 Cimellaro 和 Roh 等提出了法兰处弹簧-摩擦-粘滞阻尼模型来模拟复合绝缘子支柱的失效模式，通过试验验证了模型在不同地震作用下的准确性，模型如图 1.6 所示^[47,48]。2012 年谢强等人通过对某 220kV 高压隔离开关的振动台试验分析，认为电气设备抗震规范推荐的设备支架放大系数远小于实际值^[34]。2018 年 Li 等人通过复合绝缘子的静力和动力试验，明确了其具有典型的悬臂式结构特征^[49,50]。

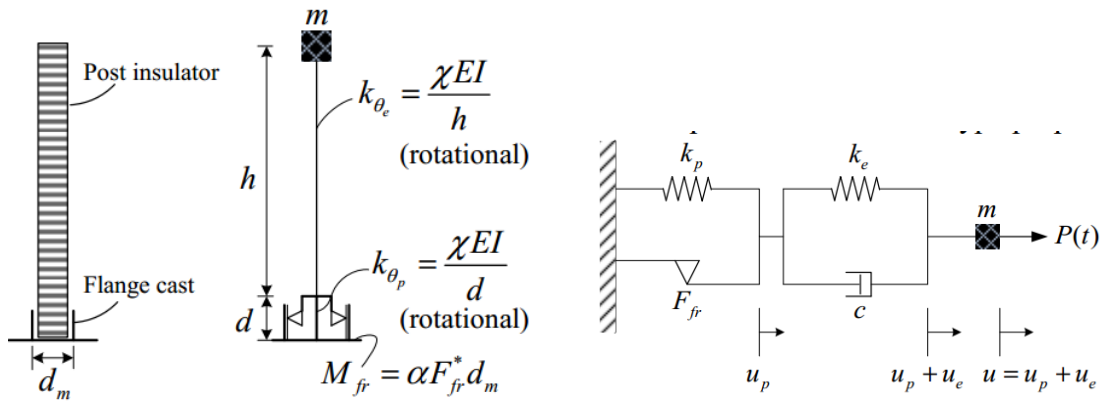


图 1.6 绝缘子失效模型^[47,48]



(a) 橡胶支座



(b) 摩擦摆支座



(c) 钢丝绳阻尼器



(d) 复合粘滞阻尼器

图 1.7 电气设备减隔震装置

如前所述,布置减隔震装置来控制支柱类电气设备的地震响应是常用且行之有效的办法,根据建筑及机械领域减隔震技术的研究和运用,学者们在考虑支柱类电气设备和建筑等结构差异性的基础上提出了适用于电气设备的减震装置,如橡胶支座、摩擦摆支座、钢丝绳阻尼器、复合粘滞阻尼器、铝合金减震器和金属减震器等。

早在1993年便有国外学者探究将民用建筑领域减隔震技术应用在电气设备上, Demetriades 等人通过有限元分析和振动台试验证明了钢丝绳阻尼器能够有效降低设备整体的地震响应^[51]。2007年刘彦辉等人将金属减震器安装在电压互感器的支架和绝缘子之间,发现上部绝缘子套管的地震响应得到明显降低^[52]。2009年,文波等人利用铅芯叠层橡胶支座来控制某高压电抗器的地震响应,计算结果表明降低效果近似于降低一个抗震设防烈度^[53]。2009年同年 Kong 等人将钢丝绳阻尼器与摩擦摆支座组合为复合装置,验证了此复合装置同时具有两种减隔震装置的优势,极大改善了隔离开关的抗震性能^[54]。2010年尤红兵等利用铝合金减震器减小瓷质断路器的地震响应,效果显著^[55]。2015年李圣等在连接法兰处增设金属减震器,振动台试验验证了避雷器抗震性能得到有效提高^[56]。2015年国外学者 Alessandri 等探究了钢丝绳阻尼器能够有效降低支柱类电气设备的加速度响应与应力响应,但放大了设备顶部位移响应^[57,58]。2017年马国梁等经过分析提出了摩擦摆系统的力学特性在变电站电气设备抗震性能提高方面具有显著优势^[59]。2019年杨振宇和何清清等利用钢丝绳阻尼器和液压阻尼器组合支座降低特高压旁路开关的动力响应,有限元分析结果证明组合支座能够有效控制设备顶部位移和加速度^[60-63]。2022年重庆大学 Jing Bian 等探索惯容系统在变电站开关类设备的适用性,结果表明新型惯容系统在增强设备地震性能方面具有极大潜力^[64]。

综上所述,橡胶支座、钢丝绳阻尼器等减隔震装置能够有效降低变电站支柱类电气设备上部支柱绝缘子的加速度响应和应力响应,但放大了设备顶部的位移响应,容易造成顶部母线开裂等一系列问题,为此达到减小支柱类设备套管在地震下扭转效应同时不增大套管顶部位移响应的目的,本文引入在机械建筑领域具有优越表现的惯容系统来减轻电气设备的地震响应。

1.2.2 惯容系统的发展现状

惯容减震系统一般指惯容元件与阻尼、弹簧元件组合成完整的动力学系统来控制主结构的地震响应,其中惯容元件作为一种新型的两端点惯性元件,出力与两端点间加速度之差成正比:

$$F_{in} = m_{in}(\ddot{u}_1 - \ddot{u}_2) \quad (1.1)$$

式中 F_{in} 为惯容元件的惯性力, \ddot{u}_1 和 \ddot{u}_2 分别为两端点处的加速度, 系数 m_{in} 为惯容系数, 代表了惯容元件的表现质量。

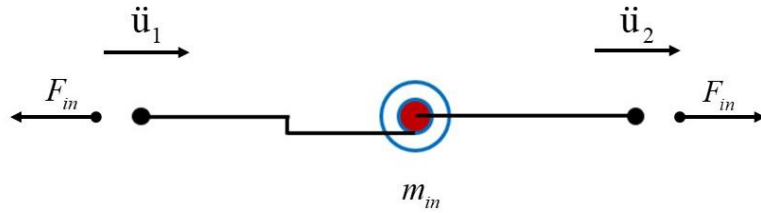


图 1.8 惯容元件

惯容元件的两端点惯性特征主要通过改变运动形式来实现, 如平动-转动转换、改变流速等, 典型的惯容实现机制有滚珠丝杠惯容器^[65-67]、齿轮-齿条惯容器^[68,69]和流体液压惯容器^[70]如图 1.8 所示,除此外还有电磁型惯容^[70,71]、曲轴型惯容^[72]、扭转惯容^[73]等。

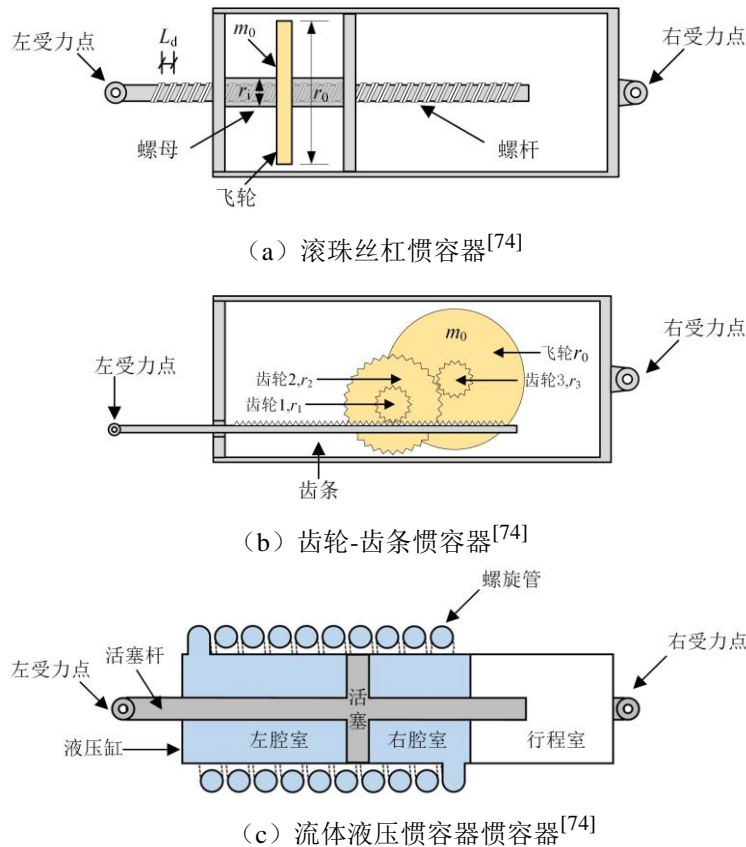


图 1.9 典型惯容实现机制

惯容器装置两端点惯性机制的雏形于 20 世纪 70 年代出现在建筑减震领域, 外国学者 Kawamata 提出通过改变液体腔内液体流速能够实现装置表现质量的放大^[75]。1999 年, 日本学者 Arakaki 等采用滚珠丝杠搭载飞轮的形式, 通过将丝杠

的直线运动转化为飞轮的高速旋转获得了远超装置物理质量的惯性质量,该装置被称为旋转质量阻尼器(GMD)^[76-78]。2002年,英国学者 Simth 团队基于电流-机械类比原理,将两端点惯容元件称为“惯容器”,并提出将齿条平动转化为齿轮转动能够获得较大表观质量^[68, 69]。2013年,Swift 等通过设置不同直径的液体管道实现液体流速的放大,实现了流体液压惯容器^[70]。

单独的惯容元件仅具有吸收地震能量和改变结构惯性特征的作用,通常将其与阻尼元件和弹簧元件组合使用,发挥其调谐减震和耗能增效的优势^[79-83]。关于惯容系统实现机理的研究十分丰富。2007年,Ikago 等利用滚珠丝杠机构实现惯容元件与粘滞阻尼元件的并联并通过外部串联弹簧构成了混联II型惯容系统,证明了装置的表观质量远大于实际物理质量,能够有效实现对主结构的调谐减震,经对比验证了此惯容系统通过共振作用放大了粘滞阻尼元件的形成,相比单独的粘滞阻尼元件具有更好效率的能量耗散能力^[84-91]。2012年,Kida 等提出了带有限力机制的调谐粘滞质量阻尼系统,通过飞轮与滚珠丝杠摩擦材料最大摩擦力矩的限制调节系统的最大减震控制力,结果表明该系统在保持原有减震效果的同时能够实现对装置的保护^[92,93]。2014年,Lazar 等利用层间安装的方式提出了调谐惯容阻尼系统(TID),通过在不同地震作用下的数值分析证明了调谐惯容阻尼系统(TID)具有显著的能量吸收作用和减震效果^[94]。2018年Pan 和 Zhang 等分析了单独惯容、阻尼和弹簧元件组成的三种典型惯容系统:串联型惯容系统(SIS)、并联I型惯容系统(SPIS-I)、并联II型惯容系统(SPIS-II),从拓扑结构上证明了并联I型惯容系统(SPIS-I)^[95]与 Lazar 等^[94]提出的调谐惯容阻尼系统(TID)相同且对结构的振动响应具有良好的控制效果。2019年,Xie 等提出了拉索式支撑惯容系统(CBIS),将惯容系统中的弹簧以拉索来代替,结果表明刚性拉索能够有效传递主结构运动,实现惯容系统的质量增效和耗能增效作用^[96-98]。除此外,Zhao 等利用位移相关阻尼元件提出了位移依赖型阻尼惯容系统(DDIS)^[99],Nakamura 等提出了电磁惯性质量阻尼器(EIMD)^[100,101],Zhang 等提出了形状记忆合金惯容阻尼系统^[102,103]。

惯容系统作为完整的动力学体系,具体参数对耗能减震效果有很大的影响,国内外学者在这个认识的基础上进行了大量的研究^[104-112]。2012年,日本学者 Ikago 等基于调谐质量阻尼器的定点理论原理,在假设主结构无结构阻尼和简谐激励的条件下推导了安装于单自由度结构的惯容系统的最优参数的解析式,通过数值模拟与试验验证证明了最优参数的准确性^[84-91]。2016年,李超等利用遗传算法来探究惯容系统减震的最优参数,但结果表明最优惯容参数由参数的可行上限决定,证明了定点理论在惯容系统中的可使用性^[113]。2018年Pan 和 Zhang 等人基于性能需求目标和减震成本考虑提出了由经验公式构成的快速设计方法^[114,115]。

2019年, Xie 等提出了基于性能需求的拉索式惯容系统基于性能需求的参数优化设计方法^[97]。2020年 Zhang 等发现了阻尼元件变形能力与主结构减震比之间的关系, 并在数学表达式上推导了耗能增效方程, 从本质上解释了惯容系统阻尼耗能效率提升来源于阻尼元件与主结构运动间的相位差, 提出了基于耗能增效考虑的惯容系统优化设计方法^[116]。

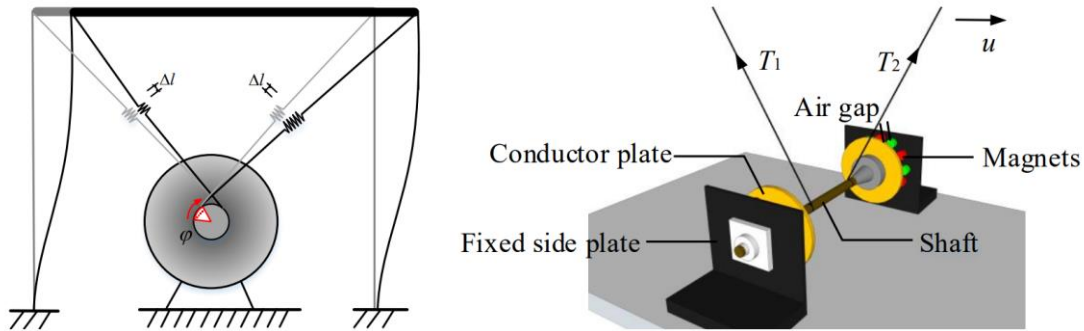


图 1.10 拉索式惯容系统^[97]

综上, 考虑到变电站电气设备具有明显的“高”“柔”特征, 结构上存在电气安全需要, 同时既有支柱类电气设备承受着潜在的地震威胁, 应重视对既有设备进行减隔震加固改造, 通过拉索安装在电气设备的惯容系统成为提高设备抗震性能行之有效的方法。同理, 拉索的安装部位受变电站场地条件、设备结构条件的影响显著^[117-121], 实际改造工程中设备能够安装惯容系统的部位不一定是减震设计的最优安装部位, 面对整体结构的最优参数也可能对关键地震控制部位的响应效果较小, 为此应进一步在安装情况受限的情况下分析惯容系统参数对电气设备减震效果的影响和探究有针对性控制关键薄弱部位的地震响应的参数设计方法。

1.3 电气设备抗震设计规范

随着对电气设备抗震性能机理的研究不断加深及抗震设计的不断精细化, 国内外关于电网及电气设备的抗震设计规范也不断进行更新和完善, 国际上主要以中国、美国、日本和欧洲规范为主。

我国吸取唐山大地震忽视变电站抗震设计的教训于 1996 年颁布了国内首部电气设备抗震设计规范《电力设施抗震设计规范》(GB 50260-96)^[122]。经过国内学者的不断研究和借鉴国外规范规定, 2013 年电力工业部推出了强制性国标规范《电力设施抗震设计规范》(GB 50260-2013)^[123], 为电气行业的设备设计与使用进行了明确规定。

美国电气与电子工程师协会 (IEEE) 出版了关于变电站电气设备抗震计算、

站内设计和性能检测的标准规范《IEEE Recommended Practices for Seismic Design of Substations》(IEEE Std 693 标准)^[124],为各类变电站设备的设计提供了可靠的规范依据,在世界电气设备抗震规范领域地位很高。

日本和欧洲常用的规范为《电气设备抗震设计指南》^[125]和 IEC 系列标准^[126-131],两者各自考虑了变电站场地因素与设备历年震害情况,并借鉴 IEEE 标准规范而制定。

除了标准规范外,国内外对变电站中不同设备和不同供电目标制定了有针对性的抗震规范。我国相继出版了适用于高压开关设备的标准规范《高压开关设备和控制设备的抗震要求》(GB/T 135409)^[132],针对支柱绝缘子材料特性的《交流电压高于 1000kV 变电站用电站支柱复合绝缘子的定义、试验方法及接收准则》(GB/T 25096-2010)^[133]和《纤维增强塑料拉伸性能试验方法》(GB/T 1447-2005)^[134],面向第二产业的《工业企业电气设备抗震设计规范》(GB 50556)^[135]以及特高压电气设备标准《特高压瓷绝缘电气设备抗震设计及减震安装与维护技术规程》(Q/GDW 11132)^[136]。国外出版了针对母线耦联设备的《IEEE Recommended Practice for the Design of Flexible Buswork Located in Seismically Active Area》(IEEE Std 1527-2006)^[137],面向复合绝缘子材料特性及工程设计的《IEEE Guide for Application of Composite Insulators》(IEEE 1987-2001)^[138]、《IEEE Standard for High-Voltage Direct-Current (HVDC) Composite Post Insulators》(IEEE 1898-2016)^[139]和《Composite station post insulators for substations with a.c.voltages greater than 1000V up to 245kV-Definitions, test methods and acceptance criteria, MOD.》(IEC std 62231-2006)^[140]。

由上可知,当前各国的电气设备抗震标准正处于全面性考虑、针对性完善的过程中,为了进一步推动标准规范的发展,仍需要在变电站支柱类电气设备、复合绝缘子材料特性及电气设备抗震性能提升等方面进行不断深入研究。

1.4 研究目标及内容

1.4.1 研究目标

经济社会的高速发展对电力系统安全性与稳定性的要求不断提升,我国地震设防区较多且地震灾害频繁,变电站在地震作用下的损害停运将导致巨大的经济损失,严重危害了震害发生区域的抗震救灾、灾后重建及正常使用。作为变电站中的关键设备,支柱类电气设备的抗震研究仍存在不足:(1)缺乏同类别设备的综合抗震评估。国内外学者的相关研究往往集中于给定的某个单一设备,而实

际中设备的下部支架、设备的几何尺寸以及相邻设备的连接情况非常复杂，案例式的探究无法获得归纳性的结论来指导设备抗震；（2）减隔震改造研究工作亟待完善。目前对电气设备的抗震性能研究和设计主要关注设备本身的结构特征、材料特征及震害机理，对减隔震装置的多样性、可安装性、减震效果及改造建议等方面略微不足。

惯容器作为一种新型减震耗能装置，在机械、土木行业已经得到了不错的发展和应用，考虑将惯容系统引入电气设备的减隔震改造来发挥其调谐减震和耗能增效优势，仍存在以下不足：（1）安装方式的限制。以往建筑领域主要考虑惯容系统的利用效率，通过不同安装方案实现理想的地震响应控制效果，而电气设备由于电气绝缘、工程检修等问题给惯容系统的制造与部署带来了不便；（2）减震效果探究不够全面。目前的惯容系统参数优化设计主要关注对结构地震响应的最优控制效果，由上所述电气设备中惯容系统安装位置受限，往往达不到最理想的振动控制，多数情况应先确定安装方式再进行优化设计；（3）电气设备与建筑结构的差异。电气设备多质点模型集中于刚体多质点模型和多质点集中质量多质点模型，其准确性将随着振型阶数的增大而降低，而惯容系统参数的选取与结构的振型频率密切相关，这将带来一定的参数设计误差影响惯容减震效果。

综上所述，本文的研究目标为探究惯容系统对于变电站支柱类电气设备减隔震改造的适用性，为惯容器在电气行业的引入与发展提供依据。

1.4.2 研究内容

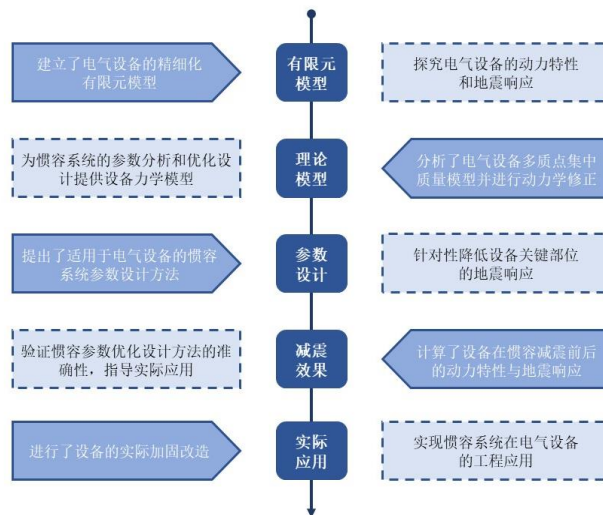


图 1.11 技术路线图

为了实现将惯容系统引入变电站支柱类电气设备减隔震加固改造的研究目标，本文设定技术路线如图 1.11 所示。

本文的主要内容及章节安排如下：

(1) 第 1 章为绪论部分，首先通过简述国内外变电站支柱类电气设备的地震损害情况引入电气设备减隔震改造的主题，从国内外学者的研究中发现电气设备由于结构特征和材料特性具有很高的地震易损性，而相关的减隔震技术存在一定的局限性。其次，介绍了新型两端点惯性元件惯容的受力特性、惯容系统的实现机理与惯容系统参数的优化设计方法，为惯容系统引入电气设备抗震改造提供了理论依据。最后，依据对电气设备抗震改造及对惯容系统减震控制的认识，提出了本文的研究思路与安排。

(2) 第 2 章建立了典型支柱类电气设备 110kV 断路器的精细化有限元模型，通过计算得到该设备的动力特性及地震响应，分析设备在三向地震作用下的抗震薄弱位置。

(3) 第 3 章建立了电气设备的多质点模型，并对模型进行动力响应修正。首先选择多质点集中质量模型作为支柱类电气设备的简化模型，分析简化模型的模态情况与地震响应情况。其次，通过对比发现直接简化模型与有限元模型计算结果差异较大，简化模型无法准确反映真实结构的地震响应特性，基于结构健康监测理论通过振型模态和对应频率修正简化模型。最后，通过案例分析证明了修正简化模型的可行性与准确性，判断简化模型能否反映真实电气设备的特征。

(4) 第 4 章提出了针对于电气设备的惯容减震系统参数的优化设计方法。首先探究了惯容系统在支柱类电气设备安装的可行性，通过变电站场地情况和检修维护需求确定了拉索式连接方式。其次，通过对惯容减震单自由度结构的动力学分析，依据位移放大系数最小化目标对惯容系统进行参数分析，判断减震效果的参数敏感性。最后，介绍了定点理论与耗能增效理论两种常用的惯容参数优化设计方法，并在此基础上提出了针对电气设备惯容减震改造的参数优化设计方法，该方法考虑了顶部的地震响应控制，对比分析了该设计方法的特点与优势。

(5) 第 5 章在有限元软件中对比了惯容减震前后断路器的动力特性与地震响应。基于第 4 章中的惯容参数优化设计方法选取了一组最优参数，利用有限元软件模拟惯容减震前后设备的响应，明确惯容系统对设备结构动力特性的改变和地震响应的影响，并进行基于设备顶部的惯容系统参数分析，为实际电气设备加固改造工程提供建议和依据。

(6) 第 6 章为结论与展望，总结了全文的研究工作及成果，提出在研究中不足的部分并对未来的研究工作进行展望。

第2章 支柱类电气设备抗震性能分析

2.1 引言

变电站是电力系统网络的关键节点，承担着变换电压、分配电能的功能，其中支柱类电气设备是变电站中的重要组成设备，如断路器、旁路开关、隔离开关、电流互感器、电压互感器等，种类繁多、数量庞大，基本结构一般为下部的安装支架和上部的支柱绝缘子，外形简单且容易识别。根据使用功能的不同，还可能存在顶部均压环、顶部横向设备、连接母线等附属结构，总体上抗震性能较为一致。

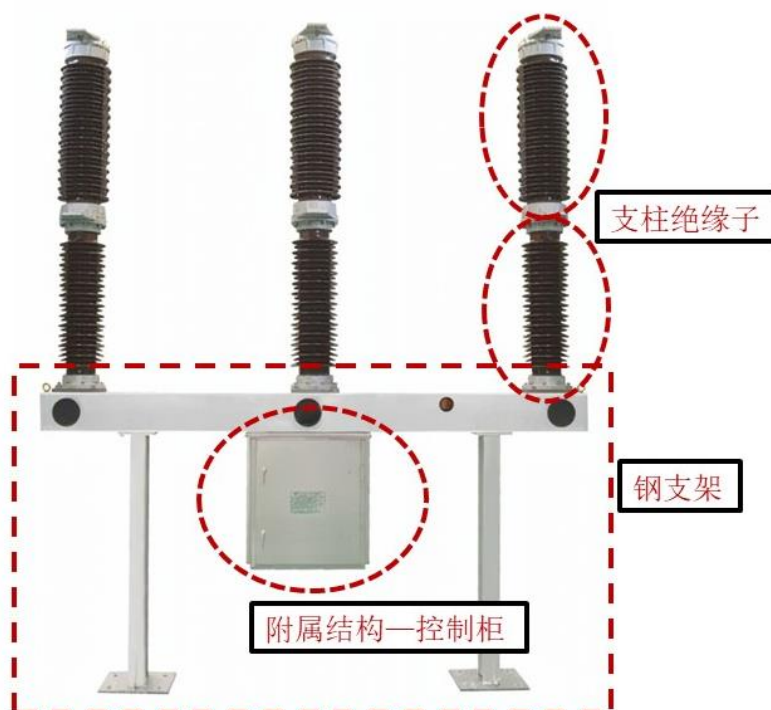


图 2.1 支柱类电气设备结构示意图（某 110kV 断路器）

在变电站各种电气设备中，断路器主要用于分合电流、转换线路，实现对电路系统的保护、控制及操作，是重要的电气设备。如图 2.1 所示，此 110kV 六氟化硫断路器由钢支架、控制柜和三柱支柱绝缘子组成，既具有支柱类电气设备抗震性能的共性，又存在不同方向上抗震性能差异明显的特点，因此以其为切入点研究支柱类电气设备的抗震性能是合理的。

Abaqus 作为一套单元库丰富、分析功能强大的有限元软件，可以模拟复杂的电气设备模型及工程材料特性，完成结构动力特性及地震响应的求解和研究。

它具有的材料模型库可以模拟断路器支架的钢材性能、支柱绝缘子的陶瓷特性，以获得精确的解答；预留的用户自定义单元（UEL， User-defined element）可以支撑惯容器装置本构模型的实现，为惯容系统的模拟提供了有效接口。因此，利用 Abaqus 进行数值模拟是合理的，结果是可靠的。

本章基于第一章中对支柱类电气设备的认识和理解，根据图纸和现场测量数据建立某 110kV 断路器的精细化模型作为典型支柱类电气设备结构模型，分析和研究其动力特性和地震下的响应；根据第一章中的抗震设计规范获得所在变电站的场地谱，进一步选取合适的地震波及人工波；同时，通过 Abaqus 提供的用户子程序接口（User subroutine）和应用程序接口（Utility routine），建立第一章所介绍的惯容系统的 UEL 用户自定义单元，设计其安装连接方式并应用于断路器模型中，初步形成安装惯容系统后的断路器精细化有限元模型。

2.2 支柱类电气设备有限元精细化模型

2.2.1 110kV 断路器基本构成

某 110kV 变电站中实际安装的六氟化硫断路器的设备图和现场照片如图 2.2 所示，此断路器主要由底部钢支架、横梁下端控制柜和上部三柱两端绝缘子构成，整体结构呈“兴”字状。

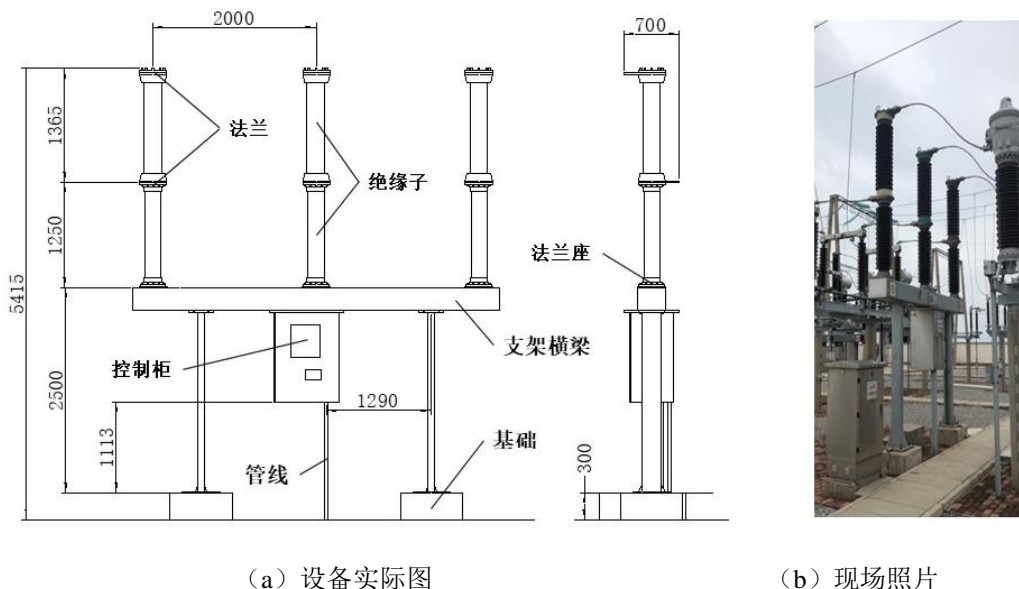


图 2.2 断路器设备实际图和现场照片

此 110kV 断路器整体高度为 5.12 米，底部混凝土基础相对于地面的高度为 0.30 米。设备下部钢结构支架中柱腿的间距为 2.83 米，钢支架总体重量为 713.60

千克；上部绝缘子两柱间距为 2.00 米，单柱绝缘子包括法兰的总重量为 297.10 千克。设备整体重心距地面高度约为 3.09 米。



图 2.3 断路器混凝土基础细节图



图 2.4 断路器钢支架细节图

由下往上分析断路器构造，根据电气方面对地绝缘安全距离的要求，设备通过钢结构支架安装在混凝土基础上，支架与基础采用螺栓连接，如图 2.3 所示。基础通常采取混凝土加注的方式，保证完整性和可靠性。支架底部通过预埋在基础内部的螺栓与基础进行连接，可简化为刚性连接。

钢结构支架的细节图如图 2.4 所示，其组成部件有横梁、柱腿和控制柜。其中柱腿为槽形钢，与横梁之间采用螺栓进行刚性连接。横梁为箱型梁，安装在柱腿顶部，承载上部支柱绝缘子。断路器中部控制柜是由薄钢板构成的，起到控制断路器开关的作用，与横梁镶焊固结，因为无实际结构作用，以集中质量等效替代。

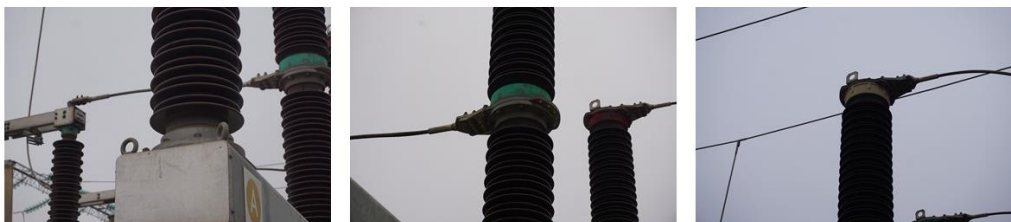


图 2.5 实际断路器绝缘子细节图

断路器上部的单柱绝缘子分为两段，通过法兰连接形成支柱绝缘子整体。绝缘子底部法兰通过螺栓安装在钢结构支架横梁上，中部法兰之间通过胶状材料牢固连接并引出母线，顶部法兰引出软母线与相邻设备连接。法兰与绝缘子之间采用螺栓连接，因为法兰段整体刚度较大，可认为是刚性连接。此设备绝缘子为内部空心结构的瓷质套筒外壳，外径为 220 毫米，厚度为 30 毫米。

根据以上对断路器设备各组成部件的分析，可知此结构重量大、重心高，整体重量沿高度分布不均，具有典型的“头重脚轻”悬臂结构特征。该设备在地震波激励作用下各部位产生加速度、位移和应力响应，考虑结构特征和第一章中的支柱类电气设备地震损害情况，需要关注的设备地震响应薄弱位置点主要为：

1.断路器支柱绝缘子顶部对地面的相对位移响应。从图 2.2 (b) 现场照片中可以看到，断路器支柱绝缘子顶部与其他设备之间通过导线连接，此处发生较大位移时，导线接线端在相互拉扯中产生很强的拉力，会导致母线连接金具的变形、损毁，影响变电站的正常运行。因此，顶部位移响应是评价设备抗震性能的一项非常重要的参数依据。

2.断路器支柱绝缘子中部连接部位对地面的相对位移响应。根据断路器的结构特征，单柱绝缘子中部通过导线与相邻设备连接，连接方向与顶部导线连接方向相反。若此处发生较大位移，除了可能导致此处连接金具的损毁外，还可能对顶部绝缘子和绝缘子根部施加额外的外力作用，增大绝缘子顶部的相对位移响应和根部绝对应力响应。因此，此处的相对位移会影响设备顶部导线是否会拉断和支柱绝缘子根部是否会断裂，需引起重视。

3.断路器支柱绝缘子顶部绝对加速度响应。加速度响应主要反映了断路器结构在地震波激励下的动力特性，也反映了断路器内部精密电气构件甚至法兰螺栓是否能够正常使用。此处为断路器设备整体的最高处，绝对加速度响应值最大，可能会导致电气构件的碰撞、松动和损毁，应加以关注。实际研究中，通常采用顶部加速度放大系数，即设备绝缘子顶部绝对加速度与地面地震输入加速度峰值的比值，来描述地震作用下绝缘子顶部的加速度响应。

4.断路器钢结构支架顶部绝对加速度响应。有一定安装高度的支柱绝缘子在地震波激励下直接承受钢支架顶部动力作用，其所受到的地震激励是经过钢结构

支架将地面地震波激励放大后的结果，因此应分析钢支架顶部的加速度响应。值得注意的是，相比于绝对数值比较，通常采用加速度放大系数描述地震波激励下钢结构支架顶部加速度响应，具体含义指支架顶部绝对加速度幅值与地面同方向地震输入加速度峰值最大值的比值。国内外规范中规定了支架的放大系数，以避免上部绝缘子承受的动力作用过大。

5.断路器支柱绝缘子根部应力响应。瓷质绝缘子支柱是断路器发挥电气功能的核心，决定着设备的抗震性能优劣。从结构特征方面看，支柱绝缘子为典型的悬臂受力结构，在三向地震作用下绝缘子根部承受很大弯矩，且受力状态复杂；从材料特性方面看，绝缘子套管采用陶瓷脆性材料且质量较大，侧向刚度低，横向承载力不足。一旦遭遇强烈地震波激励，可能导致此处发生不可逆的破裂漏油和根部断裂等损坏，严重时将引发整体结构的倾覆和倒塌。从历年的变电站支柱类电气设备震害情况普查可知，应重点关注此薄弱点处的应力响应。

综上所述，此 110kV 六氟化硫断路器的地震响应主要关注部位为 5 个，涵盖了变电站支柱类电气设备最常见的主要震害，在后续的地震响应时程分析中应重点关注和研究，在此基础上改善整体断路器设备结构的抗震性能。

2.2.2 110kV 断路器设备参数

本研究采用 Abaqus 有限元软件建立 110kV 六氟化硫断路器的精细化模型。通过提供结构的几何形状、材料特性、边界条件和地震激励输入，Abaqus 软件可以为每个构件定义材料特性，进行网格划分，处理地震分析，满足断路器设备的单元建立和接触方式建立，确保获得精确的解答。

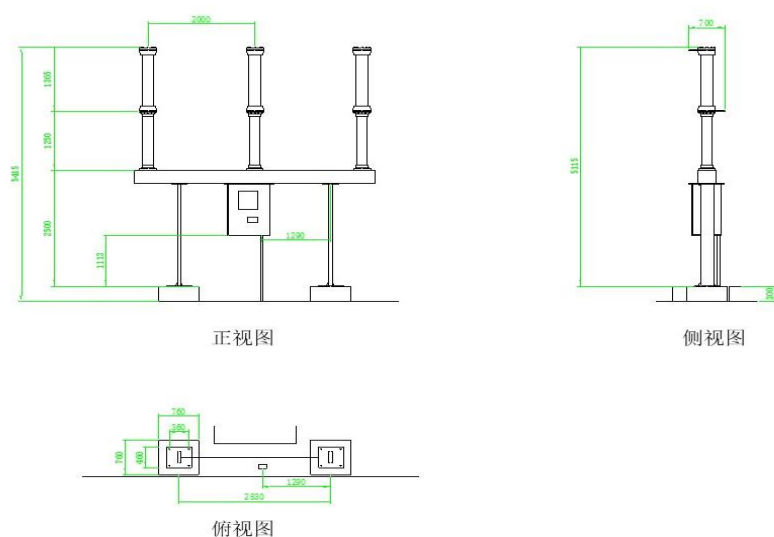


图 2.6 断路器设备安装图纸

本研究所选取的断路器为云南某变电站中实际安装的设备，安装图纸如图 2.6 所示，通过安装图纸细节、构件材料特性、实际连接构造进行精细化有限元模型的建立。

断路器精细化有限元模型如图 2.7 所示，考虑此电气回路方向垂直于断路器平面，故将整体坐标系定义为，以电气回路延伸方向，即断路器平面外方向为 X 向，平面内顺钢支架横梁延伸方向为 Y 向，以沿着设备上部支柱绝缘子延伸方向，即竖向为 Z 向。

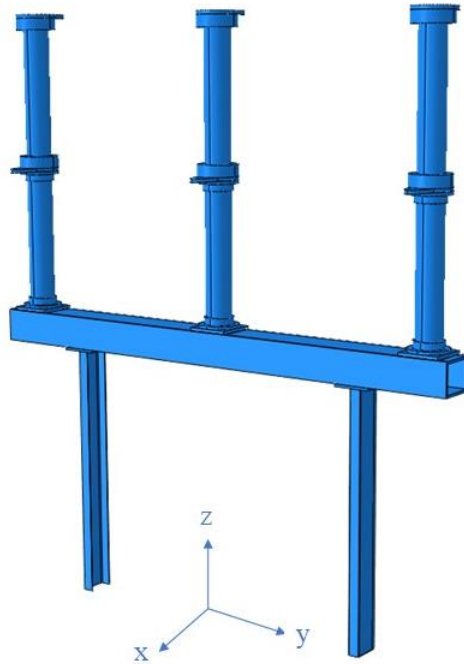


图 2.7 断路器设备精细化模型

本文所述断路器单体设备总高度为 5.12m，钢结构支架高度为 2.50m，支柱绝缘子整体高度为 2.62m；设备横向总长度，即钢支架横梁长度为 4.50m，支架柱腿间距为 2.83m，支柱绝缘子间距为 2.00m。

由于控制柜重量较轻，对设备结构动力特性无实际作用，所以建模时以集中质量代替控制柜。设备柱腿为冷弯等边槽钢[240×80×5.6，长度为 2.22m。钢支架横梁为箱形钢□340×280×20，长度为 4.50m。钢支架选用材料为 Q235 普通碳素结构钢，密度为 7850kg/m³，弹性模量为 210GPa，泊松比为 0.3。支架各构件均采用实体单元 C3D8R，保证分析精度不受网格变形的影响，使位移得求解结果更加精确。钢支架柱腿底部与地面设置为 Load 模块中的 ENCASTRE 约束，即完全固接约束，柱腿顶部垫板与横梁底部采用 Interaction 模块中的 Tie 连接，为完全刚性连接，如图 2.8 所示。

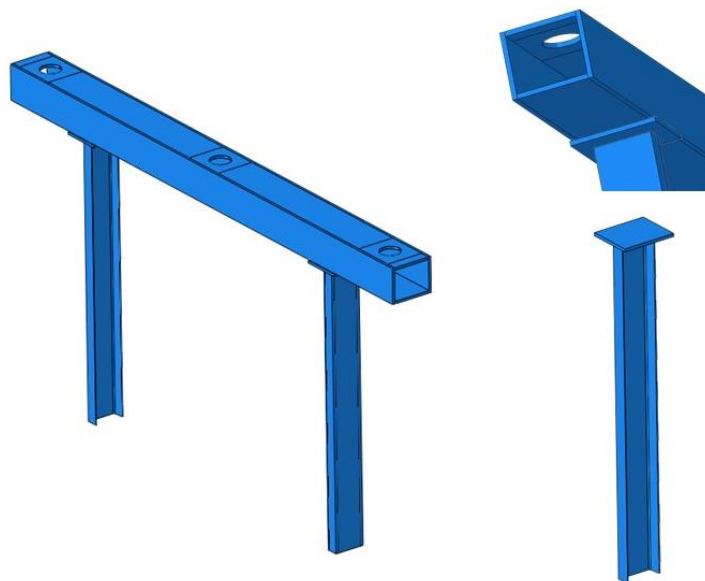


图 2.8 钢结构支架有限元模型详图



图 2.9 支柱绝缘子有限元模型详图

支柱绝缘子的有限元模型如图 2.9 所示，其中套管采用陶瓷材料，外径为 220mm，壁厚为 30mm，上半段绝缘子长度为 1.37m，下半段绝缘子长度为 1.25m。陶瓷材料的密度为 5259kg/m^3 ，弹性模量为 100GPa，泊松比为 0.32。绝缘子与钢结构支架、两端套管之间和绝缘子顶部均通过法兰结构牢固连接，法兰采用铝材，密度为 2700kg/m^3 ，弹性模量为 71GPa，泊松比为 0.31。套管与法兰均采用实体单元 C3D8R 来保证有限元模型的精确度，连接方式采用 Interaction 模块中的 Tie 连接，为完全刚性连接。

通过 Abaqus 软件中 Assembly 模块将上述各部件组合形成断路器整体结构，

通过 Mesh 模块为整个模型划分网格，并根据应力分析对网格进行优化，提高应力计算的精度。由上，断路器的有限元模型得到建立。

2.2.3 地震动输入

此断路器所在变电站站址场地土为中软土，属于建筑抗震一般地段，根据《中国地震动峰值加速度区划图》（GB18306-2001 图 A1），站址地震基本烈度为 VIII 度，选取设计基本地震加速度（PGA）为 0.40g，场地类型为 II 类场地，场地特征周期为 0.45s。

由《电力设施抗震规范》（GB500260-2013）的规定，选取两条天然波和一条人工波进行地震响应计算分析。选取的天然地震波为 El Centro 波和新松波，人工地震波根据变电站实际场地需求谱通过 EQsignal 软件拟合得到，站址场地谱与三条地震波在主震方向反应谱的关系曲线如图 2.10 所示。由于变电站支柱类电气设备阻尼比一般为 0.01-0.02 之间，所以计算加速度谱曲线时设定阻尼比为 0.02。110kV 断路器基本周期为 0.2-0.3s，图中此周期段内三条地震波主震方向的反应谱基本包络场地需求谱，可知所选择的三条地震动符合电气抗震设计规范要求，证明了基于此三条地震波对断路器的动力特性及地震响应进行分析研究是合理的。

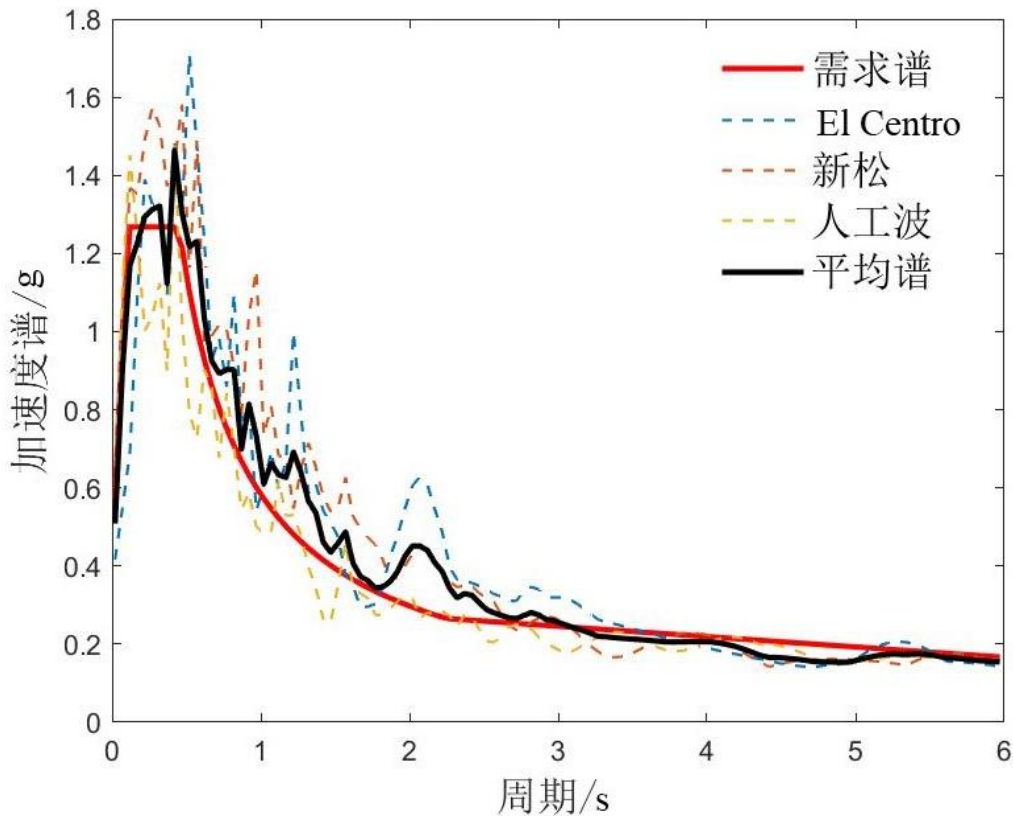
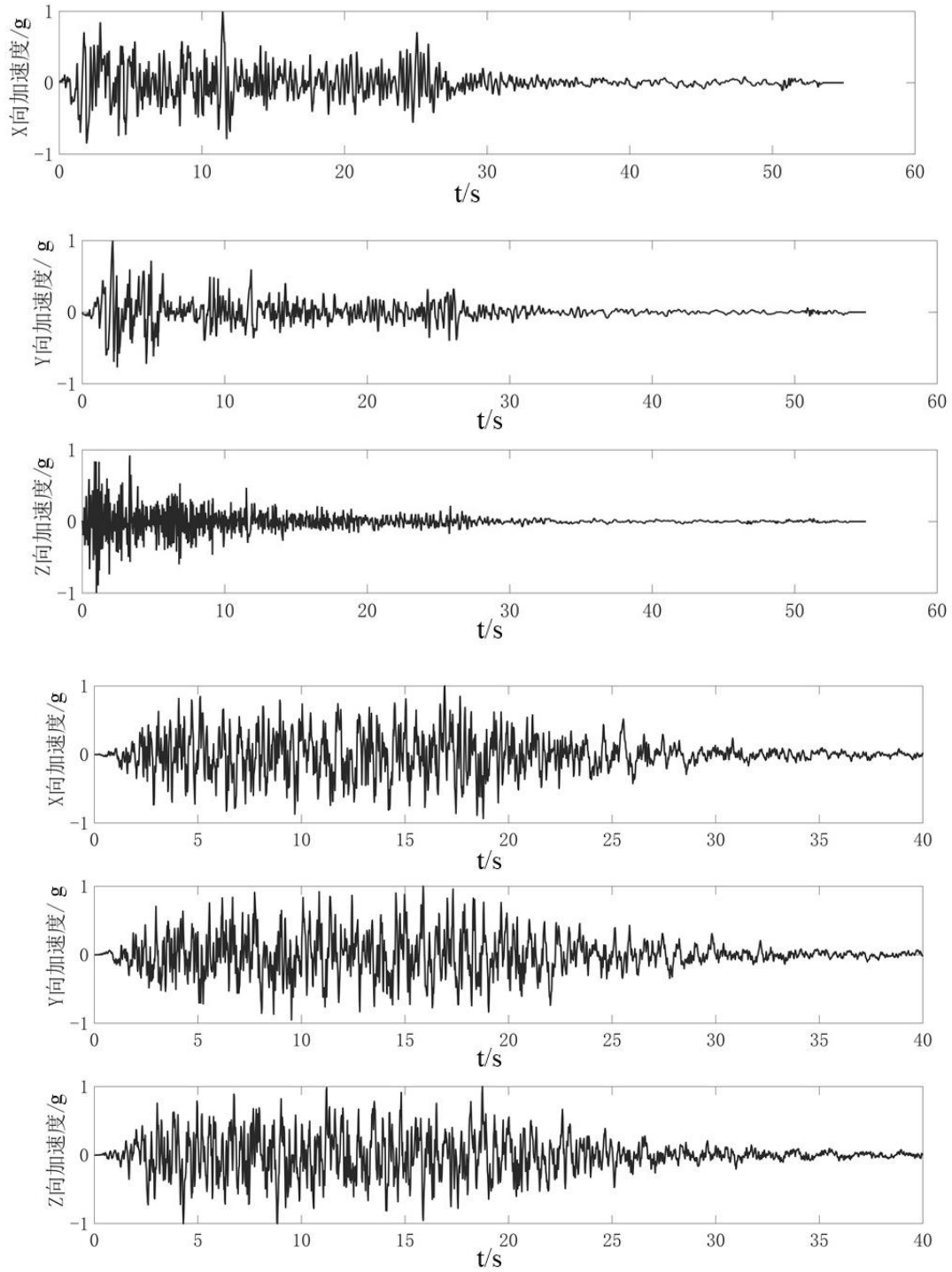


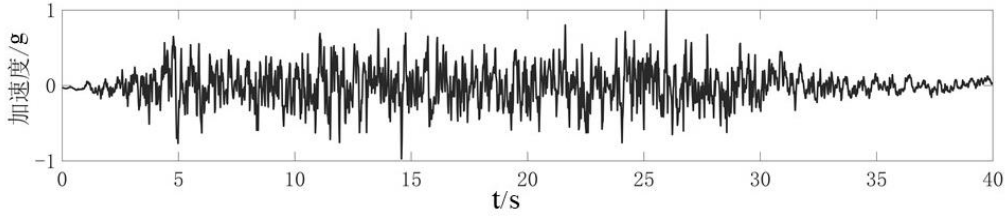
图 2.10 站址场地谱与输入地震波地震影响系数

通过 Abaqus 软件的 Tools 工具 Amplitude 中输入三条地震波数据,根据断路器设备的结构特点可知顺电气线路方向为薄弱方向,则选取 X 向为主震方向,三向加速度时程数据输入按照峰值加速度 (PGA) 比例为 1: 0.85: 0.65 输入,三条地震波的各项归一化时程图见图 2.11 所示。



(a) El Centro 波三向加速度归一化时程

(b) 新松波三向加速度归一化时程



(c) 人工波三向加速度归一化时程

图 2.11 三条地震波加速度归一化时程曲线

2.3 支柱类电气设备动力响应计算分析

上一章节中建立了断路器精细化有限元模型和选取输入了三条地震波加速度时程数据。本章通过在 Abaqus 软件的 Step 模块设定动力特性分析步和地震响应分析步对断路器模型进行数值仿真分析，得到的结果如后文所示。其中三向地震波加速度时程数据输入在断路器柱腿底部，提取地震响应数据的顶部为章节 2.2.1 中所述结构薄弱处。

2.3.1 动力特性分析

通过 Step 模块中 Frequency 分析步可以得到断路器结构的动力特性，各阶自振频率数据见表 2.1 所示，对应的各阶振型如图 2.12 所示。有限元模型采用隐式求解法 (dynamic, implicit) 计算，结构阻尼取 Rayleigh 阻尼计算，Rayleigh 阻尼为质量矩阵和刚度矩阵的组合，其定义为

$$\mathbf{C} = a_0 \mathbf{M} + a_1 \mathbf{K} \quad (2.1)$$

其中 a_0 和 a_1 为比例常数，单位分别是 s^{-1} 和 s ， \mathbf{M} 为结构质量矩阵， \mathbf{K} 为结构刚度矩阵。

得每阶 Rayleigh 阻尼比为

$$\xi_n = \frac{a_0}{2\omega_n} + \frac{a_1\omega_n}{2} \quad (2.2)$$

设前两阶振型的结构阻尼比均为 0.02，可得 $a_0=0.45738$ ， $a_1=0.00087$ ，计算所得断路器结构每阶的结构阻尼比如表 2.1 所示。

根据模态分析理论，该断路器设备理论上存在无穷多阶振型模态，而结构在外界激励作用下并不能充分激发结构所有的模态，这意味着外界输入能量分散在各阶模态中，定义各阶模态参与因子 T_i 为各阶模态在外界激励下的贡献程度，其表达式为：

$$T_i = \frac{\phi_i^T M \cdot r}{\phi_i^T M \phi_i} \quad (2.3)$$

其中 ϕ_i 表示对应于本阶模态的振型， $M = \text{diag}[m_1 \ m_2 \ \dots]$ 表示断路器结构的质量矩阵，向量 r 为外界激励的比例换算因子向量，其计算过程如下：

当外界激励的地震波加速度幅值为 a_g 时，上部结构所承受的外界荷载幅值向量为 $R = [m_1 a_g \ m_2 a_g \ \dots]^T$ ，将向量 R 单位化便可得到外界激励比例换算因子向量 r 。章节 2.2.3 中介绍了三条地震波为三向 X: Y: Z=1: 0.85: 0.65 输入，将其 PGA 之比代入向量 r 的表达式，振型向量和质量矩阵由有限元软件计算结果 dat 文件读取，则计算可得各阶模态对应的参与因子如表 2.1 所示。

表 2.1 断路器结构自振频率表

振型	第 1 阶	第 2 阶	第 3 阶	第 4 阶	第 5 阶
频率 (Hz)	3.557	3.727	5.454	8.726	14.979
振动方向	Y 向 1 阶	X 向 1 阶	扭转	Y 向 2 阶	X 向 2 阶
参与因子	0.790	0.182	0.016	0.009	0.001
阻尼比	0.020	0.020	0.022	0.028	0.043
振型	第 6 阶	第 7 阶	第 8 阶	第 9 阶	第 10 阶
频率 (Hz)	16.389	20.687	20.790	20.820	47.794
振动方向	X 向 3 阶	Y 向 3 阶	扭转	扭转	横梁变形
参与因子	0	0	0	0	0
阻尼比	0.047	0.058	0.059	0.059	0.131

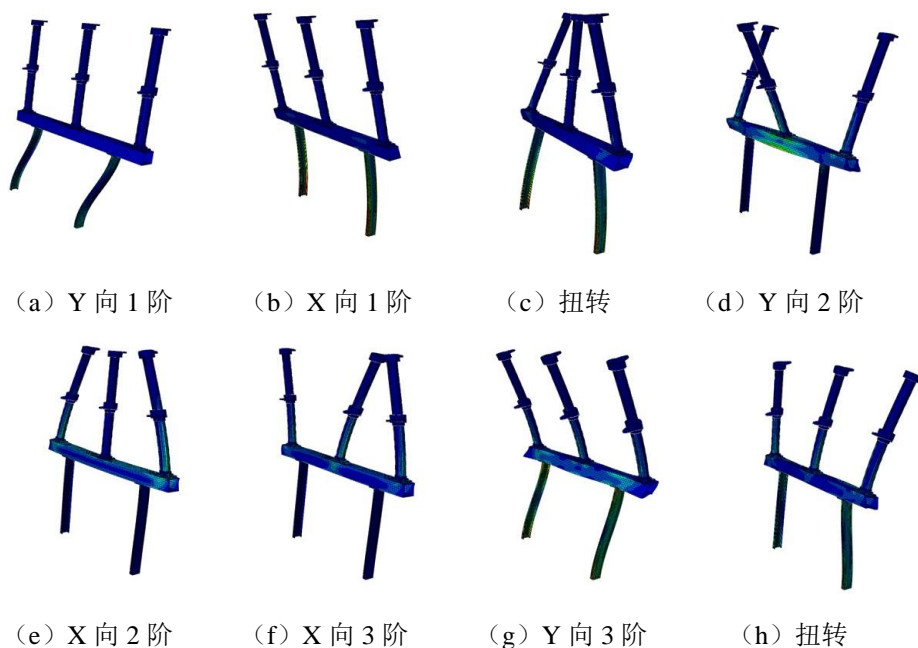


图 2.12 断路器结构振型图

根据此 110kV 断路器结构的频率和振型可得：

1.断路器结构的基本频率为 3.557Hz，基本周期为 0.281s，场地的特征周期为 0.45s，是结构基本周期的 1.6 倍。根据抗震设计规范可知，当结构的自振周期超过场地的特征周期时，地震对结构的作用会随自振周期的增大而减小，即图 2.10 中场地谱的曲线下降段，而此断路器结构自振周期均小于场地的特征周期，处于场地谱平台段，这对于结构抵抗地震作用是不利的。

2.断路器结构水平 Y 向 1 阶频率小于 X 向 1 阶频率，两者相差 4.8%，这表明此断路器结构在面内方向更柔。从图 2.12 振型图中可以看出结构前两阶振动形式以支架柱腿变形为主，这是由于柱腿槽钢在面内和面外两方向上侧向刚度均不足引起的，在后续的加固改造和新设备安装设计中应提高柱腿的刚度。

3.随着自振频率阶数的增大，顶部绝缘子弯曲振动变形越来越明显，证明了此断路器中绝缘子属于典型的悬臂结构，根部受力状态复杂，弯矩很大，在地震作用下此处容易发生破坏，为结构应力响应分析研究的顶部。

4.断路器前三阶有效振型参与质量之和占总有效质量的比例在 X 向为 81.1%，在 Y 向为 99.0%，这说明依据 Y 向 1 阶振型计算地震响应满足精度要求，而仅依据 X 向 1 阶振型计算地震响应的结果不够准确，前 7 阶有效振型参与质量之和占总有效质量的比例在 X 向为 98.5%，满足精度要求。所以后续多质点模型分析对断路器结构动力模型的直接修正中应考虑前 7 阶振型，来保证简化结果和响应结果的准确。

5.根据公式(2.3)中模态参与因子的表达式，代入三条地震波幅值计算各阶模态的参与系数，结果表明输入激励中能量主要集中于 X 向 1 阶和 Y 向 1 阶，前两阶模态的贡献占比超过了 97%，而第三阶扭转振型对断路器设备的响应贡献较小，表明在 PGA 比例 1: 0.85: 0.65 的地震作用下，Y 向一阶振型模态对动态响应的贡献最大，为 79.0%，X 向一阶振型模态其次，为 18.2%，而扭转模态与地震激励相互作用效果不明显，因此在后续的研究中可忽略扭转振型对该设备面外方向运动的影响。

综上所述，本小节得到了断路器的动力特性，基于其振型形状和频率分布特点明确了结构的关键控制部位和结构振动特点。断路器的地震响应在频率成分不同的地震波激励下存在差异，应考虑场地的情况进行详细的分析计算。通过对振型参与质量之和占总有效质量比例的分析，明确了后续理论分析中应考虑前 7 阶振型的影响，来保证结果的可靠性。

2.3.2 地震响应分析

在断路器有限元模型中，通过 Load 模块分别在柱腿底部输入 El Centro 波、

新松波和人工波，峰值加速度均为 0.40g，三向输入加速度之比为 1: 0.85: 0.65。

在章节 2.2.1 中，明确了断路器结构的地震响应重点关注内容为绝缘子顶部位移响应、绝缘子中部位移响应、绝缘子顶部加速度响应、支架顶部加速度响应和绝缘子根部应力响应，最终的峰值计算结果及均方根 (Root mean square, RMS) 计算结果见下。

1. 相对于地面的位移响应

断路器结构在垂直方向的响应远小于水平方向，故地震响应分析重点关注 X 向和 Y 向水平方向运动响应计算的结果，位移响应分析的关键位置为绝缘子顶部和中部，下文位移响应若无其他说明均为结构对地面的相对位移。

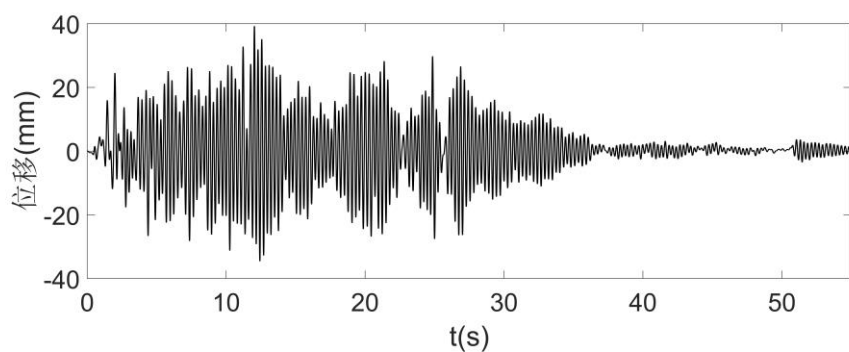
根据结构特征，中柱与侧边绝缘子的运动状态不完全相同，在三条地震波作用下其位移峰值响应及均方根值响应如表 2.2 所示。由于中柱绝缘子的位移响应大于侧边绝缘子，后文中仅以中柱绝缘子为例，给出其位移时程曲线与传递函数曲线如图 2.13-2.16 所示。

根据图表可知，水平位移峰值的最大值出现在新松波作用下，分别为 X 向中柱绝缘子顶部 49.2mm 和 Y 向侧边绝缘子顶部 27.9mm。该设备顶部位移响应较大，X 向位移响应远大于 Y 向，甚至在顶部位置 X 向位移响应是 Y 向的 2 倍以上。这主要原因是断路器结构特征，支架柱腿截面整体刚度较小，加剧了绝缘子顶部位移响应；X 向整体刚度远小于 Y 向，且存在扭转振型的影响，导致结构在水平 X 向位移响应抗震能力更薄弱，应增强 X 向约束以提高整体抗震性能。

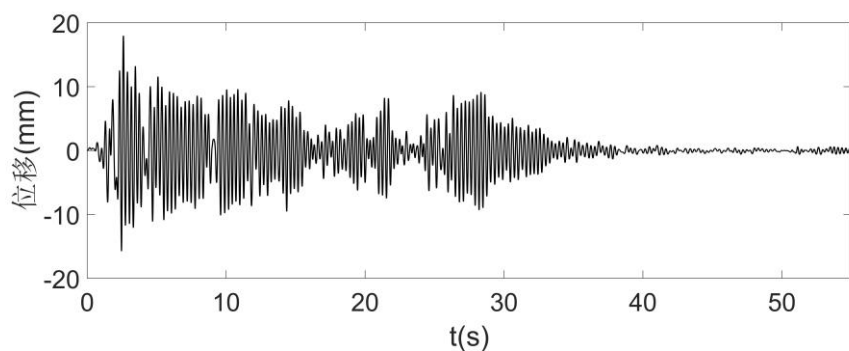
传递函数为零初始状态下线性系统的响应与激励的拉氏变换之比，用于描述系统的动力特性。本文使用 Matlab 工具中的 tfestimate 函数通过输入断路器结构位移响应数据计算其传递函数。以 El Centro 波为例，指定 200Hz 的采样率和长度为 1024 的汉明窗，获得位移响应传递函数如图 2.14 所示，中柱绝缘子顶部位移响应传递函数峰值位置对应的频率与结构基本频率一致，表明断路器结构处于接近线弹性状态，非线性程度较弱。

表 2.2 断路器位移响应 (mm)

地震输入		中柱绝缘子中部		中柱绝缘子顶部		侧边绝缘子中部		侧边绝缘子顶部	
		X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向
El	峰值	26.3	16.9	40.1	17.5	25.9	17.1	39.2	18.0
	RMS	6.6	3.3	10.1	3.4	6.5	3.4	9.9	3.5
新松	峰值	32.3	26.3	49.2	27.2	31.8	26.6	48.2	27.9
	RMS	8.3	6.5	12.6	6.7	8.1	6.6	12.3	6.9
人工	峰值	20.7	17.4	31.4	18.0	20.4	17.6	30.8	18.5
	RMS	5.5	4.5	8.3	4.7	5.4	4.6	8.2	4.8

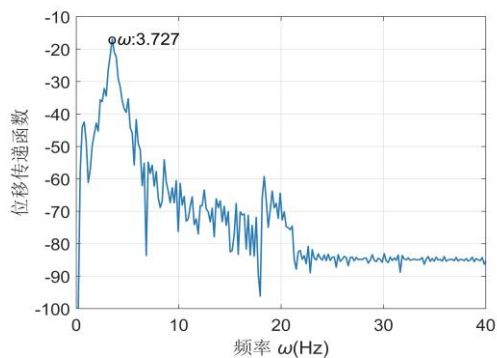


(a) X 向位移时程

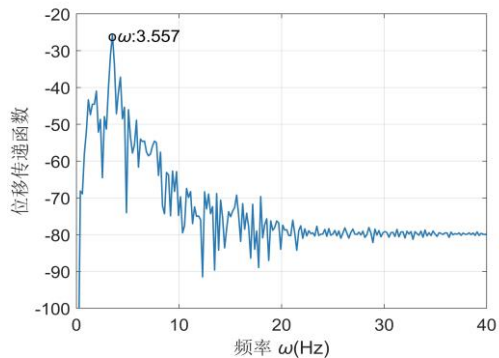


(b) Y 向位移时程

图 2.13 在 El Centro 波作用下中柱绝缘子顶部位移时程

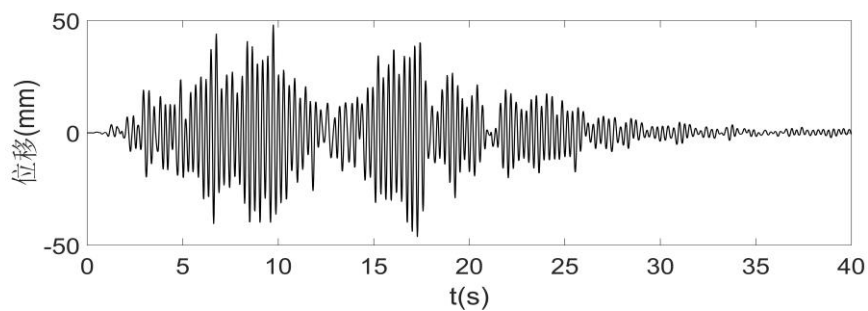


(a) X 向位移传递函数

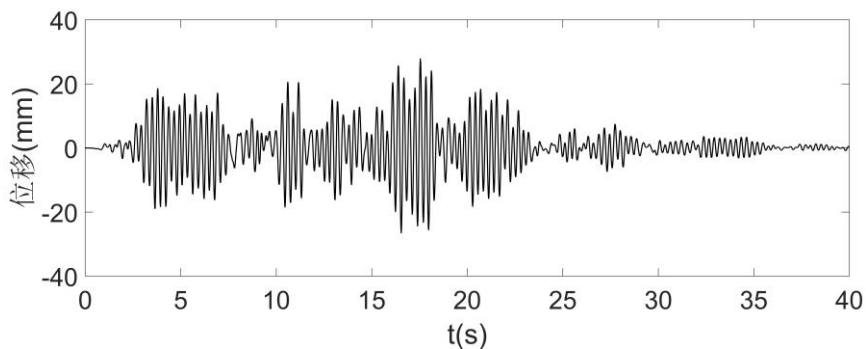


(b) Y 向位移传递函数

图 2.14 在 El Centro 波作用下中柱绝缘子顶部位移传递函数

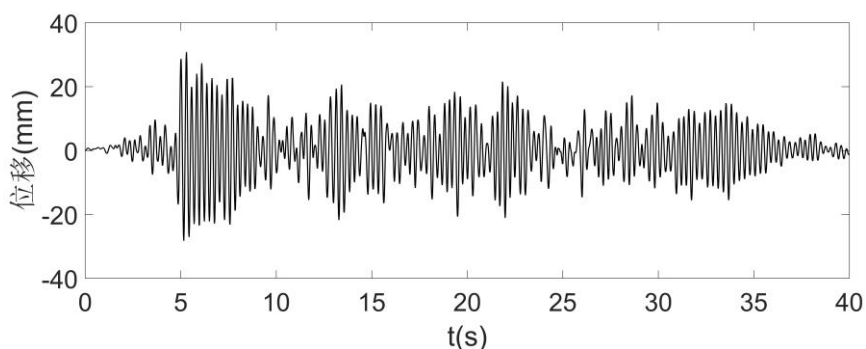


(a) X 向位移时程

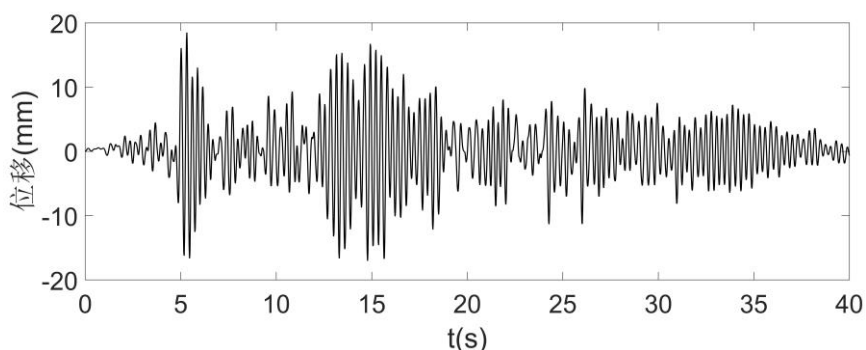


(b) Y 向位移时程

图 2.15 在新松波作用下中柱绝缘子顶部位移时程



(a) X 向位移时程



(b) Y 向位移时程

图 2.16 在人工波作用下中柱绝缘子顶部位移时程

2. 绝对加速度响应

设置重力加速度为 10m/s^2 ，加速度响应分析主要关注绝缘子顶部和中部在水平方向的响应，三条地震波作用下加速度峰值响应及均方根值响应如表 2.3 所示。中柱绝缘子加速度时程曲线、传递函数曲线和频谱图如图 2.17-2.21 所示。

根据图表可知，水平加速度峰值的最大值出现在新松波作用下，分别为 X 向中柱绝缘子顶部 27.45m/s^2 和 Y 向侧边绝缘子顶部 13.76m/s^2 。断路器顶部 X 向加速度响应远大于 Y 向，顶部位置两者相差 2 倍以上。

地震波输入峰值加速度 X 向与 Y 向比例为 1: 0.85，故引入加速度放大系数

来客观分析设备结构在地震波激励下的影响，断路器结构加速度放大系数见表 2.4 所示。绝缘子顶部加速度放大系数峰值的最大值出现在新松波作用下，分别为 X 向 6.86 和 Y 向 3.98。《电力设施抗震设计规范》（GB50260-2013）中指出对安装在室外的电气设备，其支架的动力反应放大系数的取值不宜小于 1.2，在三条地震波作用下断路器支架动力放大系数远大于该推荐值，上部绝缘子受到支架动力放大作用剧烈，导致顶部加速度响应很大，不利于设备抗震。以两个平动方向来看，X 向放大系数沿竖向高度变化明显，绝缘子顶部放大系数为支架顶部的 2 倍以上；Y 向放大系数对高度变化不明显，绝缘子顶部与支架顶部相差 10% 以内，表明该断路器结构在 X 向刚度不足，动力放大效应明显，绝缘子顶部连接金具承受较大的动力脉冲。

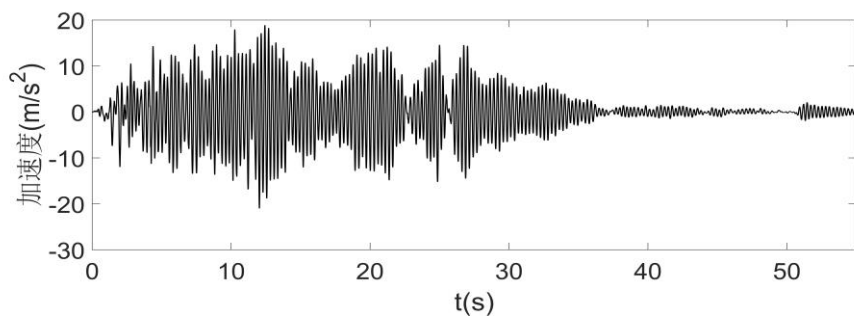
为了直观分析设备结构的动力特性，以 El Centro 波为例获取加速度响应的传递函数和频谱图如图 2.18 和 2.19 所示，结构在基频附近取得幅值的极大值，验证了断路器 X 向基频和 Y 向基频分别为 3.727Hz 和 3.557Hz，证明结构在低频成分更丰富的地震动作用下产生更强烈的振动响应，应引起重视。

表 2.3 断路器加速度响应 (m/s²)

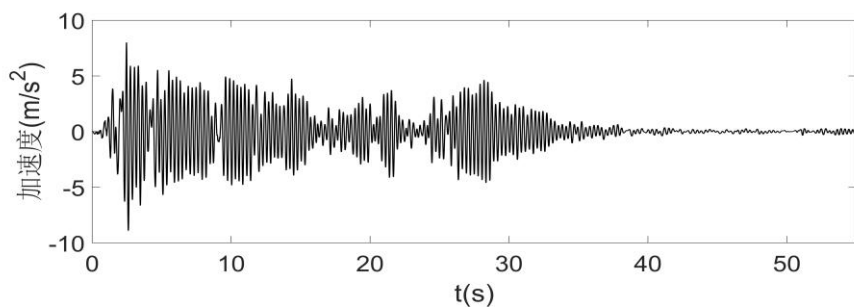
地震输入		中柱绝缘子中部		中柱绝缘子顶部		侧边绝缘子中部		侧边绝缘子顶部	
		X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向
El	峰值	14.31	8.533	21.49	8.85	14.06	8.56	20.98	8.91
	RMS	3.63	1.66	5.49	1.72	3.58	1.68	5.38	1.76
新松	峰值	17.44	13.08	27.45	13.53	17.14	13.22	26.81	13.76
	RMS	4.51	3.22	6.88	3.34	4.44	3.27	6.73	3.42
人工	峰值	11.14	8.59	16.47	8.99	11.09	8.70	15.86	9.12
	RMS	2.99	2.23	4.68	2.31	2.94	2.26	4.55	2.37

表 2.4 断路器结构加速度放大系数最大值

地震输入	支架顶部		绝缘子中部		绝缘子顶部	
	X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向
El	2.00	2.45	3.58	2.51	5.37	2.60
新松	2.59	3.76	4.36	3.85	6.86	3.98
人工	1.86	2.46	2.78	2.53	4.12	2.65

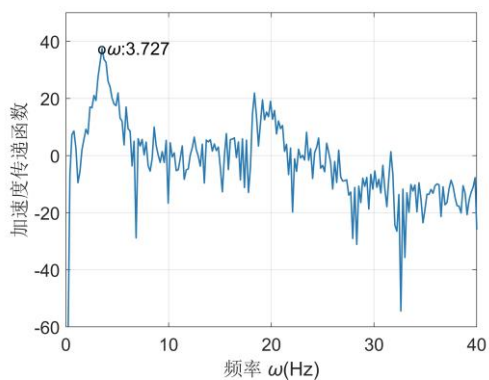


(a) X 向加速度时程

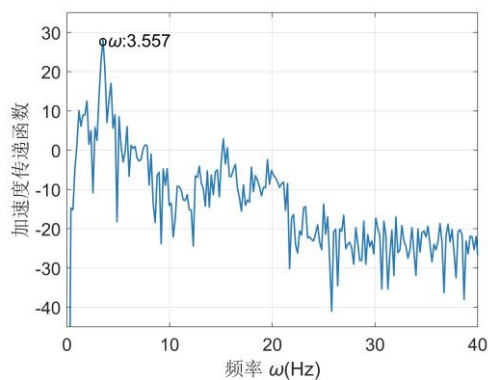


(b) Y 向加速度时程

图 2.17 在 El Centro 波作用下中柱绝缘子顶部加速度时程

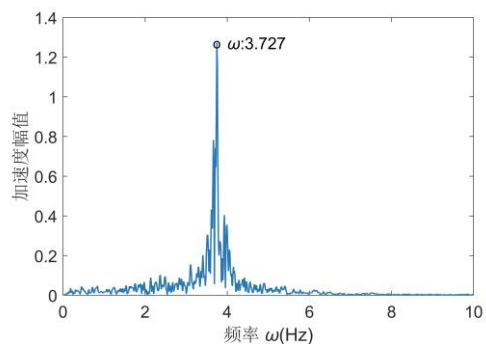


(a) X 向加速度传递函数

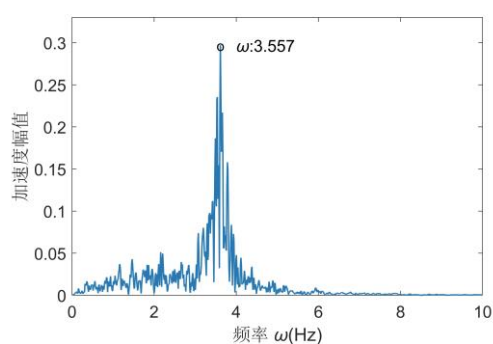


(b) Y 向加速度传递函数

图 2.18 在 El Centro 波作用下中柱绝缘子顶部加速度传递函数

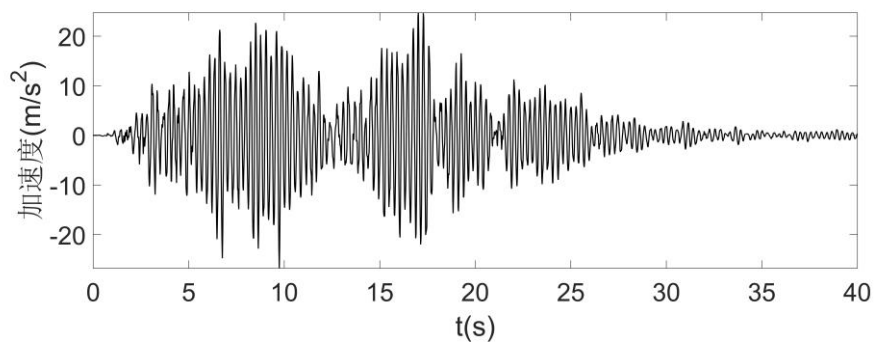


(a) X 向加速度频谱

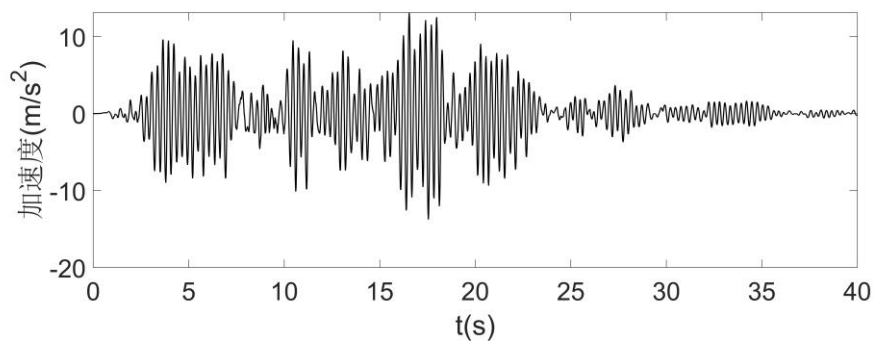


(b) Y 向加速度频谱

图 2.19 在 El Centro 波作用下加速度频谱图

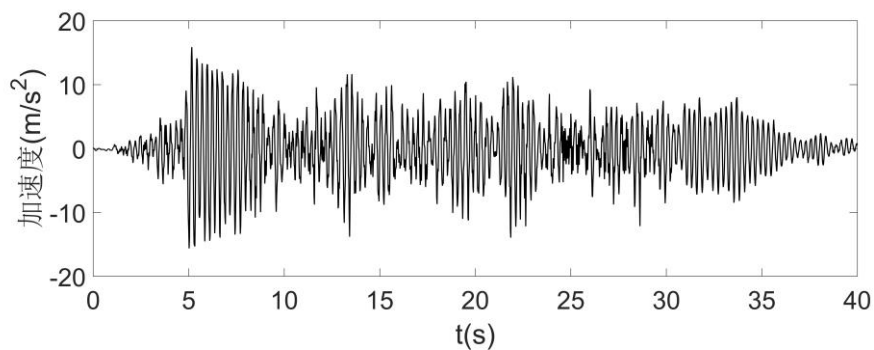


(a) X 向加速度时程

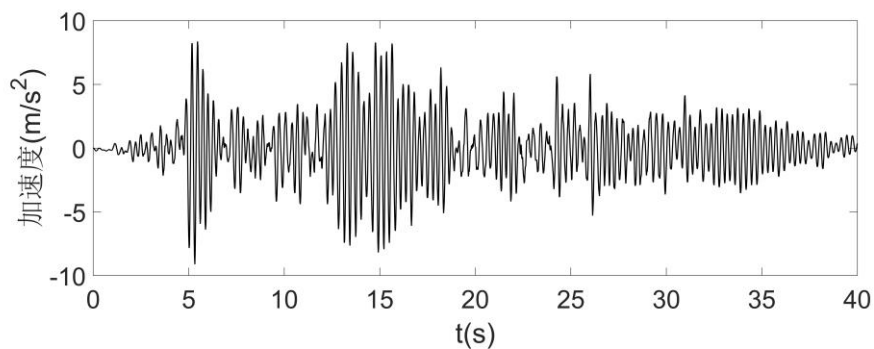


(b) Y 向加速度时程

图 2.20 在新松波作用下中柱绝缘子顶部加速度时程



(a) X 向加速度时程



(b) Y 向加速度时程

图 2.21 在人工波作用下中柱绝缘子顶部加速度时程

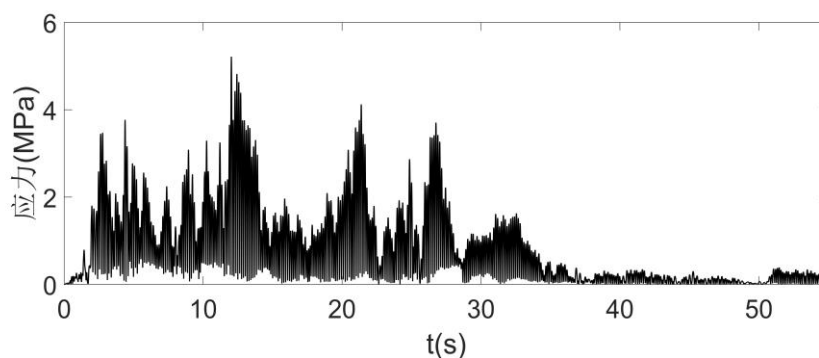
3.复合应力响应

在有限元软件中选取应力输出为 **MISES** 应力，此等效应力遵循材料力学第四强度理论（形状改变比能密度理论），适用于拉伸和压缩破坏性能有明显差异的材料，符合瓷质绝缘子的材料特性。应力响应分析的关键位置为绝缘子根部，重点关注应力响应峰值的最大值，三条地震波作用下应力峰值响应及均方根值响应如表 2.5 所示，应力时程曲线如图 2.22-2.24 所示。

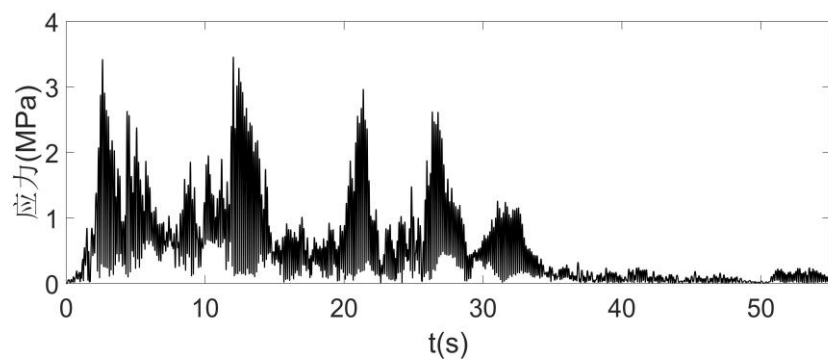
根据图表可知，应力峰值的最大值出现在新松波作用下，中柱和侧边绝缘子根部应力响应分别为 6.32MPa 和 5.01MPa，符合《电力设施抗震设计规范》（GB50260-2013）所要求的 1.67 安全系数。在地震波作用下应力响应时程图与加速度时程图峰值出现的时间相近，表明根部应力与绝缘子的质量分布有较大关系。

表 2.5 断路器应力响应 (MPa)

地震输入		中柱绝缘子根部	侧边绝缘子根部
El	峰值	5.22	3.46
	RMS	1.14	0.81
新松	峰值	6.32	5.01
	RMS	1.73	1.44
人工	峰值	5.77	4.83
	RMS	1.41	1.17

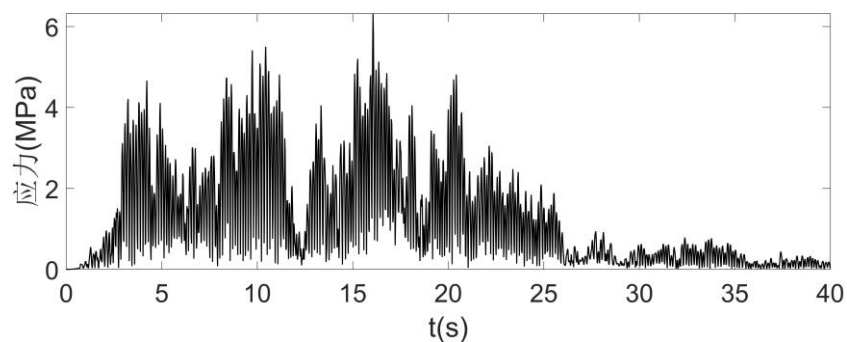


(a) 中柱绝缘子根部应力

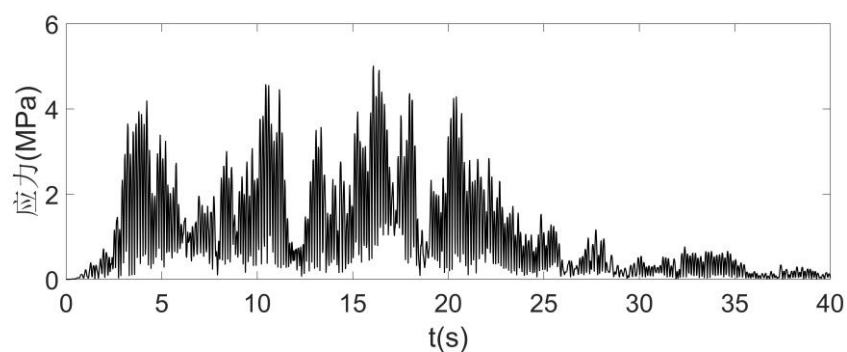


(b) 侧边绝缘子根部应力

图 2.22 在 El Centro 波作用下绝缘子根部应力时程

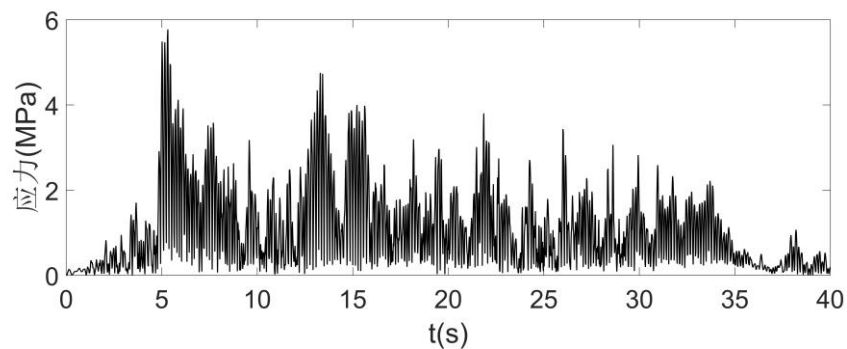


(a) 中柱绝缘子根部应力

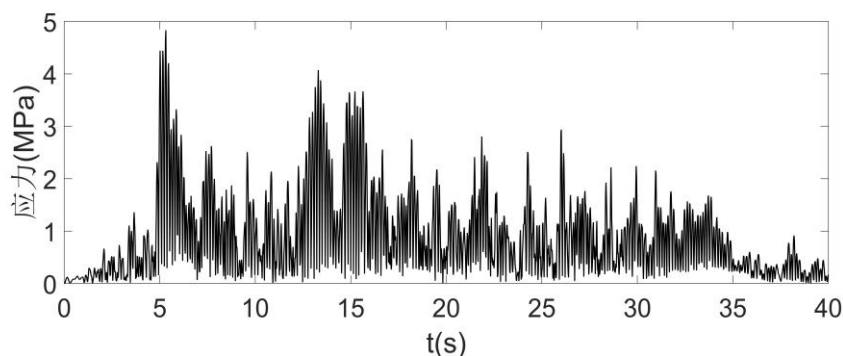


(b) 侧边绝缘子根部应力

图 2.23 在新松波作用下绝缘子根部应力时程



(a) 中柱绝缘子根部应力



(b) 侧边绝缘子根部应力

图 2.24 在人工波作用下绝缘子根部应力时程

由上述地震响应分析可知，未进行减震设计的断路器在峰值加速度 $0.4g$ 的三条地震波作用下具有较大的地震响应。位移响应方面，设备顶部在新松波作用下达到了 X 向峰值 49.2mm 和 Y 向峰值 27.9mm ，与相邻设备牵拉作用明显，导致母线连接处易发生破坏。加速度响应方面，支架动力放大系数超过 2.0 ，顶部加速度响应剧烈；X 向放大系数沿竖向高度变化明显，表明 X 向侧向刚度薄弱，连接金具承受较大的动力脉冲。应力响应方面，绝缘子根部应力的安全系数超过 1.67 ，满足设备的安全性要求。

由于此设备已安装于云南玉溪某变电站，结构形式难以改变，为减小此设备的振动响应，选取惯容系统对原始结构进行减震设计，以提高断路器设备的抗震性能。

2.4 本章小结

本章基于第一章中对支柱类电气设备和惯容系统的基本认识，分析了某 110kV 断路器设备的结构特点，依据支柱类设备历年震害情况确定其抗震薄弱位置。建立了断路器结构的精细化有限元模型，依据断路器所在云南玉溪某变电站的场地条件选取三条地震波输入，计算断路器的动力响应和地震响应，得到结论如下：

(1) 断路器具有典型的“头重脚轻”悬臂结构特征，需要关注的设备地震响应薄弱位置点主要为断路器支柱绝缘子顶部对地面的相对位移响应、绝缘子中部的相对位移响应、断路器支柱绝缘子顶部绝对加速度响应、钢结构支架顶部绝对加速度响应和断路器支柱绝缘子根部应力响应。

(2) 断路器设备的基本周期为 0.281s ，处于场地谱平台段，不利于结构抵抗地震作用。结构前两阶振动形式以支架柱腿变形为主，表明柱腿槽钢侧向刚度不足，应提高柱腿的刚度。

(3) 断路器设备在三条地震波作用下地震响应强烈。位移响应峰值 X 向

49.2mm、Y 向 27.9mm，与相邻设备牵拉作用明显。支架动力放大系数超过规范值，且 X 向放大系数沿竖向高度变化明显，使设备上连接金具承受强烈动力脉冲。应力响应方面满足设备的安全系数，有利于防止根部开裂。

本章建立了断路器设备和惯容系统的有限元模型，但不能完全等同于实际设备和装置，仍需后续的试验才能保证模型的合理性及减震方式的可行性。惯容系统的具体参数通过第 3 章断路器设备动力模型的建立与优化和第 4 章惯容系统参数的优化设计过程得到，这对于断路器结构的抗震性能提升十分重要

第3章 支柱类电气设备多质点模型及修正

3.1 引言

合理的惯容减震系统参数能够有效减少支柱类电气设备的地震响应,为了全面和科学地探究惯容系统参数对支柱类电气设备的影响,需要建立设备的多质点模型。支柱类设备多质点模型为第4章惯容系统参数的优化设计提供了模型基础,能够节省采用有限元模型反复试算获得参数的时间成本,依据优化理论的支撑获得对设备减震更有效的参数,使设备在地震作用下的动力响应达到预期减震目标,侧面证明了有限元建模的正确性。

目前关于支柱类电气设备的通用性简化动力模型的研究尚不完善,缺少针对工程实际应用的简化计算方式。现有多质点模型主要有刚体模型、多质点集中质量模型和串联分布参数体系模型。将附加电气装置简化为集中质点的串联分布参数体系刚性节点模型能够高精度反映设备结构的特性和振型,尤其是高阶振型,但其计算过程的复杂性限制了在工程实际的应用,而多质点集中质量模型在设备的低阶振型能够满足计算的准确性要求,考虑到设备的高阶振型对动力响应的影响较小,故选择多质点集中质量模型进行分析。

简单的多质点简化模型与实际结构在动力响应方面存在较大误差,质量归一化振型作为现实结构模型的匹配振型存在不可识别的特点,通常借助质量标准化振型和模态参与因子来近似估计,因此电气设备的多质点集中质量模型需要考虑设备的实际频率与振型进行动力模型修正,以保证多质点模型的预测精度。

本章首先介绍了支柱类电气设备多质点集中质量模型,并对模型的动力响应和模态特点进行分析探究。其次,将设备的结构频率、振型与模态参与因子设置为约束对多质点集中质量模型进行修正,以获得满足约束要求的动力模型。最后,通过对110kV断路器设备结构动力模型的修正,验证修正策略的有效性与简化模型的准确性,形成断路器设备的理论分析模型。

3.2 支柱类电气设备多质点模型

通常情况下,动力响应计算结果的合理性取决于多质点模型对实际物理体系表达的恰当性,动力分析中控制惯性力的结点位移对局部应变的改变相对于应力分析并不敏感,因此只需要较少的自由度即可进行合理的动位移分析,进而计算动位移所引起的应力分布。

静力凝聚法的定义是根据静力平衡约束,识别能产生惯性力和不能产生惯性力的自由度,逐一估量每一自由度的适用性,达到缩减自由度数量的目的。变电站中支柱类电气设备种类繁多,一般为质量大、重心高的细长结构,采用多质点集中质量模型把设备结构的关键薄弱部位简化为等效抗侧力构件连接的集中质量,在底部激励作用下集中质点承受惯性力,抗侧力构件提供刚度。

3.2.1 支柱类电气设备多质点多质点模型概况

通过第 2 章对支柱类电气设备薄弱位置的分析,明确了计算中需重点关注的部位为支架顶部、绝缘子连接处和绝缘子顶部,由此建立支柱类电气设备的简化多质点模型。

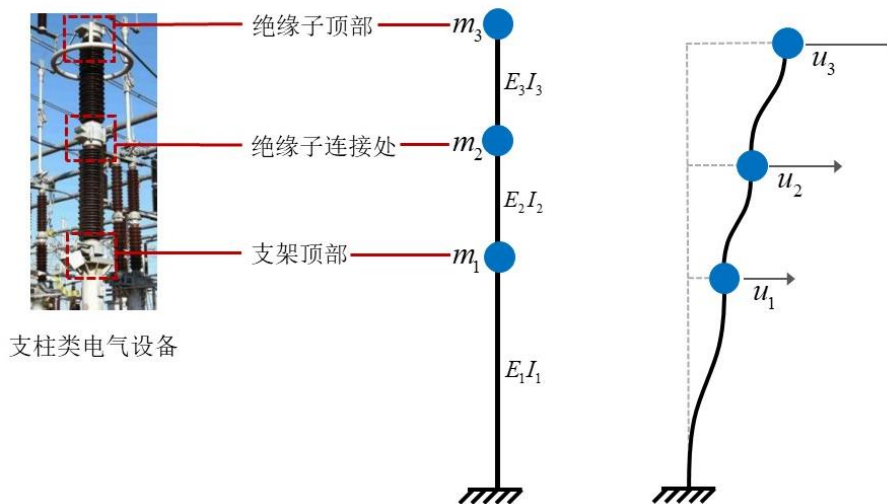


图 3.1 典型支柱类电气设备多质点模型

如图 3.1 所示,支柱类电气设备一般由底部支架及上部绝缘子组成,根据设备功能的不同还可能存在绝缘子间连接法兰、顶部均压环及横向相邻设备间连接金具等构件。以图中结构为例, m_1 、 m_2 和 m_3 分别表示由下到上设备的支架顶部、绝缘子连接处和绝缘子顶部的等效集中质量, E_1I_1 、 E_2I_2 和 E_3I_3 分别表示底部支架、下段绝缘子和上端绝缘子的等效抗侧刚度。

根据章节 2.3.1 的动力特性分析,某 110kV 断路器在符合变电站场地谱的三条地震波作用下,各阶模态在地震能量吸收贡献中差异较大,其中 X 向 1 阶与 Y 向 1 阶模态总占比超过了 97%,而第 3 阶扭转振型模态及高阶模态占比较小,因此忽略设备扭转效应是符合分析计算准确性与可靠性要求的。

此多质点模型的假设如下:

(1) 支柱类电气设备结构在地震激励下只发生弹性变形,下部钢支架及上部绝缘子等构件未达到塑性变形阶段,整体结构呈现为线性结构体系;

(2) 支柱类电气设备的物理参数分布不均匀，将设备中惯性和刚性较大的部件看作集中质点和刚体，忽略惯性较小的附加构件；

(3) 将物理参数分布均匀的部位分解为有限个集中质点，根据计算精度把支架及绝缘子视作独立的一段，将其质量平均分到该段的两端；

(4) 连续系统离散为有限自由度系统后，符合多自由度系统的动力分析方法，确定质量矩阵和刚度矩阵后能够计算出相应的系统固有频率；

(5) 忽略支架与绝缘子、绝缘子之间法兰连接引起的局部刚度突变，设备与地面之间、设备各段之间为刚性固定连接；

(6) 在三条地震波作用下，电气设备的扭转振型模态的参与系数仅占 1% 左右，因此忽略设备的扭转效应，忽略两个方向上的耦合作用，分别在 X 向和 Y 向建立等效的简化模型。

3.2.2 支柱类电气设备多质点模型模态分析

根据结构动力学原理，多质点集中质量模型在外荷载的激励下，任意一个质点的受力状态如图 3.2 所示。

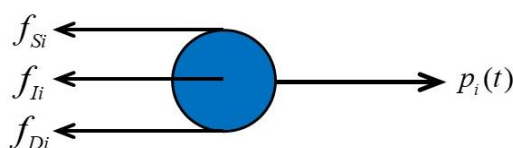


图 3.2 质点受力状态示意图

通常任意一个质点 i 承受四种力：外荷载 $p_i(t)$ ，惯性力 f_{Ii} ，阻尼力 f_{Di} 和弹性力 f_{Si} ，对每一个集中质点，动力平衡方程为：

$$f_{Ii} + f_{Di} + f_{Si} = p_i(t) \quad (3.1)$$

所有集中质量点的动力平衡方程以向量形式表示时，有

$$\mathbf{f}_I + \mathbf{f}_D + \mathbf{f}_S = \mathbf{p}(t) \quad (3.2)$$

一般来说，惯性力 f_{Ii} ，阻尼力 f_{Di} 和弹性力 f_{Si} 由质点的运动产生，假设结构共有 N 个集中质量点，利用叠加定理可改写为与运动状态相关的形式：

$$f_{Ii} = m_i \ddot{u}_i \quad (3.3)$$

$$f_{Di} = c_{i1} \dot{u}_1 + c_{i2} \dot{u}_2 + \cdots + c_{ii} \dot{u}_i + \cdots + c_{iN} \dot{u}_N \quad (3.4)$$

$$f_{Si} = k_{i1} u_1 + k_{i2} u_2 + \cdots + k_{ii} u_i + \cdots + k_{iN} u_N \quad (3.5)$$

其中， u_i 、 \dot{u}_i 和 \ddot{u}_i 分别代表第 i 个集中质量点在外界激励下的位移、速度和加速度，系数 m_i 、 c_{ij} 和 k_{ij} 分别为质量系数、阻尼影响系数和刚度影响系数，分别定义为由 i 坐标单位加速度引起的对应于 i 坐标的力、由 j 坐标单位速度引起的对应于 i 坐标的力和由 j 坐标单位位移引起的对应于 i 坐标的力。将惯性力、阻尼

力和弹性力写成矩阵形式为：

$$\mathbf{f}_I = \begin{pmatrix} f_{I1} \\ f_{I2} \\ \dots \\ f_{Ii} \\ \dots \\ f_{IN} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} m_1 & & & & & \\ & m_2 & & & & \\ & & \ddots & & & \\ & & & m_i & & \\ & & & & \ddots & \\ & & & & & m_N \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{u}_1 \\ \ddot{u}_2 \\ \dots \\ \ddot{u}_i \\ \dots \\ \ddot{u}_N \end{pmatrix} = \mathbf{m}\ddot{\mathbf{u}}(t) \quad (3.6)$$

$$\mathbf{f}_D = \begin{pmatrix} f_{D1} \\ f_{D2} \\ \dots \\ f_{Di} \\ \dots \\ f_{DN} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} c_{11} & c_{12} & \dots & c_{1i} & \dots & c_{1N} \\ c_{21} & c_{22} & \dots & c_{2i} & \dots & c_{2N} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ c_{i1} & c_{i2} & \dots & c_{ii} & \dots & c_{iN} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ c_{N1} & c_{N2} & \dots & c_{Ni} & \dots & c_{NN} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{u}_1 \\ \dot{u}_2 \\ \dots \\ \dot{u}_i \\ \dots \\ \dot{u}_N \end{pmatrix} = \mathbf{c}\dot{\mathbf{u}}(t) \quad (3.7)$$

$$\mathbf{f}_S = \begin{pmatrix} f_{S1} \\ f_{S2} \\ \dots \\ f_{Si} \\ \dots \\ f_{SN} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_{11} & k_{12} & \dots & k_{1i} & \dots & k_{1N} \\ k_{21} & k_{22} & \dots & k_{2i} & \dots & k_{2N} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ k_{i1} & k_{i2} & \dots & k_{ii} & \dots & k_{iN} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ k_{N1} & k_{N2} & \dots & k_{Ni} & \dots & k_{NN} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \dots \\ u_i \\ \dots \\ u_N \end{pmatrix} = \mathbf{k}\mathbf{u}(t) \quad (3.8)$$

其中 \mathbf{m} 、 \mathbf{c} 和 \mathbf{k} 分别代表质量矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵， \mathbf{u} 、 $\dot{\mathbf{u}}$ 和 $\ddot{\mathbf{u}}$ 分别代表位移向量、速度向量和加速度向量。将式(3.6)、(3.7)和(3.8)代入式(3.2)，考虑全部自由度时设备结构的动力平衡方程为：

$$\mathbf{m}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{c}\dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{k}\mathbf{u}(t) = \mathbf{p}(t) \quad (3.9)$$

由结构动力学可知，外界激励下结构发生运动时，在每个单位时间内将按照特定的振动次数以相应的振动形式发生自然振动，这个特定的频率被称为结构的固有频率，对应的振动形式为结构的振型。从本质上说，频率与振型是结构的一种固有属性，与外界是否对结构进行激励和结构本身是否有阻尼耗能能力无关。忽略式(3.9)中的阻尼矩阵和外界激励向量得到无阻尼自由振动体系的运动方程为：

$$\mathbf{m}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{k}\mathbf{u}(t) = \mathbf{0} \quad (3.10)$$

假定多质点集中质量体系的自由振动为简谐运动，即：

$$\mathbf{u}(t) = \hat{\mathbf{u}} \sin(\omega t + \theta) \quad (3.11)$$

其中 $\hat{\mathbf{u}}$ 表示多质点体系的形状， θ 为相位角，对上式取二次导数得到体系自由振动的加速度为：

$$\ddot{\mathbf{u}}(t) = -\omega^2 \hat{\mathbf{u}} \sin(\omega t + \theta) = -\omega^2 \mathbf{u}(t) \quad (3.12)$$

将式(3.11)和(3.12)代入(3.10)，得到：

$$-\omega^2 \mathbf{m} \hat{\mathbf{u}} \sin(\omega t + \theta) + \mathbf{k} \hat{\mathbf{u}} \sin(\omega t + \theta) = \mathbf{0} \quad (3.13)$$

上式可改写为：

$$[\mathbf{k} - \omega^2 \mathbf{m}] \hat{\mathbf{u}} = \mathbf{0} \quad (3.14)$$

式(3.14)称为特征值问题，其中特征值 ω^2 表示体系自由振动频率的平方，相应的 $\hat{\mathbf{u}}$ 表示多质点振动体系的振动形状，被称为振型。根据 Cramer 法则得到此式方程解的形式为：

$$\hat{\mathbf{u}} = \frac{\mathbf{0}}{\|\mathbf{k} - \omega^2 \mathbf{m}\|} \quad (3.15)$$

从式(3.15)可知，只有当分母项为 0 时，才能得到有限振幅自由振动的非平凡解，则有：

$$\|\mathbf{k} - \omega^2 \mathbf{m}\| = 0 \quad (3.16)$$

式(3.16)被称为体系的频率方程。一个具有 N 个自由度的体系通过上述过程得到一个 N 次代数方程，这个方程关于 ω 的 N 个根表示多质点体系可能存在的 N 个振型的频率，全部振型频率按由小到大的次序排列组成的向量叫做频率向量，它的表达式为：

$$\boldsymbol{\omega} = (\omega_1 \quad \omega_2 \quad \cdots \quad \omega_i \quad \cdots \quad \omega_N)^T \quad (3.17)$$

对稳定的结构体系而言，其质量矩阵和刚度矩阵是实的、对称的、正定的，所以频率方程所得的根都是正实数。其中具有最低频率的振型叫第一振型，第二低频率的振型叫第二振型，以此类推。

令 $\tilde{\mathbf{E}}^{(n)} = \mathbf{k} - \omega_n^2 \mathbf{m}$ ，式(3.14)改写为：

$$\tilde{\mathbf{E}}^{(n)} \hat{\mathbf{u}}_n = \mathbf{0} \quad (3.18)$$

由上， $\tilde{\mathbf{E}}^{(n)}$ 与结构的频率有关，对每一阶振型都是不同的，因此不能直接确定对应的振幅。考虑到多质点集中质量模型的形状由每一个集中质点所对应的位移所决定，假定任一阶振型位移向量的第一个元素是单位幅值，即：

$$(\hat{u}_{1n} \quad \hat{u}_{2n} \quad \hat{u}_{3n} \quad \cdots \quad \hat{u}_{Nn})^T = (1 \quad \hat{u}_{2n} \quad \hat{u}_{3n} \quad \cdots \quad \hat{u}_{Nn})^T \quad (3.19)$$

设 $\tilde{\mathbf{E}}^{(n)}$ 的第 i 行第 j 列元素为 $e_{ij}^{(n)}$ ，式(3.18)展开为：

$$\begin{pmatrix} e_{11}^{(n)} & | & e_{12}^{(n)} & e_{13}^{(n)} & \cdots & e_{1N}^{(n)} \\ \hline & & & & & \\ e_{21}^{(n)} & | & e_{22}^{(n)} & e_{23}^{(n)} & \cdots & e_{2N}^{(n)} \\ e_{31}^{(n)} & | & e_{32}^{(n)} & e_{33}^{(n)} & \cdots & e_{3N}^{(n)} \\ & & \cdots & \cdots & & \\ e_{N1}^{(n)} & | & e_{N2}^{(n)} & e_{N3}^{(n)} & \cdots & e_{NN}^{(n)} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 \\ \hat{u}_{2n} \\ \hat{u}_{3n} \\ \vdots \\ \hat{u}_{Nn} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} \quad (3.20)$$

上式经过采用虚线对矩阵进行分块后，可表达为：

$$\begin{pmatrix} e_{11}^{(n)} & \tilde{\mathbf{E}}_{10}^{(n)} \\ \tilde{\mathbf{E}}_{01}^{(n)} & \tilde{\mathbf{E}}_{00}^{(n)} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 \\ \hat{u}_{0n} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ \mathbf{0} \end{pmatrix} \quad (3.21)$$

从而

$$\tilde{\mathbf{E}}_{01}^{(n)} + \tilde{\mathbf{E}}_{00}^{(n)} \hat{u}_{0n} = \mathbf{0} \quad (3.22)$$

及

$$e_{01}^{(n)} + \tilde{\mathbf{E}}_{10}^{(n)} \hat{u}_{0n} = 0 \quad (3.23)$$

解联立方程(3.22)和(3.23)得到位移幅值：

$$\hat{u}_{0n} = -(\tilde{\mathbf{E}}_{00}^{(n)})^{-1} \tilde{\mathbf{E}}_{01}^{(n)} \quad (3.24)$$

由上述过程能够得到多质点体系关于第一个元素为单位幅值情况下的振型比例，值得一提的是，取第一个元素为单位幅值并不一定是最优的，应取位移幅值较大的元素作为单位元素以提升数值的精度。式(3.24)与第一个元素的单位幅值组成与第 n 阶振型对应的幅值向量，把其中各分量除以某一个基准分量（一般为幅值最大的幅值分量），得到的无量纲形式的向量叫做第 n 阶振型，即：

$$\boldsymbol{\phi}_n = \begin{pmatrix} \phi_{1n} \\ \phi_{2n} \\ \phi_{3n} \\ \vdots \\ \phi_{Nn} \end{pmatrix} \equiv \frac{1}{\hat{u}_{\max,n}} \begin{pmatrix} \hat{u}_{1n} \\ \hat{u}_{2n} \\ \hat{u}_{3n} \\ \vdots \\ \hat{u}_{Nn} \end{pmatrix} \quad (3.25)$$

重复上述过程可求出 N 个振型中每一个振型，组成方阵 $\boldsymbol{\Phi}$ 为：

$$\boldsymbol{\Phi} = (\boldsymbol{\phi}_1 \quad \boldsymbol{\phi}_2 \quad \boldsymbol{\phi}_3 \quad \cdots \quad \boldsymbol{\phi}_N) = \begin{pmatrix} \phi_{11} & \phi_{12} & \cdots & \phi_{1N} \\ \phi_{21} & \phi_{13} & \cdots & \phi_{2N} \\ \phi_{31} & \phi_{14} & \cdots & \phi_{3N} \\ \phi_{41} & \phi_{15} & \cdots & \phi_{4N} \\ \cdots & \cdots & & \\ \phi_{N1} & \phi_{N2} & \cdots & \phi_{NN} \end{pmatrix} \quad (3.26)$$

综上所述，根据电气设备的结构特点将结构简化为多质点集中质量模型，即

获得了结构的质量矩阵和刚度矩阵,从而将结构体系的动力响应分析转化为矩阵代数理论的本征值问题,经过上述流程能够获得该设备结构的每阶自振频率和对应于频率的每阶振型。

3.2.3 支柱类电气设备多质点模型地震响应分析

使用卷积或 Fourier 积分从少数几个振型向量中得到地震响应足够精确的近似值。为此,首先需要验证不同振型间的正交性。

多质点模型自由振动时的运动方程可改写为:

$$\mathbf{k}\hat{\mathbf{u}}_n = \omega_n^2 \mathbf{m}\hat{\mathbf{u}}_n \quad (3.27)$$

上式中等号左侧表示弹性力抗力向量 \mathbf{f}_s , 右侧表示惯性力向量 $-\mathbf{f}_I$ 。将惯性力视为作用在多质点体系上的荷载,应用 Betti 定律可知:

$$-\mathbf{f}_{Im}^T \hat{\mathbf{u}}_n = -\mathbf{f}_{In}^T \hat{\mathbf{u}}_m \quad (3.28)$$

将惯性力的表达式代入式(3.28),有:

$$\omega_m^2 \hat{\mathbf{u}}_m^T \mathbf{m}\hat{\mathbf{u}}_n = \omega_n^2 \hat{\mathbf{u}}_n^T \mathbf{m}\hat{\mathbf{u}}_m \quad (3.29)$$

考虑到质量矩阵 \mathbf{m} 的对称性,上式可改写为:

$$(\omega_m^2 - \omega_n^2) \hat{\mathbf{u}}_m^T \mathbf{m}\hat{\mathbf{u}}_n = 0 \quad (3.30)$$

在两个振型频率 ω_m 和 ω_n 不相等的情况下,根据数学原理可得第一个正交条件为:

$$\hat{\mathbf{u}}_m^T \mathbf{m}\hat{\mathbf{u}}_n = 0 \quad \omega_m \neq \omega_n \quad (3.31)$$

同理有第二个正交条件为:

$$\hat{\mathbf{u}}_m^T \mathbf{k}\hat{\mathbf{u}}_n = 0 \quad \omega_m \neq \omega_n \quad (3.32)$$

故振型的正交性得证。结构体系的任何位移向量 \mathbf{u} 均可由每阶标准振型与对应的幅值通过叠加得到,其中任一阶振型分量所参与的位移 \mathbf{u}_n 由振型向量 ϕ_n 乘以振型幅值 Y_n 得到,总位移可表示为:

$$\mathbf{u} = \phi_1 Y_1 + \phi_2 Y_2 + \cdots + \phi_N Y_N = \sum_{n=1}^N \phi_n Y_n = \Phi \mathbf{Y} \quad (3.33)$$

其中 \mathbf{Y} 称为体系的正规坐标向量,为了求解此向量,在上式中左乘 $\phi_n^T \mathbf{m}$ 可得:

$$\phi_n^T \mathbf{m}\mathbf{u} = \phi_n^T \mathbf{m}\phi_1 Y_1 + \phi_n^T \mathbf{m}\phi_2 Y_2 + \cdots + \phi_n^T \mathbf{m}\phi_N Y_N \quad (3.34)$$

根据振型的第一正交条件,可得:

$$\phi_n^T \mathbf{m}\mathbf{u} = \phi_n^T \mathbf{m}\phi_n Y_n \quad (3.35)$$

因此可求得任意的正规坐标 Y_n 的表达式为:

$$Y_n = \frac{\phi_n^T \mathbf{m}\mathbf{u}}{\phi_n^T \mathbf{m}\phi_n} \quad n = 1, 2, \cdots, N \quad (3.36)$$

假定多质点集中质量体系的阻尼矩阵也适用振型正交条件, 即阻尼表达式满足 $\hat{\mathbf{u}}_m^T \mathbf{c} \hat{\mathbf{u}}_n = 0, \omega_m \neq \omega_n$, 将正则坐标代入式(3.9)并左乘 ϕ_n^T , 得到:

$$\phi_n^T \mathbf{m} \Phi \ddot{\mathbf{Y}}(t) + \phi_n^T \mathbf{c} \Phi \dot{\mathbf{Y}}(t) + \phi_n^T \mathbf{k} \Phi \mathbf{Y}(t) = \phi_n^T \mathbf{p}(t) \quad (3.37)$$

为了将体系运动进行解耦, 定义正规坐标广义质量、广义阻尼、广义刚度和广义荷载为 $M_n \equiv \phi_n^T \mathbf{m} \phi_n$, $C_n \equiv \phi_n^T \mathbf{c} \phi_n$, $K_n \equiv \phi_n^T \mathbf{k} \phi_n$ 和 $P_n(t) \equiv \phi_n^T \mathbf{p}(t)$, 方程(3.37)改写为:

$$M_n \ddot{Y}_n(t) + C_n \dot{Y}_n(t) + K_n Y_n(t) = P_n(t) \quad (3.38)$$

将方程(3.38)除以广义质量, 得到体系运动方程无量纲表达形式为:

$$\ddot{Y}_n(t) + 2\xi_n \omega_n \dot{Y}_n(t) + \omega_n^2 Y_n(t) = \frac{P_n(t)}{M_n} \quad n = 1, 2, \dots, N \quad (3.39)$$

由此, 将多质点体系的运动问题转化为求解 N 个非耦合的标准单自由度运动方程, 根据 Duhamel 积分解得正规坐标元素在外界激励作用下的时程位移为:

$$Y_n(t) = \frac{1}{M_n \omega_n} \int_0^t P_n(\tau) \exp[-\xi_n \omega_n (t - \tau)] \sin \omega_{Dn} (t - \tau) d\tau \quad (3.40)$$

通过 Fourier 变换, 在频域中的位移为:

$$Y_n(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{\omega_n^2 M_n} \left[\frac{(1 - \beta_n^2) - i(2\xi_n \beta_n)}{(1 - \beta_n^2)^2 + (2\xi_n \beta_n)^2} \right] P_n(i\bar{\omega}) \exp(i\bar{\omega}t) d\bar{\omega} \quad (3.41)$$

使用式(3.40)得到每一个振型的总反应 $Y_n(t)$ 后, 结果叠加得到的在几何坐标下多质点模型位移为:

$$\mathbf{u}(t) = \phi_1 Y_1(t) + \phi_2 Y_2(t) + \dots + \phi_N Y_N(t) \quad (3.42)$$

通常情况下, 电气设备结构在地震激励作用时低阶振型的位移贡献相对高阶振型更大, 且高阶振型的复杂数学表达并不一定可靠, 因此把所有振型的位移贡献都进行计算求和是浪费时间和不必要的, 选取多质点集中质量体系模型所需计算精度, 以此确认所需振型阶数能够加快计算效率和提高计算可靠性。

3.3 结构动力模型的直接修正方法

在章节 3.2 中, 基于静力凝聚法将电气设备简化为多质点集中质量体系模型, 能够节省计算时间并满足预期的精度。通过结构动力学推导了简化模型的动力响应及在外界激励下的运动响应。但此简化模型与实际结构间仍存在较大差异, 本小节将从简化模型的不足出发, 将模型进行修正以获得更符合实际的结构动力模型。

3.3.1 模型修正问题来源

为了验证多质点集中质量模型能否正确反映电气设备结构的地震响应,本文将有限元模型动力分析结果与简化模型动力分析结果进行对比。根据建立简化模型时假定地震输入为单项输入,精细化有限元模型在 Step 模块将分析设置为 Linear perturbation 中的 Modal dynamics,并在 Load 模块中设置场地激励为 X 向平动加速度放大系数为 0.1g 的 El Centro 地震波;简化模型采用振型叠加法,考虑前 4 阶振型,计算时程图如图 3.3 所示。

图 3.2 反映出简化模型与有限元模型时程图差异明显,证明多质点集中质量体系简化模型不能有效反映出电气设备结构的地震响应,需要进行结构动力模型修正以获得更合理的计算结果。

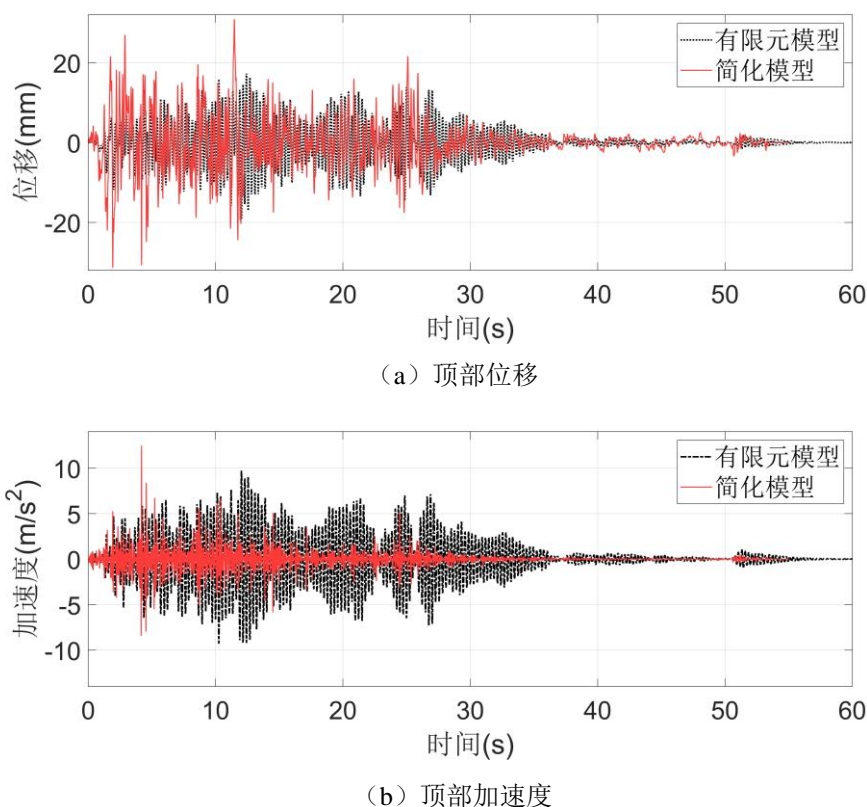


图 3.3 在 El Centro 波作用下侧边绝缘子时程

基于结构性能评估的原理,采用结构振型和模态参与因子作为匹配约束条件是简化模型向实际结构模型迈进的关键。Baruch-Berman 法利用拉格朗日乘子算法对简化模型的质量矩阵进行正交性约束修正,以实现质量矩阵的最优,进一步通过结构动力响应约束条件修正刚度矩阵。通过论证,该修正方法的模态参数不能完全匹配,应通过改进策略解决,达到结构质量和刚度矩阵的最优解。

3.3.2 动力模型直接修正方法

假定电气设备结构的真实质量矩阵和刚度矩阵为 \mathbf{M} 和 \mathbf{K} ，未修正的多质点集中质量体系模型的质量和刚度矩阵为 \mathbf{M}_a 和 \mathbf{K}_a ，有：

$$\mathbf{M} = \mathbf{M}_a + \Delta\mathbf{M} \quad (3.43)$$

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}_a + \Delta\mathbf{K} \quad (3.44)$$

其中 $\Delta\mathbf{M}$ 和 $\Delta\mathbf{K}$ 分别为 N 个自由度电气设备结构实际模型与简化模型间的误差矩阵。以简化模型的质量矩阵为目标修正矩阵，定义质量矩阵的误差为：

$$\varepsilon = \left\| \mathbf{M}_a^{-1/2} (\mathbf{M} - \mathbf{M}_a) \mathbf{M}_a^{-1/2} \right\| \quad (3.45)$$

根据结构质量矩阵满足模态正交性条件，令拉格朗日乘子系数为 $\Lambda = [\lambda_{ij}]$ ，则相应的拉格朗日方程为：

$$J = \left\| \mathbf{M}_a^{-1/2} (\mathbf{M} - \mathbf{M}_a) \mathbf{M}_a^{-1/2} \right\| + \sum_{ij} \lambda_{ij} (\Phi^T \mathbf{M} \Phi - \mathbf{I})_{ij} \quad (3.46)$$

对式(3.46)中真实质量矩阵的每一个元素求导并设定导数为零，则经过简化后质量矩阵变为：

$$\mathbf{M} = \mathbf{M}_a - \frac{1}{2} \mathbf{M}_a \Phi \Lambda \Phi^T \mathbf{M}_a \quad (3.47)$$

令 $\mathbf{m}_a = \Phi^T \mathbf{M} \Phi$ ，将式(3.45)代入上式，可得：

$$\Lambda = -2\mathbf{m}_a^{-1} (\mathbf{I} - \mathbf{m}_a) \mathbf{m}_a^{-1} \quad (3.48)$$

将(3.48)代入(3.47)，获得电气设备结构的修正质量矩阵为：

$$\mathbf{M} = \mathbf{M}_a + \mathbf{M}_a \Phi \mathbf{m}_a^{-1} (\mathbf{I} - \mathbf{m}_a) \mathbf{m}_a^{-1} \Phi^T \mathbf{M}_a \quad (3.49)$$

以上获得的修正质量矩阵满足结构模态正交性和对称性，并以此定义刚度矩阵的误差为：

$$\varepsilon = \left\| \mathbf{M}^{-1/2} (\mathbf{K} - \mathbf{K}_a) \mathbf{M}^{-1/2} \right\| \quad (3.50)$$

设 Ω 为电气设备自振频率平方的矩阵，刚度矩阵满足结构特征方程、对称性和模态正交性，将拉格朗日方程定义为：

$$J = \left\| \mathbf{M}^{-1/2} (\mathbf{K} - \mathbf{K}_a) \mathbf{M}^{-1/2} \right\| + \sum_{ij} \lambda_{ij} (\mathbf{K} \Phi - \mathbf{M} \Phi \Omega)_{ij} + \sum_{ij} \gamma_{ij} (\Phi^T \mathbf{K} \Phi - \Omega)_{ij} + \sum_{ij} \psi_{ij} (\mathbf{K} - \mathbf{K}^T)_{ij} \quad (3.51)$$

对式(3.51)中真实刚度矩阵的每一个元素求导并设定导数为零，则经过简化后刚度矩阵变为：

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}_a - \frac{1}{2} \mathbf{M} (\Lambda \Phi^T + \Phi \Gamma \Phi^T + \Psi - \Psi^T) \mathbf{M} \quad (3.52)$$

其中拉格朗日乘子系数 λ_{ij} 、 γ_{ij} 和 ψ_{ij} 的矩阵形式 Λ 、 Γ 和 Ψ 分别为：

$$\Lambda = -4M^{-1}(I - \Phi\Phi^T M)^{-1}(I - M\Phi\Phi^T)K_a\Phi \quad (3.53)$$

$$\Gamma^T + \Gamma = 4\Phi^T K_a \Phi - 4\Omega - \Lambda^T M \Phi - \Phi^T M \Lambda \quad (3.54)$$

$$\Psi - \Psi^T = 1/2(\Phi\Lambda^T + \Phi\Gamma^T\Phi^T - \Lambda\Phi^T - \Phi\Gamma^T\Phi^T) \quad (3.55)$$

令 $k_a = \Phi^T K \Phi$ ，将式(3.53)、(3.54)和(3.55)代入式(3.52)，获得电气设备结构的修正刚度矩阵为：

$$K = K_a + M\Phi(k_a + \Omega)\Phi^T M - M\Phi\Phi^T K_a - K_a\Phi\Phi^T M \quad (3.56)$$

由上述过程获得了电气设备结构的直接修正模型，其自振频率和振型与真实结构相同，但与振型直接相关的模态参与因子未列入约束条件，仅可得到模态参与因子的预测值为：

$$P = m_a^{-1}\Phi^T M_a I_n \quad (3.57)$$

3.4 110kV 断路器算例分析

本节以上述 110kV 断路器为例，验证本章所选取的直接修正模型的有效性。利用第 2 章的精细化有限元模型提取断路器结构的自振频率矩阵 Ω 及振型向量 Φ ，经由式(3.49)和(3.52)获得断路器结构的直接修正模型，进而验证模型在地震激励下的准确性，简化模型中质点编号如图 3.4 所示。根据第 2 章中对断路器设备的地震响应分析可知，该设备的抗震关键薄弱部位为绝缘子顶部，因此本节中仅考虑顶部的地震响应特征来判断简化模型的合理性。

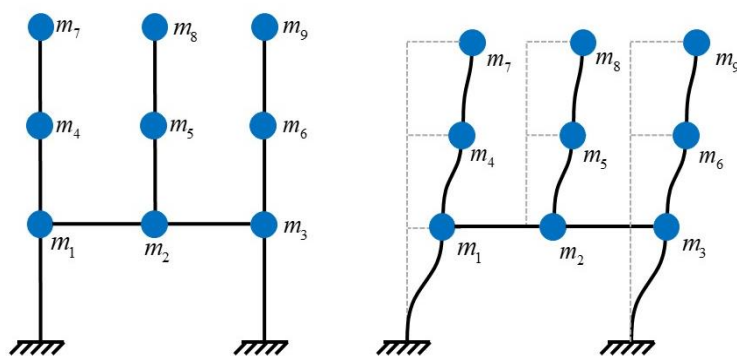


图 3.4 断路器结构简化模型及面内向变形示意图

3.4.1 面内方向动力模型简化过程

根据简化模型的仅考虑断路器设备平动振型的假定，保留断路器有限元模型在 Y 向的平动自由度和转动自由度。根据第 2 章中的动力分析，前 3 阶频率和模态为断路器设备的重点低阶频率与模态，自振频率如表 3.1 所示。

表 3.1 断路器 Y 向自振频率表

振型	第 1 阶	第 2 阶	第 3 阶
频率 (Hz)	3.557	8.726	20.687

设由精细化有限元模型计算所得前三阶 Y 向平动自振频率平方矩阵为 Ω ，对应振型向量组成的矩阵为 Φ ，这两项作为动力模型修正的约束因子。

通过静力凝聚法将断路器设备的上部与下部支柱绝缘子视作独立一段，将其质量与抗侧刚度平均分到该段两端，将横梁在水平方向均分为两段，其质量与抗侧刚度均分到各段两端，即获得了该断路器设备未修正的多质点集中质量模型，该模型的质量矩阵 M_a （单位：kg）与刚度矩阵 K_a （单位：N/m）如下：

$$M_a = \text{diag}[385.0 \quad 355.9 \quad 385.0 \quad 178.7 \quad 178.7 \quad 178.7 \quad 115.4 \quad 99.5 \quad 115.4] \quad (3.58)$$

$$K_a = \begin{bmatrix} 3.477 & -3.431 & 0 & -0.046 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -3.431 & 6.908 & -3.431 & 0 & -0.046 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -3.431 & 3.477 & 0 & 0 & -0.046 & 0 & 0 & 0 \\ -0.046 & 0 & 0 & 0.084 & 0 & 0 & -0.038 & 0 & 0 \\ 0 & -0.046 & 0 & 0 & 0.084 & 0 & 0 & -0.038 & 0 \\ 0 & 0 & -0.046 & 0 & 0 & 0.084 & 0 & 0 & -0.038 \\ 0 & 0 & 0 & -0.038 & 0 & 0 & 0.038 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -0.038 & 0 & 0 & 0.038 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -0.038 & 0 & 0 & 0.038 \end{bmatrix} \quad (3.59)$$

由上获得了未修正的多质点集中质量模型的质量矩阵、刚度矩阵和模型修正约束因子频率平方矩阵、振型矩阵，联立 $m_a = \Phi^T M \Phi$ 与式(3.49)计算得到修正后的质量矩阵 M （单位：kg）和刚度矩阵（单位：N/m）如下：

$$M = \begin{bmatrix} 386.7 & 1.6 & 1.7 & -1.5 & 4.8 & -1.5 & -4.2 & 6.5 & -4.2 \\ 1.6 & 357.4 & 1.6 & -1.4 & 4.5 & -1.4 & -3.9 & 6.0 & -3.9 \\ 1.7 & 1.6 & 386.7 & -1.5 & 4.8 & -1.5 & -4.2 & 6.5 & -4.2 \\ -1.5 & -1.4 & -1.5 & 176.9 & 0.9 & -1.5 & -2.8 & 2.0 & -2.0 \\ 4.8 & 4.5 & 4.8 & 0.9 & 183.4 & 0.9 & -1.3 & 4.9 & -1.3 \\ -1.5 & -1.4 & -1.5 & -1.5 & 0.9 & 176.9 & -2.0 & 2.0 & -2.8 \\ -4.2 & -3.9 & -4.2 & -2.8 & -1.3 & -2.0 & 112.6 & -0.1 & -1.6 \\ 6.5 & 6.0 & 6.5 & 2.0 & 4.9 & 2.0 & -0.1 & 104.0 & -0.1 \\ -4.2 & -3.9 & -4.2 & -2.0 & -1.3 & -2.8 & -1.6 & -0.1 & 112.6 \end{bmatrix} \quad (3.60)$$

同理联立 $k_a = \Phi^T K \Phi$ 与式(3.56)、(3.64)，得到修正后的刚度矩阵 K （单位：N/m）如下：

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix}
 3.456 & -3.430 & 0 & -0.032 & -0.001 & -0.001 & 0.011 & 0 & -0.001 \\
 -3.430 & 6.888 & -3.430 & -0.001 & -0.034 & -0.001 & -0.001 & 0.011 & -0.001 \\
 0 & -3.430 & 3.456 & -0.001 & -0.001 & -0.032 & -0.001 & 0 & 0.011 \\
 -0.032 & -0.001 & -0.001 & 0.047 & 0.001 & 0.001 & -0.016 & 0 & 0.001 \\
 -0.001 & -0.034 & -0.001 & 0.001 & 0.048 & 0.001 & 0.001 & -0.016 & 0.001 \\
 -0.001 & -0.001 & -0.032 & 0.001 & 0.001 & 0.047 & 0.001 & 0 & -0.016 \\
 0.011 & -0.001 & -0.001 & -0.016 & 0.001 & 0.001 & 0.007 & 0 & -0.001 \\
 0 & 0.011 & 0 & 0 & -0.016 & 0 & 0 & 0.007 & 0 \\
 -0.001 & -0.001 & 0.011 & 0.001 & 0.001 & -0.016 & -0.001 & 0 & 0.007
 \end{bmatrix}$$

(3.61)

假定修正后模型的结构阻尼为 Rayleigh 阻尼, 其各阶阻尼比设定为章节 2.3.1 中精细化有限元模型数据, 对比前 3 阶 Y 向平动精细化有限元模型与修正后的多质点集中质量模型的动力特性如表 3.2 所示。

表 3.2 有限元模型与修正动力模型动力特性对比

振型	第 1 阶		第 2 阶		第 3 阶	
	有限元	多质点	有限元	多质点	有限元	多质点
频率 (Hz)	3.557	3.557	8.726	8.726	20.687	20.687
振动方向	Y 向 1 阶	Y 向 1 阶	Y 向 2 阶	Y 向 2 阶	Y 向 3 阶	Y 向 3 阶
参与因子	0.790	0.789	0.009	0.009	0	0
阻尼比	0.020	0.020	0.028	0.028	0.058	0.058

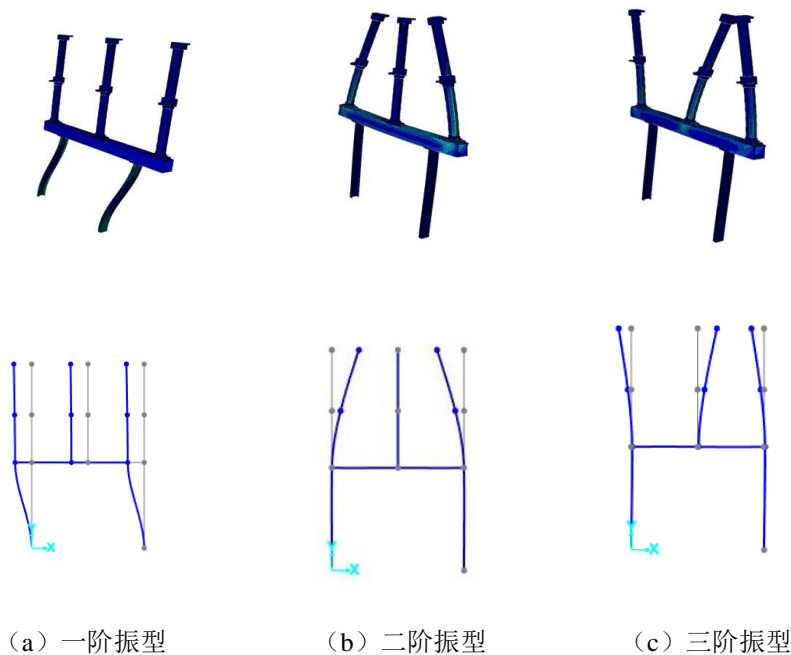


图 3.5 振型对比图

根据上表所示,有限元模型模型与修正后的多质点集中质量模型的频率与振型完全一致,反映了有限元模型的自振频率矩阵与振型矩阵作为约束因子使原结构结构质量矩阵和刚度矩阵在修正后与其精确匹配,同时模态参与因子的预测值与真实值非常接近,综合验证了章节 3.3 中修正方法的可靠性。

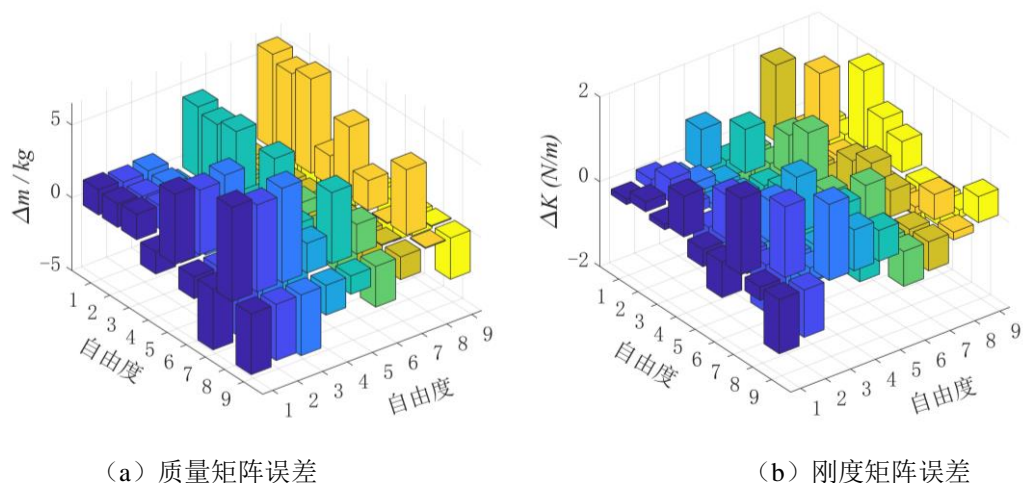
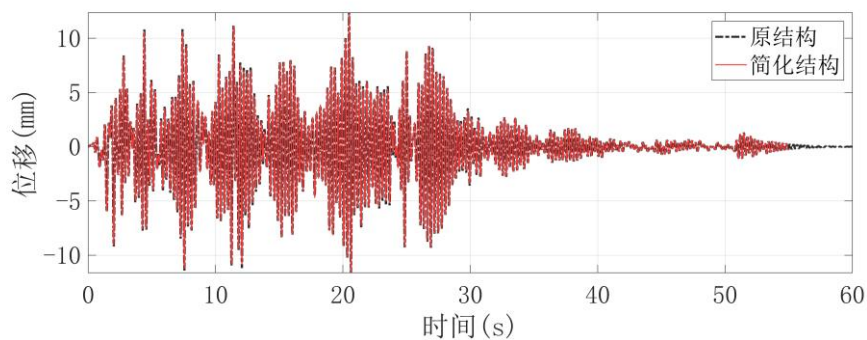
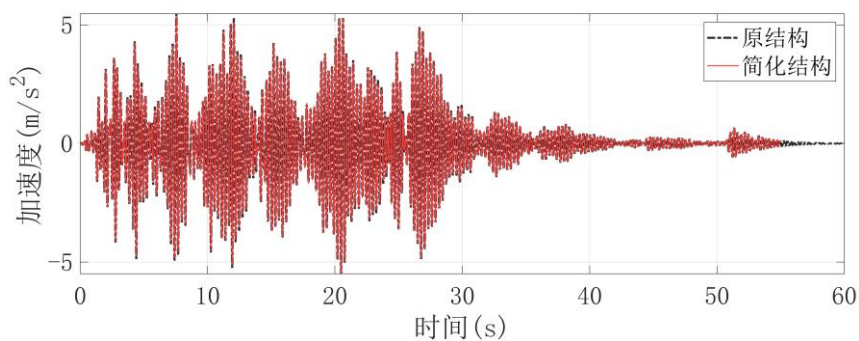


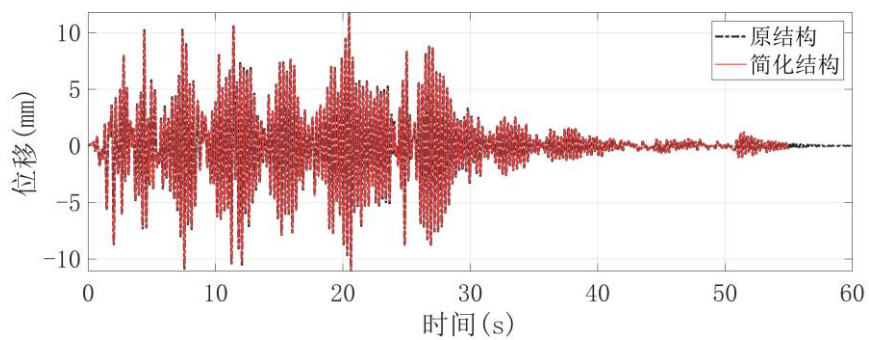
图 3.6 质量与刚度矩阵修正项



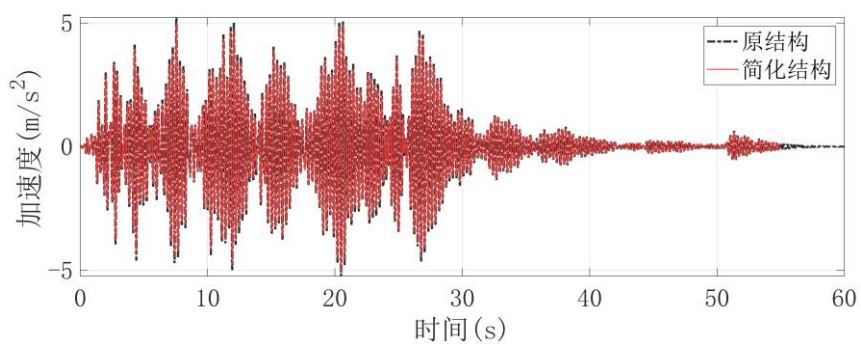
(a) 顶部位移



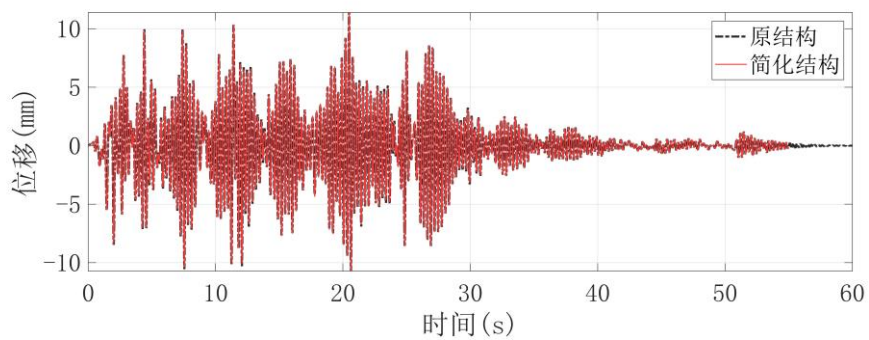
(b) 顶部加速度



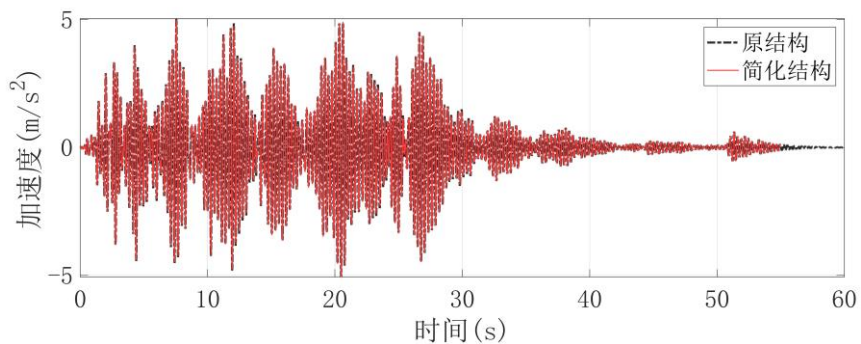
(a) 中部位移



(b) 中部加速度



(a) 支架顶部位移



(b) 支架顶部加速度

图 3.7 时程曲线对比

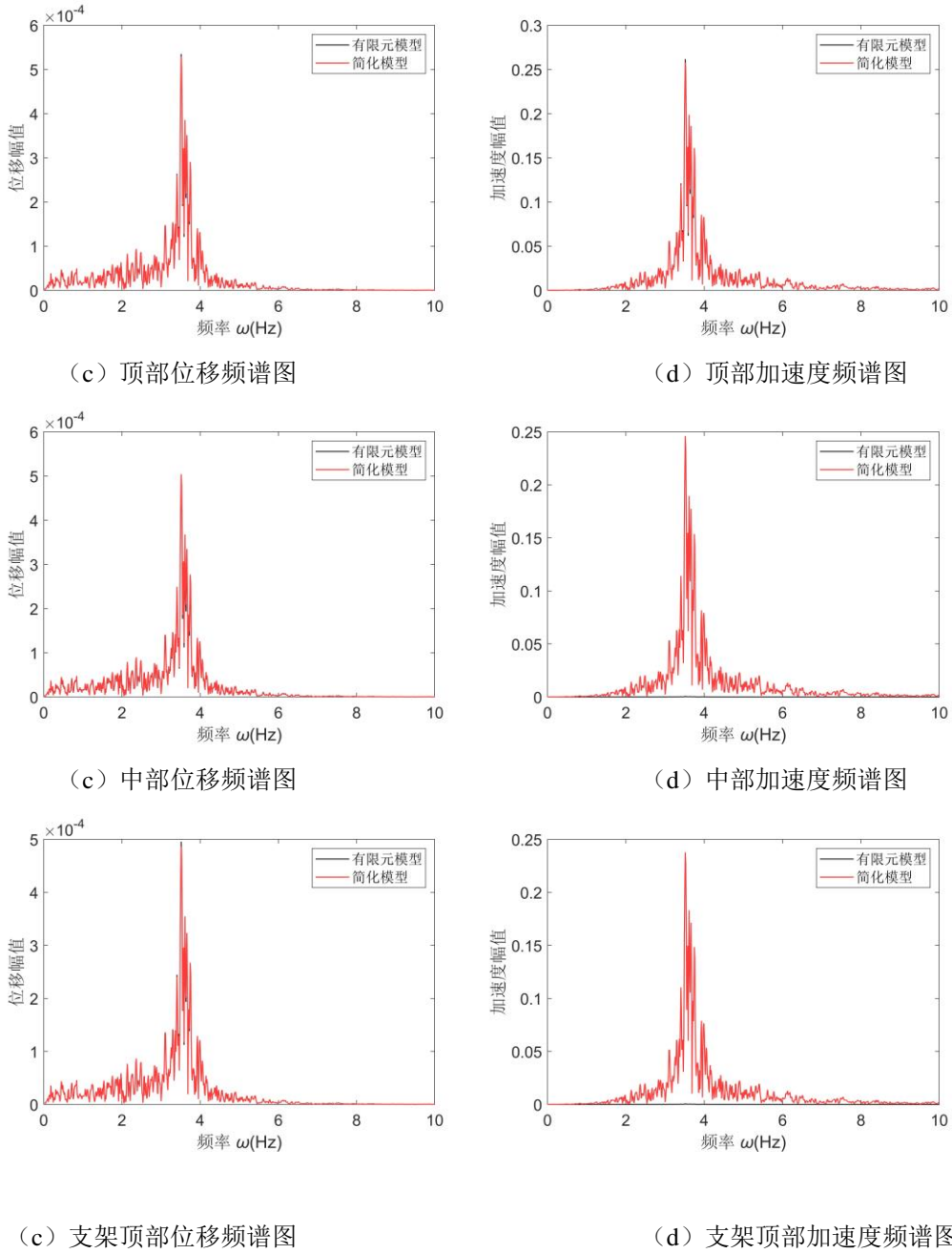


图 3.8 频谱图对比

表 3.3 有限元模型与多质点模型响应对比

		有限元	多质点
位移(mm)	顶部	12.0	11.9
	中部	11.8	11.7
	支架顶部	11.4	11.4
加速度放大系数	顶部	2.62	2.62
	中部	2.52	2.51
	支架顶部	2.46	2.46

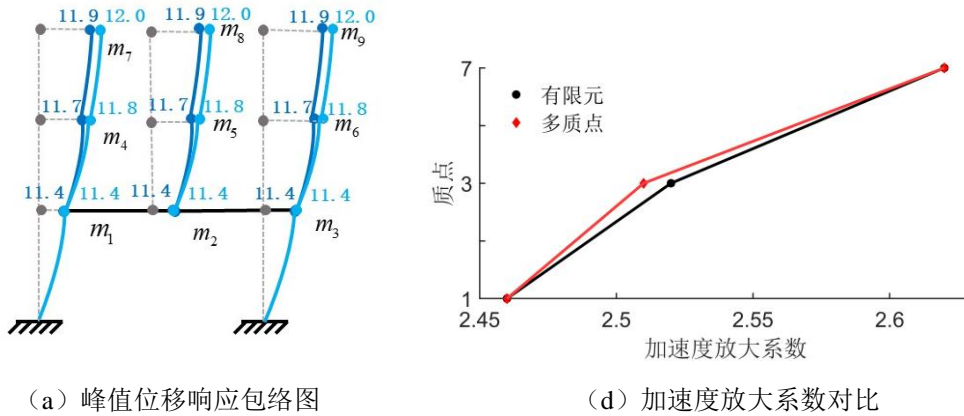


图 3.9 有限元模型与多质点模型响应对比

Y 向电气设备初始模型与修正模型的误差值 (ΔM 、 ΔK) 如图 3.6 所示, 质量误差矩阵中与侧边绝缘子 (图中自由度编号 4、6、7、9) 相关的修正项元素为负值, 表明侧边绝缘子的惯性力重分配到其余结构, 同柱绝缘子刚度重分配现象明显。同时与 X 向匹配情况相似, 理论修正模型完全匹配有限元模型的动力响应, 两者在 Y 向的峰值位移响应相差 0.6%, 均方根值位移响应相差 3.2%。由频谱图发现有限元模型与简化模型的峰值完全相同, 整体图形近乎一致, 证实了表 3.2 中两者频率、振型与阻尼比的精准匹配性, 说明了模型修正方法的准确性证明模型修正方法准确有效。

值得关注的是, 本案例采用了精细化有限元模型的自振频率与对应振型作为多质点集中质量体系模型的修正约束, 使理论修正模型与有限元模型动力响应准确匹配, 各顶部的地震响应近乎相同, 在实际中应使用通过结构监测获得的真实电气设备结构的频率与振型来修正多质点模型, 从而使电气设备理论修正模型能够准确模拟实际结构的真实行为, 进而支撑减隔震装置参数的优化设计。

3.4.2 面外方向动力模型简化过程

根据简化模型的仅考虑断路器设备平动振型的假定, 保留断路器有限元模型在 X 向的平动自由度和转动自由度。根据第 2 章中的动力分析, 前 3 阶频率和模态为断路器设备的重点低阶频率与模态, 自振频率如表 3.4 所示。

表 3.4 断路器 X 向自振频率表

振型	第 1 阶	第 2 阶	第 3 阶
频率 (Hz)	3.727	14.979	16.389

设由精细化有限元模型计算所得前三阶 X 向自振频率平方矩阵为 Ω , 对应

振型向量组成的矩阵为 Φ ，这两项作为动力模型修正的约束因子。

通过静力凝聚法将断路器设备的上部与下部支柱绝缘子视作独立一段，将其质量与抗侧刚度平均分到该段两端，将横梁在水平方向均分为两段，其质量与抗侧刚度均分到各段两端，即获得了该断路器设备未修正的多质点集中质量模型，该模型的质量矩阵 \mathbf{M}_a （单位：kg）与刚度矩阵 \mathbf{K}_a （单位：N/m）如下：

$$\mathbf{M}_a = \text{diag}[385.0 \quad 355.9 \quad 385.0 \quad 178.7 \quad 178.7 \quad 178.7 \quad 115.4 \quad 99.5 \quad 115.4] \quad (3.62)$$

$$\mathbf{K}_a = \begin{bmatrix} 285.1 & -232.2 & 0 & -45.9 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -232.2 & 510.3 & -232.2 & 0 & -45.9 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -232.2 & 285.1 & 0 & 0 & -45.9 & 0 & 0 & 0 \\ -45.9 & 0 & 0 & 84.1 & 0 & 0 & -38.2 & 0 & 0 \\ 0 & -45.9 & 0 & 0 & 84.1 & 0 & 0 & -38.2 & 0 \\ 0 & 0 & -45.9 & 0 & 0 & 84.1 & 0 & 0 & -38.2 \\ 0 & 0 & 0 & -38.2 & 0 & 0 & 38.2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -38.2 & 0 & 0 & 38.2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -38.2 & 0 & 0 & 38.2 \end{bmatrix} \quad (3.63)$$

由上获得了未修正的多质点集中质量模型的质量矩阵、刚度矩阵和模型修正约束因子频率平方矩阵、振型矩阵，联立 $\mathbf{m}_a = \Phi^T \mathbf{M} \Phi$ 与式(3.49)计算得到修正后的质量矩阵 \mathbf{M} （单位：kg）如下：

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} 385.1 & 0 & 0 & -0.4 & 0.9 & -0.4 & -0.7 & 1.3 & -0.7 \\ 0 & 356.0 & 0 & -0.3 & 0.8 & -0.3 & -0.6 & 1.2 & -0.6 \\ 0 & 0 & 385.1 & -0.4 & 0.9 & -0.4 & -0.7 & 1.3 & -0.7 \\ -0.4 & -0.3 & -0.4 & 177.7 & 0.6 & -0.7 & -1.5 & 1.1 & -0.9 \\ 0.9 & 0.8 & 0.9 & 0.6 & 180.2 & 0.6 & 0.4 & 1.6 & 0.4 \\ -0.4 & -0.3 & -0.4 & -0.7 & 0.6 & 177.7 & -0.9 & 1.1 & -1.5 \\ -0.7 & -0.6 & -0.7 & -1.5 & 0.4 & -0.9 & 113.4 & 1.0 & -1.0 \\ 1.3 & 1.2 & 1.3 & 1.1 & 1.6 & 1.1 & 1.0 & 101.0 & 1.0 \\ -0.7 & -0.6 & -0.7 & -0.9 & 0.4 & -1.5 & -1.0 & 1.0 & 113.4 \end{bmatrix} \quad (3.64)$$

同理联立 $\mathbf{k}_a = \Phi^T \mathbf{K} \Phi$ 与式(3.56)、(3.64)，得到修正后的刚度矩阵 \mathbf{K} （单位：N/m）如下：

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} 263.0 & -234.5 & -0.5 & -28.6 & 2.2 & 0.6 & 10.6 & -1.2 & -1.0 \\ -234.5 & 483.3 & -234.5 & 4.1 & -25.4 & 4.1 & -1.3 & 9.6 & -1.3 \\ -0.5 & -234.5 & 263.0 & 0.6 & 2.2 & -28.6 & -1.0 & -1.2 & 10.6 \\ -28.6 & 4.1 & 0.6 & 37.6 & -4.9 & -2.0 & -14.9 & 1.3 & 0.8 \\ 2.2 & -25.4 & 2.2 & -4.9 & 38.7 & -4.9 & 1.1 & -14.7 & 1.1 \\ 0.6 & 4.1 & -28.6 & -2.0 & -4.9 & 37.6 & 0.8 & 1.3 & -14.9 \\ 10.6 & -1.3 & -1.0 & -14.9 & 1.1 & 0.8 & 6.3 & -0.1 & -0.1 \\ -1.2 & 9.6 & -1.2 & 1.3 & -14.7 & 1.3 & -0.1 & 6.0 & -0.1 \\ -1.0 & -1.3 & 10.6 & 0.8 & 1.1 & -14.9 & -0.1 & -0.1 & 6.3 \end{bmatrix} \quad (3.65)$$

对比断路器设备初始模型的质量矩阵和刚度矩阵（式(3.62)、(3.63)）与修正模型的质量矩阵和刚度矩阵（式(3.64)、(3.65)），修正质量矩阵和刚度矩阵具有明显的非对角阵特点，表明结构新增了无现实空间连接的惯性力与无实际直接连接质点间的弹性力，由结构动力学可知初始模型的力传递路径发生了变化。

假定修正后模型的结构阻尼为 Rayleigh 阻尼，其各阶阻尼比设定为章节 2.3.1 中精细化有限元模型数据，对比前 3 阶 X 向平动精细化有限元模型与修正后的多质点集中质量模型的动力特性如表 3.5 所示。

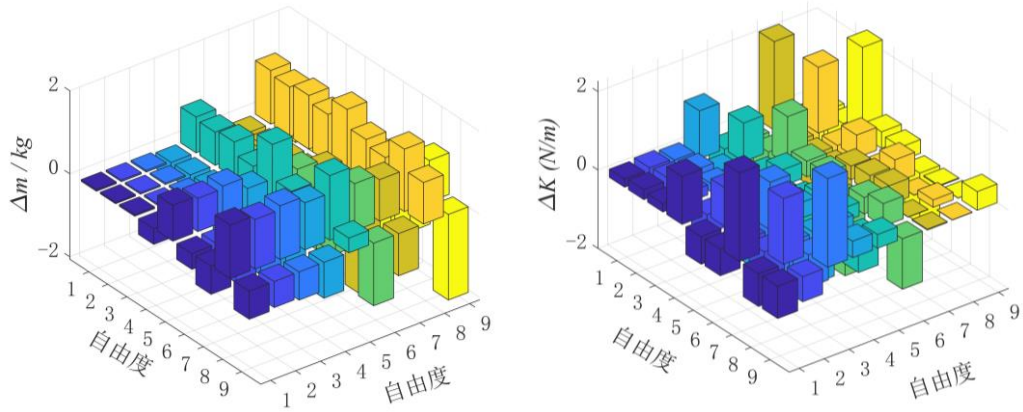
表 3.5 有限元模型与修正动力模型动力特性对比

振型	第 1 阶		第 2 阶		第 3 阶	
	有限元	多质点	有限元	多质点	有限元	多质点
频率 (Hz)	3.727	3.727	14.979	14.979	16.389	16.389
振动方向	X 向 1 阶	X 向 1 阶	X 向 2 阶	X 向 2 阶	X 向 3 阶	X 向 3 阶
参与因子	0.182	0.178	0.001	0.001	0	0
阻尼比	0.020	0.020	0.043	0.043	0.047	0.047

根据上表所示，有限元模型与修正后的多质点集中质量模型的频率、振型与阻尼比完全一致，反映了有限元模型的自振频率矩阵与振型矩阵作为约束因子使原结构质量矩阵和刚度矩阵在修正后与其精确匹配，而第 1 阶模态参与因子的多质点模型预测值相比于真实值有所降低，表明修正模型考虑了高阶模态对设备结构抗震性能的影响，能够解决多质点集中质量模型在反映高阶振型时的不准确性，有利于提高抗震设计计算的合理性与可靠性，为第 4 章惯容系统优化设计提供了理论基础。

X 向电气设备初始模型与修正模型的误差值（ $\Delta \mathbf{M}$ 、 $\Delta \mathbf{K}$ ）如图 3.10 所示，质量误差矩阵中各自由度质点与中柱绝缘子（图中自由度编号 5、8）之间的修正项元素为正值，刚度误差矩阵中同一柱绝缘子相互之间的修正项元素为正值，

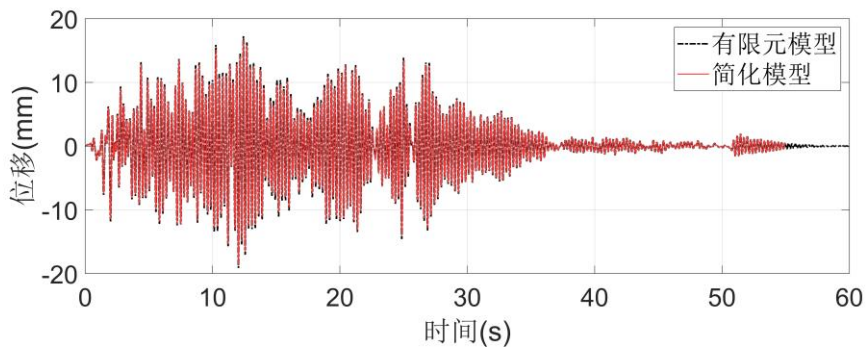
其余质量误差矩阵元素和刚度误差矩阵元素值为负。根据结构动力学理论可知，断路器结构各部位的惯性力均会影响中柱绝缘子的惯性力，同柱绝缘子内部产生刚度重分配，使多质点模型在高阶振型更贴近精细化有限元模型，一定程度上解决了多质点集中质量模型在高阶模态中匹配不准确的问题。



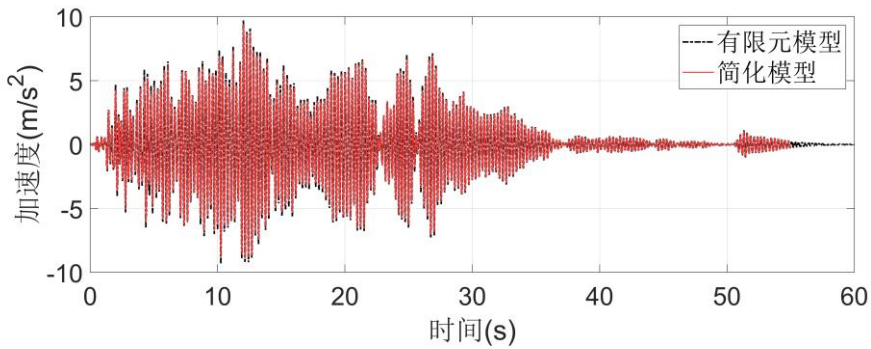
(a) 质量矩阵误差

(b) 刚度矩阵误差

图 3.10 质量矩阵与刚度矩阵修正项



(a) 顶部位移



(b) 顶部加速度

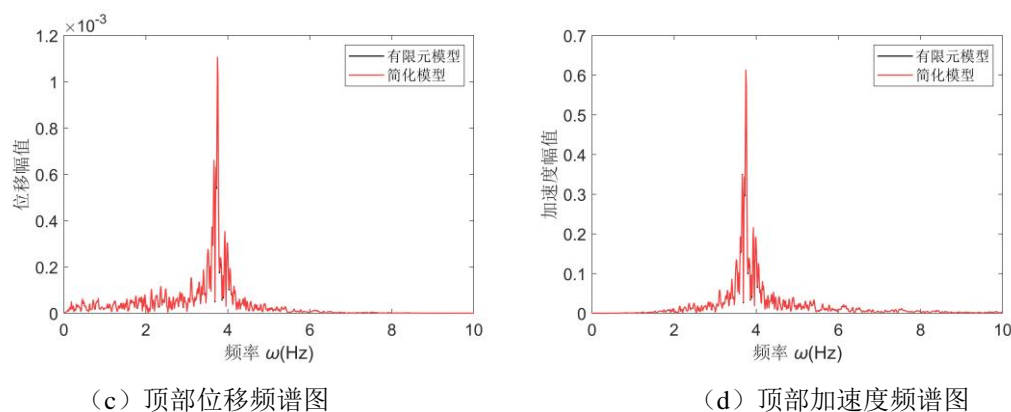


图 3.11 修正模型对比

多质点模型修正过程中采用了精细化有限元模型频率与振型作为约束条件，故理论修正模型能够准确匹配有限元模型的动力响应。从图 3.11 中可得，断路器设备结构的理论修正模型与精细化有限元模型在 X 向的运动时程差异较小，两者的峰值位移响应相差 2.7%，均方根值位移响应相差 1.0%。由频谱图发现有限元模型与简化模型的峰值完全相同，整体图形近乎一致，证实了表 3.3 中两者频率、振型与阻尼比的精准匹配性，说明了模型修正方法的准确性。

3.5 本章小结

本章基于第一章中变电站支柱类电气设备的典型结构特征选取多质点集中质量体系模型作为简化模型，并分析模型的模态特征和地震响应特征。通过简化模型与有限元模型的对比，提出应对简化模型进行动力修正以更符合设备的真实情况。最后通过某 110kV 断路器设备的简化实例，证明了修正简化模型的准确性，具体结论如下：

(1) 电气设备的多质点集中质量模型在低阶振型时满足计算准确性，通过结构动力学原理推导了模型的自振频率与振型模态的解析形式。根据第 2 章电气设备的动力分析可知在单向外界激励下前 3 阶有效振型参与质量之和占总有效质量的比例超过 95%（忽略设备扭转效应），采用振型叠加法能够简单准确计算出结构运动响应。

(2) 对比精细化有限元模型与初始简化模型的地震响应，发现两者间的差异明显，需要对简化模型进行动力模型修正。Baruch-Berman 直接修正法具有计算高效、模态匹配精准的优势，本章以电气设备结构的自振频率和振型模态为约束，系统推导了简化模型的修正过程，获得了电气设备的修正质量矩阵和修正刚度矩阵，解决了多质点模型与真实结构振动模态不匹配的问题。

(3) 选取某 110kV 断路器设备为案例，建立了其多质点集中质量体系模型，

并使用精细化有限元模型的动力响应特征进一步进行了简化模型修正。断路器多质点模型在模型修正后与精细化有限元模型动力响应完全匹配、地震响应差异在 5% 以内，证明了修正后的断路器多质点模型能准确反映真实结构特征。

(4) 通过对断路器设备的模型修正，发现了在 X 向平动时中柱绝缘子惯性力受其余部位惯性力影响，在 Y 平动时侧边绝缘子惯性力重分配到其余部位，此外同柱绝缘子内部产生刚度重分配，证明绝缘子的质量分布与结构响应密切相关，实际中应控制中柱绝缘子的物理质量，以免结构发生破坏。

本章建立了断路器设备的多质点集中质量体系多质点模型并对模型进行了动力修正，从结果对比上看，修正后的多质点模型能够匹配电气设备的动力特性，为第 4 章中惯容系统参数的优化设计做了前期准备。

第4章 基于多质点模型的惯容系统的参数优化

4.1 引言

根据第1章中的介绍,惯容元件自身只有储能能力,在安装中与阻尼元件并联能够提高阻尼耗能效率,与弹簧元件串联能够调整结构的自振频率,因此通常将三种元件组成的减震装置称为惯容系统,参数分析和设计都围绕系统中这三种元件展开,为了同时达到耗能增效和调节频率的作用,应选取混联II型惯容系统来减小电气设备的响应,其拓扑形式如图4.1所示。

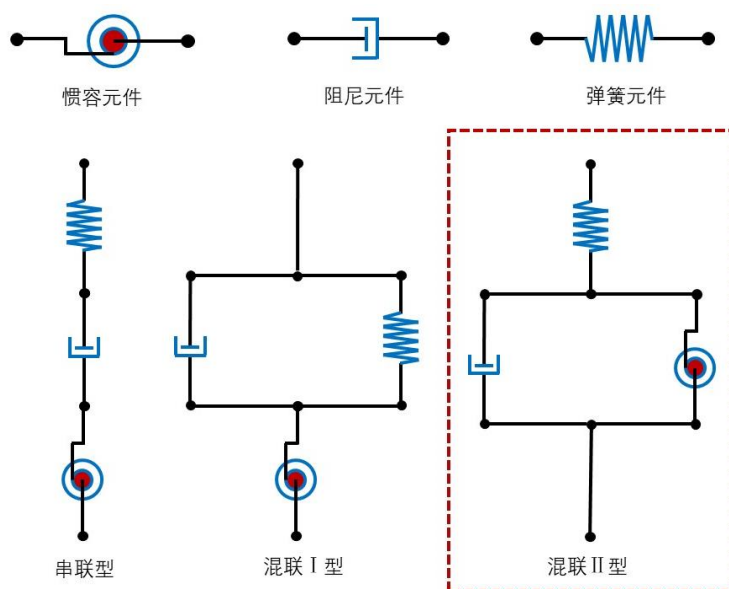


图 4.1 惯容系统拓扑图

如第2章所述,断路器设备减震加固设计中将三组惯容系统通过拉索连接在钢支架横梁,这要求惯容系统应满足自平衡特性,因此选取拉索式自平衡惯容器,此装置中正反牙丝杠的设计使惯容器在绕轴转动方向上保持自平衡,同时能够提高阻尼的耗能效率。

目前惯容系统的参数优化设计在频域中主要有两种方法:定点理论和耗能增效理论。定点理论作为调谐吸振类减震装置的基本优化设计方法,以主结构传递函数曲线恒过两个定点为原则,给出了最优同调公式。耗能增效理论建立了耗能增效比与主结构减震比间的联系,通过选取目标减震比和耗能增效比来获得最优参数。在时域中计算方法主要利用遗传算法等数学工具来进行基于时程分析的优

化设计，达到结构在外界激励作用下的某些部位地震响应峰值减震比。

本文基于时程优化，通过选取支柱类电气设备关键薄弱部位的地震响应减震比作为控制目标，利用全局搜索算法来设计惯容系统的最优参数，并对比定点理论与耗能增效理论的结果，计算结果证明了此优化设计过程的优越性。

本章安排如下：首先分析自平衡惯容器的工作原理及自平衡特性，并给出惯质单元与阻尼单元的物理参数计算流程。其次，通过分析安装自平衡惯容系统的单自由度结构，探究惯容系统各参数对主结构减震效果的影响。再次，介绍了定点理论与耗能增效理论参数优化过程，给出改进后适用于电气设备结构的参数优化方法。最后，通过 110kV 断路器设备结构算例，验证参数优化方法的可靠性，并确定惯容系统相关构件的物理参数，以支持现实变电站加固改造项目。

4.2 自平衡惯容器的机理分析

拉索式自平衡惯容器采用滚珠丝杠机构，依靠螺母和丝杠将直线运动转化为飞轮盘的旋转运动，进而实现对飞轮惯性的封装。惯容系统的阻尼实现方式多样，本文选取惯容器的阻尼实现方式为电涡流，即惯容器发挥作用时导体盘与磁体盘之间的相对转动能够切割磁感线产生电磁力，发挥耗能效应，其阻尼系数为速度型，惯容器示意图如图 4.2 所示。

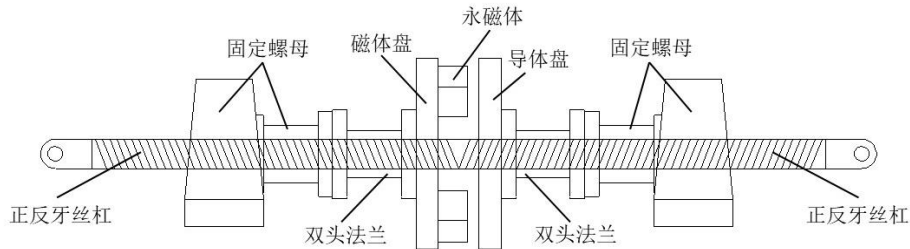


图 4.2 自平衡惯容器示意图

4.2.1 自平衡惯容器的工作原理及自平衡特性

自平衡惯容器的力学模型如图 4.3 所示，丝杠在中点处平分为两个相反方向的螺纹，分别搭载磁体盘与导体盘。假设正反牙丝杠的轴向运动位移为 u_s ，导程为 L_d ，导体盘所受电磁力矩为 T_{cc} ，磁体盘所受电磁反作用力为 T_{mc} ，则固定螺母转子的转角 φ_n 为：

$$\varphi_n = \frac{2\pi u_s}{L_d} \quad (4.1)$$

磁体盘和导体盘在导程相等的正反螺纹上运动，两盘转速相等、转动方向相

反，设 J_m 和 J_c 分别为磁体盘和导体盘的转动惯量，则两盘对丝杠的扭矩为：

$$T_m = J_m \ddot{\varphi}_n + T_{mc} \quad (4.2)$$

$$T_c = -J_c \ddot{\varphi}_n + T_{cc} \quad (4.3)$$

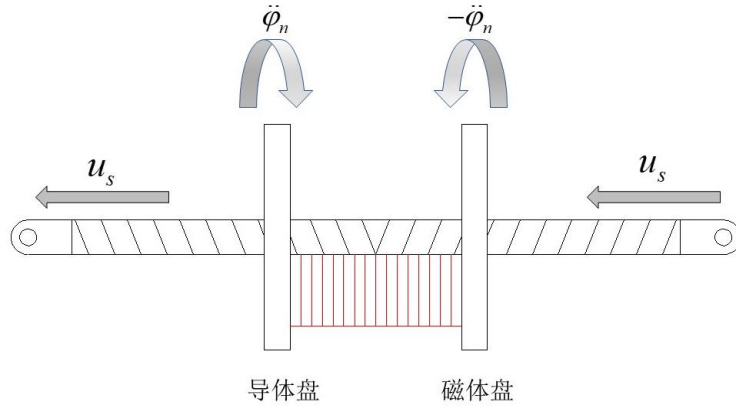


图 4.3 自平衡惯容器的力学模型

根据牛顿第三定律，磁体盘和导体盘所受电磁力大小相等、方向相反，则当磁体盘和导体盘的惯性矩相等时， T_m 与 T_c 仍大小相等、方向相反，此时丝杠受力：

$$T_m + T_c = 0 \quad (4.4)$$

即证丝杠处于自平衡状态，在绕轴转动方向实现了力矩平衡，因此在惯容器的使用过程中无需约束丝杠两端的绕轴运动，满足拉索连接的要求。

4.2.2 自平衡惯容器的惯容单元及分析

在上一节中可知，当正反牙丝杠两侧所搭载的构件转动惯量相等时，惯容器处于自平衡状态。单侧螺纹上搭载的构件有固定螺母、双头法兰和磁体盘（导体盘），在惯容器的运动中均提供惯性力矩，则应保证两侧构件转动惯量之和相等。假设螺母、法兰和磁体盘（导体盘）的内外半径分别为 r_{1i} 和 r_{2i} ($i=1,2,3$)，质量分别为 m_i ($i=1,2,3$)，则总转动惯量 J 可表示为：

$$J = \sum_i^3 \frac{1}{2} (r_{1i}^2 + r_{2i}^2) m_i \quad (4.5)$$

单侧螺纹所受惯性力矩为：

$$T = J \ddot{\varphi}_n = \frac{\pi \ddot{u}_s}{L_d} \sum_i^3 (r_{1i}^2 + r_{2i}^2) m_i \quad (4.6)$$

根据丝杠扭矩与轴向力关系 $F = 2\pi T / L_d$ ，则惯容系统的惯质 m_u 和惯容系数

m_{in} 为:

$$m_u = \frac{2\pi^2}{L_d^2} \sum_i^3 (r_{1i}^2 + r_{2i}^2) m_i \quad (4.7)$$

$$m_{in} = \frac{2\pi^2 \sum_i^3 (r_{1i}^2 + r_{2i}^2) m_i}{L_d^2 \sum_i^3 m_i} \quad (4.8)$$

实际中螺母、法兰和磁体盘（导体盘）的内外半径远大于丝杠导程，故惯容系数 m_{in} 大于 1，证明滚珠丝杠的设计可使惯容元件提供远大于自身物理质量的惯性力应。同时也证明了惯容系数与各构件内外半径、质量以及丝杠导程有关，通过合理的设计能够得到需求的惯容系数。

4.2.3 自平衡惯容系统的物理模型

通过上述分析，自平衡惯容器在水平运动的情况下丝杠的出力 F_a 为:

$$F_a = m_u \ddot{u}_s + c_u \dot{u}_s \quad (4.9)$$

即惯容器在轴线方向上的物理模型为惯容元件和阻尼元件并联，将弹簧连接在惯容器的丝杠外端，此时惯容器的位移与连接弹簧的变形共同构成惯容系统的位移，即自平衡惯容器与连接弹簧共同组成了混联II型惯容系统，如图 4.4 所示，

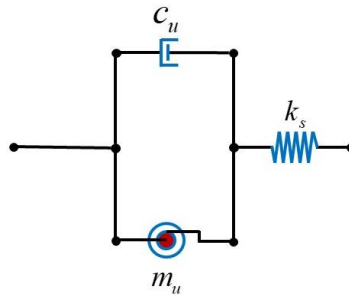


图 4.4 自平衡惯容系统物理模型图

其中惯容器总阻尼系数为 c_u ，连接弹簧刚度为 k_s 。

4.3 惯容系统安装布置

根据电气绝缘的相关规定，实际中变电站支柱类电气设备具有明显的细长结构，且安装场地较为空旷，难以满足减震装置水平向安装的条件，因此惯容器需连接在设备中上部与地面之间，可采用拉索连接惯容器来对电气设备进行抗震加固。拉索等纯拉力系统要求惯容器具有自平衡的特性，通过上述对自平衡惯容器

的机理分析验证了其自平衡特性，实现了丝杠两端零扭矩，适用于对电气设备抗震性能的提升。

本文设计拉索式自平衡惯容系统的布置形式如图 4.5 所示，共采用 3 组惯容系统，每组由 1 个自平衡惯容器和连接弹簧组成。

选取 2 组惯容系统安装在支架横梁底部，将伸臂工字钢焊接在横梁底部，惯容系统及滑轮采用螺栓连接朝下安装在工字钢底面，惯容器两侧伸出拉索通过花篮螺栓连接在支架底部的拉环上，以控制断路器设备 X 向平动。通过现场实测，这种梁下安装的形式不影响变电站正常的巡检和维护工作。

选取 1 组惯容系统安装在基础上，从支架两侧柱腿引出拉索连接在惯容器两端，以控制断路器设备 Y 向平动。设计拉索采用交叉折线式构型，既放大惯容器两端的运动响应，达到更好的振动控制效果，又避开控制柜，保证设备控制柜的正常使用，符合实际工程需要。

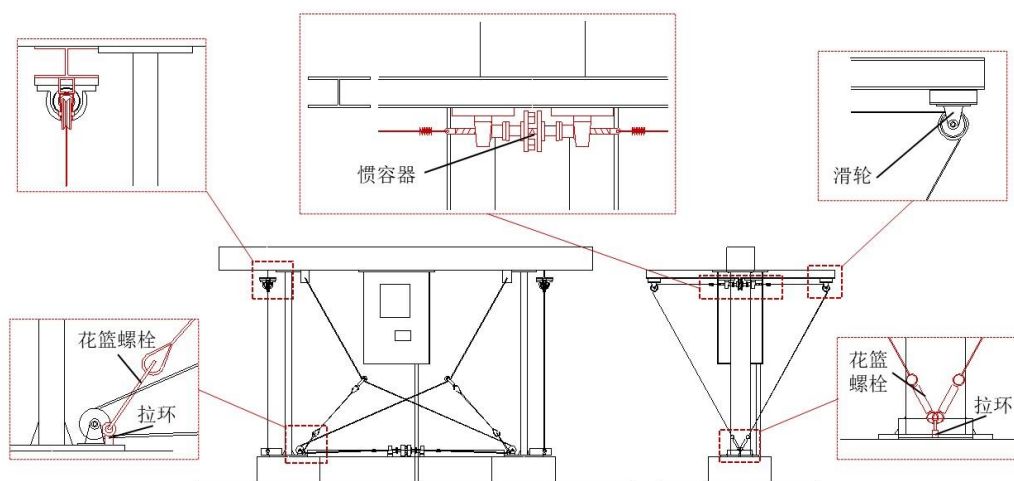


图 4.5 惯容系统布置图

4.4 安装自平衡惯容系统的单自由度结构理论分析

本节通过建立安装自平衡惯容系统的单自由度模型的动力学方程，分析惯容系统中各项参数对频率响应函数的影响，为下一节中惯容系统参数优化结果的准确性提供理论依据，如无特殊说明，本节均为结构与惯容元件对地面的相对位移。

4.4.1 安装自平衡惯容系统的单自由度结构模型

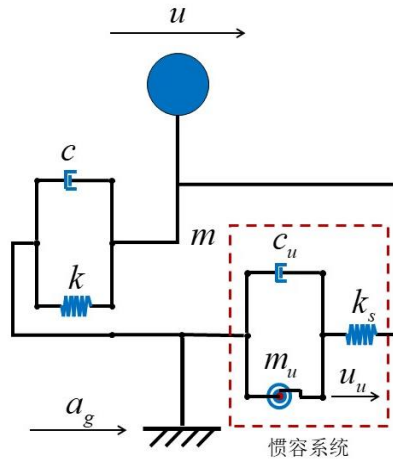


图 4.6 安装惯容系统的单自由度结构物理模型图

图 4.6 为安装自平衡惯容系统的单自由度结构物理模型图，假设单自由度结构的质量、阻尼系数和刚度分别为 m 、 c 和 k ，惯容系统的惯质、附加阻尼系数和连接刚度分别为 m_u 、 c_u 和 k_s 。在地面加速度激励 a_g 作用下，单自由度结构和惯容元件的位移分别为 u 和 u_u ，则结构的运动控制方程为：

$$\begin{cases} m\ddot{u} + c\dot{u} + ku + k_s(u - u_u) = -ma_g \\ m_u\ddot{u}_u + c_u\dot{u}_u = k_s(u - u_u) \end{cases} \quad (4.10)$$

定义相关参数如表 4.1 所示：

表 4.1 相关参数表

参数	定义
$\omega_0 = \sqrt{k/m}$	主结构基本圆频率
$\zeta = c/(2m\omega_0)$	主结构的初始阻尼比
$\mu = m_u/m$	惯质比：惯容元件与主结构质量之比
$\xi = c_u/(2m\omega_0)$	附加阻尼比：阻尼元件与主结构阻尼系数之比
$\kappa = k_s/k$	刚度比：连接弹簧与主结构刚度之比
$\beta = \omega/\omega_0$	频率比：输入频率与主结构基本频率之比
$\alpha = u_u/u$	耗能增效比：惯容元件与主结构位移之比
$\gamma = u/u_0$	减震比：安装惯容系统前后主结构位移之比

将式(4.10)无量纲化:

$$\begin{cases} \ddot{u} + 2\zeta\omega_0\dot{u} + \omega_0^2u + \kappa\omega_0^2(u - u_u) = -a_g \\ \mu\ddot{u}_u + 2\xi\omega_0\dot{u}_u = \kappa\omega_0^2(u - u_u) \end{cases} \quad (4.11)$$

4.4.2 频率响应函数分析

章节 4.3.1 中推导了安装自平衡惯容系统的单自由度结构的振动控制方程, 通常情况下难以求解该振动控制方程来确定相关参数, 工程实际中常采用频率响应函数来分析振动系统的幅频特点。

令 $s = i\omega$, i 为虚数单位, ω 为输入激励频率, 式(4.11)经过拉普拉斯变换:

$$\begin{cases} Us^2 + 2\zeta\omega_0Us + \omega_0^2U + \kappa\omega_0^2(U - U_u) = -A_g \\ \mu U_u s^2 + 2\xi\omega_0U_u s = \kappa\omega_0^2(U - U_u) \end{cases} \quad (4.12)$$

其中 U 、 U_u 和 A_g 分别表示 u 、 u_u 和 a_g 的拉普拉斯变换形式。通过整理可得安装惯容系统后主结构和惯容元件的位移传递函数 $H_U(s)$ 和 $H_{U_u}(s)$ 为:

$$H_U(s) = \frac{U}{A_g} = \frac{\mu s^2 + 2\xi\omega_0 s + \kappa\omega_0^2}{(\mu s^2 + 2\xi\omega_0 s + \kappa\omega_0^2)(s^2 + 2\zeta\omega_0 s + \omega_0^2 + \kappa\omega_0^2) - (\kappa\omega_0^2)^2} \quad (4.13)$$

$$H_{U_u}(s) = \frac{U_u}{A_g} = \frac{\kappa\omega_0^2}{(\mu s^2 + 2\xi\omega_0 s + \kappa\omega_0^2)(s^2 + 2\zeta\omega_0 s + \omega_0^2 + \kappa\omega_0^2) - (\kappa\omega_0^2)^2} \quad (4.14)$$

进一步整理可得位移传递函数 $H_u(\beta)$ 为:

$$H_U(\beta) = \frac{U}{A_g \beta^2} = \frac{-\mu\beta^2 + 2\xi i\beta + \kappa}{(-\mu\beta^2 + 2\xi i\beta + \kappa)(-\beta^2 + 2\zeta i\beta + 1 + \kappa) - \kappa^2} \quad (4.15)$$

4.4.3 惯容系统参数分析

上一小节中获得了安装惯容系统的单自由度结构的位移响应函数, 从式(4.13)中可知, 位移传递函数幅值与惯质比 μ , 结构阻尼比 ζ , 附加阻尼比 ξ , 刚度比 κ 和频率比 β 有关, 其中频率比 β 与外界激励有关, 结构阻尼比 ζ 与原结构的材料特性有关, 因此在利用惯容系统减震设计时需要考虑的参数共有 3 个: 惯质比 μ , 附加阻尼比 ξ 和刚度比 κ 。

通常情况下, 结构在共振时的位移响应远大于在其他外界激励频率时, 故将共振频率下 ($\beta = 1$) 的结构峰值位移定义为位移放大系数 H_∞ , 分析 3 个惯容系统参数对位移放大系数的影响, 并寻找合适的参数使位移放大系数取得最小值。

$$H_\infty(\mu, \xi, \kappa) = \max \{|H_U(\beta)| \beta = 1\} \quad (4.16)$$

根据变电站电气设备的结构特征和材料特性, 可假设单自由度结构的结构阻

尼比 $\xi = 0.02$ ，考虑一系列的数值案例来分析惯容系统参数对主结构位移放大系数 H_∞ 的影响，根据实际的惯容装置特点，选取 3 个参数的变化范围为： $0 < \mu < 1$ ， $0 < \xi < 1$ ， $0 < \kappa < 10$ 。

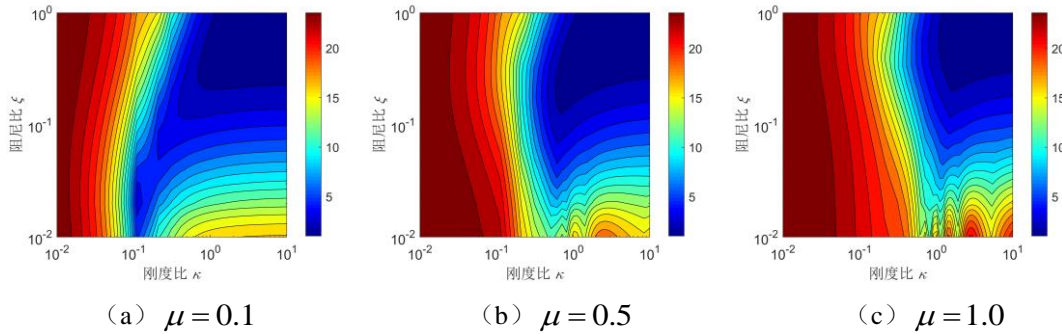


图 4.7 位移放大系数云图 ($0 < \xi < 1$ ， $0 < \kappa < 10$)

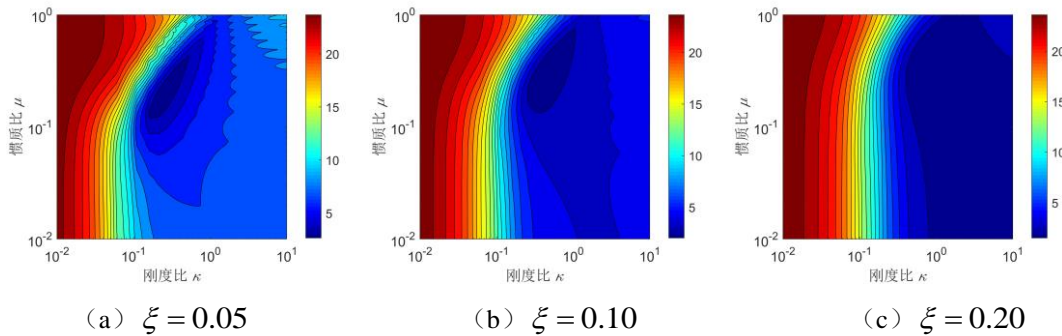


图 4.8 位移放大系数云图 ($0 < \mu < 1$ ， $0 < \kappa < 10$)

如图 4.7-4.8 所示，分别选取惯质比为 0.1、0.5 和 1.0，阻尼比为 0.05、0.10 和 0.20 为常数，通过式和(4.16)研究位移放大系数随着惯容系统参数变化的特征。图 4.7 中位移放大系数在阻尼比 ξ 和刚度比 κ 达到上限值时取得最小值，表明惯质比恒定时惯容系统阻尼比和刚度比的理想解由这两个参数的取值上限决定，在实际中应尽量增大阻尼元件的阻尼系数和连接弹簧的刚度。图 4.8 中云图出现了闭合等高线，表明最优参数能够在等高线内部得到，即阻尼比恒定时惯容系统惯质比和刚度比的理想解存在，能够使主结构的位移放大系数取得最小值，但此过程中仍无法确定最优阻尼比。

由以上参数分析可知，基于位移放大系数进行惯容参数选取非常困难，最优附加阻尼比的选取影响最优惯质比和最优刚度比的求解结果，优化成为一个递归设计过程，过程中附加阻尼比 ξ 不断更新才能使惯容系统的减震结果满足目标，对实际工程项目来说整个迭代过程是繁琐和浪费时间的。但上述参数分析结果能够为下一章节的优化理论提供验证依据，通过与本章节分析结果对比证明了后文中优化理论的合理性

4.5 惯容系统参数优化

章节 3.3 中通过建立安装自平衡惯容系统的单自由度结构物理模型，推导了其位移放大系数并进行惯容系统参数分析，但该过程没有给出最优的参数结果。在本章节中介绍了两种惯容系统常用的优化理论——定点理论和耗能增效理论，通过两种理论的原理进一步给出适用于变电站支柱类电气设备的优化设计方法。

4.5.1 定点理论

定点理论提出，无初始阻尼的单自由度结构在安装动力吸振器时位移传递函数曲线始终穿过两个等高的定点，而不随附加阻尼比的变化而变化，即两定点处位移传递函数值相等且关于频率比的导数为 0，如图 4.9 所示。

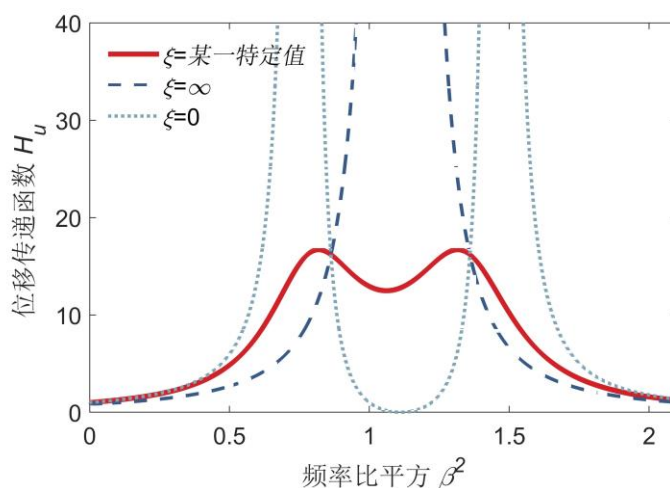


图 4.9 安装惯容系统的单自由度结构位移传递函数

假设外界激励为简谐激励，令结构阻尼比 ζ 等于 0，根据定点理论可知，式 (4.15) 分别代入 $\xi = 0$ 和 $\xi = \infty$ 后在两个定点处幅值应相等，即：

$$|H_U|_{\xi=0} = \left| \frac{-\mu\beta^2 + \kappa}{(-\mu\beta^2 + \kappa)(-\beta^2 + 1 + \kappa) - \kappa^2} \right| \quad (4.17)$$

$$|H_U|_{\xi=\infty} = \left| \frac{1}{-\beta^2 + 1 + \kappa} \right| \quad (4.18)$$

$$\left| \frac{-\mu\beta^2 + \kappa}{(-\mu\beta^2 + \kappa)(-\beta^2 + 1 + \kappa) - \kappa^2} \right| = \left| \frac{1}{-\beta^2 + 1 + \kappa} \right| \quad (4.19)$$

易得两定点的极性应相反，则有：

$$\frac{-\mu\beta^2 + \kappa}{(-\mu\beta^2 + \kappa)(-\beta^2 + 1 + \kappa) - \kappa^2} = -\frac{1}{-\beta^2 + 1 + \kappa} \quad (4.20)$$

上式可整理为关于自变量 β^2 的一元二次方程：

$$2\mu\beta^4 - 2(\kappa + \mu + \mu\kappa)\beta^2 + 2\kappa + \kappa^2 = 0 \quad (4.21)$$

此方程存在两个根，分别对应两个定点，不妨设为 β_1^2 和 β_2^2 ($\beta_1^2 < \beta_2^2$)，有：

$$\beta_1^2 + \beta_2^2 = \frac{\kappa + \mu + \mu\kappa}{\mu} \quad (4.22)$$

同时 β_1^2 和 β_2^2 应满足式(4.18)，即：

$$\frac{1}{-\beta_1^2 + 1 + \kappa} = -\frac{1}{-\beta_2^2 + 1 + \kappa} \quad (4.23)$$

联立(4.22)和(4.23)能够获得刚度比 κ 关于惯质比 μ 的解析解，考虑到需要设计的惯容系统参数共有 3 个，而定点理论根据位移传递函数提出的附加约束条件仅有式(4.17)和(4.18)两个，故应将一个参数设定为已知量，以此已知量来推导另外两个参数的解析式，实际中对惯容元件的控制较为方便，因此将惯质比 μ 设定为已知量，此时最优刚度比 κ^{opt} 为：

$$\kappa^{opt} = \frac{\mu}{1 - \mu} \quad (4.24)$$

将式(4.15)等号两边平方并整理为：

$$H_U \left\{ [(-\beta^2 + 1)(-\mu\beta^2 + \kappa) - \mu\kappa\beta^2]^2 + [2(-\beta^2 + 1 + \kappa)\xi\beta]^2 \right\} = (-\mu\beta^2 + \kappa)^2 + (2\xi\beta)^2 \quad (4.25)$$

根据位移传递函数在定点处导数为 0，将上式等号两侧求导后整理为关于附加阻尼比平方 ξ^2 的表达式：

$$\xi^2 = \frac{-H_U \left\{ \beta^4 \mu + [(-\mu - 1)\kappa - \mu]\beta^2 + \kappa \right\}^2 + (\mu\beta^2 - \kappa)^2}{4\beta^2 \left[-1 + H_U (\beta^2 - 1 - \kappa)^2 \right]} \quad (4.26)$$

将最优刚度比 κ^{opt} 和两定点坐标 β_1^2 和 β_2^2 代入，得到定点处的阻尼比平方为：

$$\xi_{1,2}^2 = \left(\frac{\mu}{2} \right)^2 \frac{3\sqrt{2}\mu}{2(1-\mu)(\sqrt{2} \pm \sqrt{\mu})} \quad (4.27)$$

考虑到两定点处阻尼比不同，令两者的均方根值作为最优阻尼比 ξ^{opt} ：

$$\xi^{opt} = \frac{\mu}{2} \sqrt{\frac{3\mu}{(1-\mu)(2-\mu)}} \quad (4.28)$$

上述设计过程获得了单自由度结构下惯容系统的最优附加阻尼比 ξ^{opt} 和最

优刚度比 κ^{opt} 关于惯质比 μ 的表达式, 通过设定惯质比能够计算出其余两个参数。但从上一章节参数分析中可知惯质比对结构的位移传递函数同样影响很大, 实际中选取合适的惯质比成为一个难题, 将式(4.24)代入(4.18)可得:

$$|H_U|_{1,2} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{\mu} \sqrt{(\mu-1)^2}} \quad (4.29)$$

易得定点处的位移传递函数峰值 $|H_U|_{1,2}$ 与惯质比 μ 成反比例函数, 无法通过上式取得位移传递函数峰值的最小值, 因此实际使用定点理论进行惯容系统参数设计时仍需要人为设定惯质比 μ 的值, 从而获得相应的 ξ^{opt} 和 κ^{opt} 。

4.5.2 耗能增效理论

由上节可知, 定点理论设计方法基于简谐激励和主结构无阻尼特性, 而实际变电站电气设备经受复杂的地震激励且结构阻尼特征明显, 此外最优附加阻尼比 ξ^{opt} 和最优刚度比 κ^{opt} 经由惯质比 μ 的选定而来, 要求预先对惯质比进行经验取值, 这些限制使定点理论设计结果不能直接使用, 往往要经过反复取值对比, 时间与金钱成本较高, 同时与性能需求为导向的设计原则不符。

为了建立减震效果评价指标及设计控制指标, 定义最大位移响应减震比 γ 如下:

$$\gamma = \left| \frac{I}{I_0} \right| = \left| \frac{\text{安装惯容系统后结构位移响应}}{\text{初始结构位移响应}} \right| \quad (4.30)$$

定义惯容系统中阻尼元件位移均方根与惯容系统位移均方根之比为耗能增效比 α 为:

$$\alpha = \left| \frac{I_u}{I} \right| = \left| \frac{\text{阻尼元件位移均方根}}{\text{惯容系统位移均方根}} \right| \quad (4.31)$$

易得无惯容系统时主结构的位移传递函数为:

$$H_{U_0}(s) = \frac{U_0}{A_g} = \frac{1}{s^2 + 2\zeta\omega_0 s + \omega_0^2} \quad (4.32)$$

根据帕塞瓦尔定理, 在白噪声激励下对于给定的响应传递函数 $H(s)$:

$$H(s) = \frac{c_0 + c_1 s + c_2 s^2 + \cdots + c_{n-2} s^{n-2} + c_{n-1} s^{n-1}}{d_0 + d_1 s + d_2 s^2 + \cdots + d_{n-2} s^{n-2} + d_{n-1} s^{n-1} + d_n s^n} \quad (4.33)$$

其中 c_i 和 d_i 分别为响应传递函数分子和分母关于 s 的系数, 则动力体系的均方响应 I_n 表达式为:

$$I_n = \frac{1}{i} \int_{-j\infty}^{j\infty} H(s)H(-s) ds \quad (4.34)$$

通过计算，初始结构均方响应 I_0 、安装惯容系统的主结构均方响应 I 和阻尼元件的均方响应 I_u 分别为：

$$I_0 = \frac{\pi}{2\omega_0^3 \zeta} \quad (4.35)$$

$$I = \frac{\pi \left\{ 4\zeta^3 + 4\zeta\zeta^2(\mu + \kappa) + \zeta \left[\kappa^2 + \mu\kappa(4\zeta^2 + \mu - 2) + \mu^2 \right] + \zeta\mu^2\kappa^2 \right\}}{2\omega_0^3 \left\{ \begin{array}{l} 4\zeta\zeta^3(\kappa + 1) + \zeta^2 \left[\kappa^2 + 4\zeta^2\kappa(\mu + 1) + 4\mu\zeta^2 \right] \\ + \zeta \left[\zeta(\mu^2 + 1)\kappa^2 + 2\mu\kappa(2\zeta^2 + \mu - 1) + \mu^2 \right] + \mu^2\zeta^2\kappa^2 \end{array} \right\}} \quad (4.36)$$

$$I_u = \frac{\pi\kappa \left\{ 4\mu\zeta^2\xi + \left[4\zeta^2 + \mu^2\zeta(\kappa + 1) + \kappa\xi \right] \right\}}{2\omega_0^3 \left\{ \begin{array}{l} 4\zeta^3\kappa\mu\xi + \left[(4\kappa\mu + 4\kappa + 4\mu)\xi^2 + \kappa^2\mu^2 \right] \zeta^2 \\ + \zeta \left[(4\kappa + 4)\xi^2 + (\mu^2 + 1)\kappa^2 + (2\mu^2 - 2\mu)\kappa + \mu^2 \right] \zeta + \kappa^2\xi^2 \end{array} \right\}} \quad (4.37)$$

将式(4.35)、(4.36)和(4.37)代入式(4.30)和(4.31)中可得：

$$\alpha^2 = \frac{\zeta}{\xi} \left(\frac{1}{\gamma^2 - 1} \right) \quad (4.38)$$

上式中建立了安装惯容系统前后主结构的减震比与阻尼元件增效比的关系，被称为“耗能增效方程”，通过整理，将方程可改写为：

$$\xi = \frac{\zeta}{\alpha^2} \left(\frac{1}{\gamma^2} - 1 \right) \quad (4.39)$$

综上，将阻尼元件位移响应均方根值与惯容系统的位移响应均方根值作比，比值为惯容系统的耗能增效系数。

4.5.3 基于减震比的优化设计

针对安装于变电站支柱类电气设备惯容系统的优化控制，需要对惯容系统的安装位置和惯容系统组成参数进行确定，其中惯容系统的安装位置依据变电站实际情况在章节 4.3 中已进行说明，惯容系统参数需要通过优化算法进行求解，在合理的参数范围内获得电气设备的最优控制。

为了直观表达优化过程，选取优化设计变量为：

$$y = \{\mu, \xi, \kappa\} \quad (4.40)$$

其中， μ ， ξ 和 κ 分别表示惯容系统相对于电气设备广义单自由度体系的惯质比，附加阻尼比和刚度比。

惯容系统作为完整的动力系统，可设 ω_d 为惯容系统的自身频率：

$$\omega_d = \sqrt{\frac{k_s}{m_u}} \quad (4.41)$$

定义无量纲的设备顶部最大位移响应减震比 γ_m 来评价惯容系统的控制效果（最大位移响应减震比越小表明减震效果越好）：

$$\gamma_m = \frac{u_{\max}}{u_{0,\max}} = \left| \frac{\text{惯容减震后顶部位移响应最大值}}{\text{初始结构顶部位移响应最大值}} \right| \quad (4.42)$$

其中 u_{\max} 表示惯容减震设备顶部相对于地面的位移响应的最大值， $u_{0,\max}$ 为初始结构顶部位移响应的最大值。

值得一提的是，惯容系统连接刚度的增加可以使其对结构地震响应控制得到一定提升，但这会影响调谐效果和耗能效率，造成惯容系统表观质量和附加阻尼系数需求增大。为了保证惯容系统的调谐效果和耗能增效效果，还应对刚度进行限制，对惯容系统的频率限制如下：

$$\omega_d = \frac{1}{\sqrt{1-\mu}} \omega_0 \quad (4.43)$$

其中 ω_0 表示初始结构广义单自由度体系的自振频率， μ 表示惯容系统对应于初始结构广义单自由度体系的有效惯质比。

根据以上分析，基于电气设备顶部位移响应减震控制的惯容系统优化设计数学表达式如下：

$$\begin{aligned} & \text{find} && y = \{\mu, \xi, \kappa\} \\ & \text{minimize} && \gamma_m(\mu, \xi, \kappa) \\ & \text{subject to} && \gamma_m \leq \gamma_{m,t}, \omega_d = \frac{1}{\sqrt{1-\mu}} \omega_0 \\ & && \mu_{\min} \leq \mu \leq \mu_{\max} \\ & && \xi_{\min} \leq \xi \leq \xi_{\max} \\ & && \kappa_{\min} \leq \kappa \leq \kappa_{\max} \end{aligned} \quad (4.44)$$

其中， $\gamma_{m,t}$ 为目标减震比，依据设备性能需求、地震响应和安全裕度进行确定：

$$\gamma_{m,t} = \frac{\text{目标性能需求}}{\text{初始结构响应}} \times \frac{1}{\text{安全裕度}} = \frac{u}{\eta u_{0,\max}} \quad (4.45)$$

综上，利用 Matlab 软件的非线性多变量求解 fmincon 函数工具（采用牛顿法）对式(4.44)优化问题求解，优化参数为惯质比 μ 、附加阻尼比 ξ 和连接弹簧刚度比 κ ，初始参数根据定点理论确定，约束条件为支柱类电气设备顶部最大位

移响应减震比 γ_m ，设计流程图如图 4.10 所示，具体步骤为：

- (1) 对支柱类电气设备初始结构精细化有限元模型进行地震响应分析，研究结构顶部位移响应特点。并建立电气设备的多质点模型，并依据有限元模型的自振频率及对应振型进行模型修正，使多质点模型能够反映实际结构动力特性；
- (2) 根据电气设备地震响应和电气抗震要求，在支柱类电气设备顶部位移响应要求和安全裕度的基础上确定目标减震比 $\gamma_{m,t}$ ；
- (3) 依据电气设备结构特点和变电站要求，设计惯容系统的数量、安装方式及安装部位；
- (4) 将惯质比 μ 的初值定为 0.1，依据式(4.24)和(4.28)计算附加阻尼比和刚度比的初值，将这组满足定点理论的参数设置为算法初始值，通过 `fmincon` 函数工具对惯容系统惯质比 μ 、附加阻尼比 ξ 、刚度比 κ 进行优化选取；
- (5) 在修正的多质点模型中设定优化后的惯容系统参数，验证结构安装惯容系统后的抗震性能以及惯容系统的耗能增效效果。

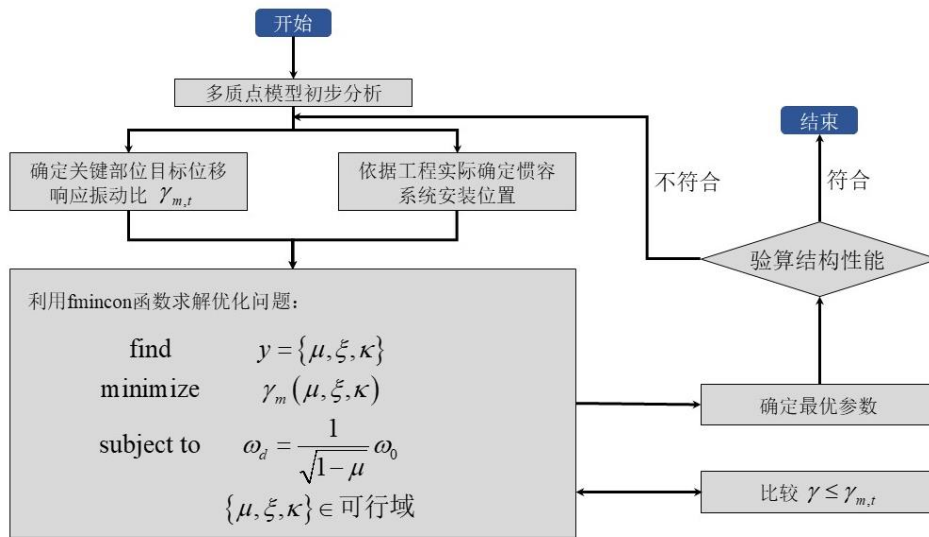


图 4.10 参数设计流程图

4.6 110kV 断路器算例分析

以 110kV 断路器为例，选取第 3 章中修正多质点模型为优化模型，通过章节 4.5.3 中的参数设计流程计算惯容系统最优参数。

根据第 3 章动力模型修正分析结果，仅考虑断路器设备的 X 向与 Y 向平动，分别选取前三阶自振频率及振型如表 3.1 和 3.2 所示。根据模态分析理论，模态

比例设定影响着结构的质量参与，为了计算具体的模态质量，可使用参与模态向量 Φ_n ：

$$\Phi_n = \frac{\Phi M E}{\Phi^T M \Phi} \Phi \quad (4.46)$$

其中 M 为修正多质点模型的质量矩阵， E 为单位向量， Φ 为振型向量所构成的矩阵。

设修正多质点模型对应的一阶模态运动体系的广义质量、广义阻尼和广义刚度分别为 M_{eq} 、 C_{eq} 和 K_{eq} ，修正多质点模型的刚度矩阵为 K ，结构阻尼比 ξ 为 0.02，修正多质点模型对应的广义单自由度结构的广义质量、广义阻尼和广义刚度分别为：

$$M_{eq} = \Phi_n M \Phi_n^T \quad (4.47)$$

$$C_{eq} = 2\xi \sqrt{K_{eq} \cdot M_{eq}} \quad (4.48)$$

$$K_{eq} = \Phi_n K \Phi_n^T \quad (4.49)$$

计算广义单自由度体系的等效物理参数如表 4.2 所示，单自由度体系的等效参数用于确定定点理论的初值参数。

表 4.2 广义单自由度体系物理参数

	广义质量 (kg)	广义阻尼 (kN·s/m)	广义刚度 (kN/m)
面外方向	674.1	31.6	370.0
面内方向	1777.2	79.4	887.4

为了验证优化设计方法对不同成分外界激励的适用性，本节采用的输入激励为金井清模型下的白噪声，其功率谱密度为：

$$S_g(\omega) = \frac{\omega_g^4 + 4\xi_g^2 \omega_g^2 \omega^2}{(\omega_g^2 - \omega^2)^2 + 4\xi_g^2 \omega_g^2 \omega^2} S_0 \quad (4.50)$$

设定场地土层特征频率 ω_g 为 17.07rad/s，特征阻尼比 ξ_g 为 0.7845，白噪声激励的功率谱密度 S_0 为 0.08m²·s，白噪声的时程曲线如图 4.11 所示。

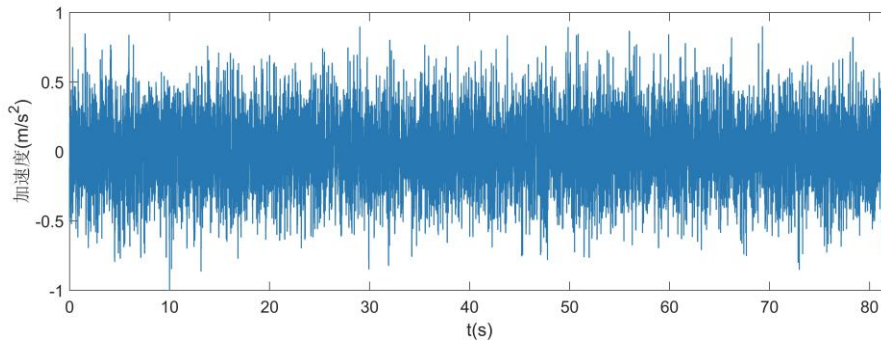


图 4.11 白噪声时程曲线

4.6.1 面外方向优化选取

根据章节 2.3.2 中通过位移响应分析，确定了断路器设备在面外方向平动的关键薄弱位置为支柱绝缘子顶部，为了保证该设备在地震作用下的安全性，将顶部位移响应目标减震比设为 0.7；章节 4.3 中设定控制面外方向平动的 2 组惯容系统安装在支架横梁底部。

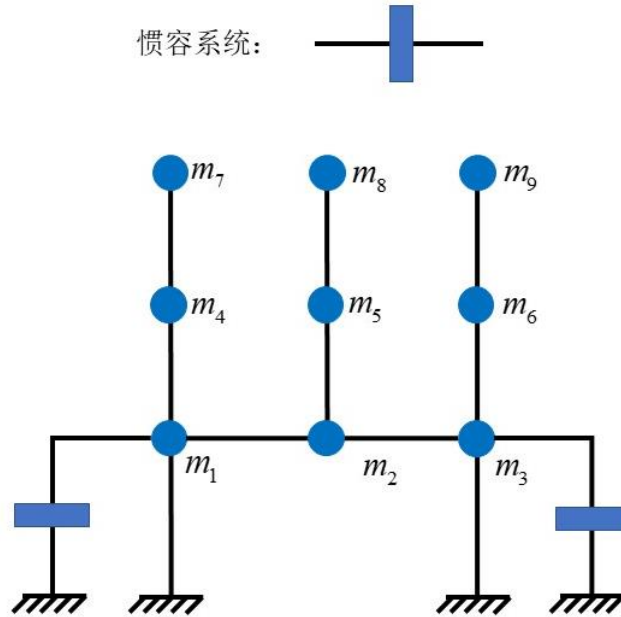


图 4.12 面外方向惯容系统安装示意图

计算一组符合定点理论的惯容系统参数并将其作为优化初始值，如下：

表 4.3 定点理论参数（优化初始值）

μ	ξ	κ
0.100	0.021	0.111

对面外方向的惯容减震系统的总体参数（总惯质比、总阻尼比及总调谐刚度）进行设计，为了符合工程实际，设置参数选取范围为： $0 < \mu < 1$ ， $0 < \xi < 1$ ， $0 < \kappa < 10$ 。经过优化选择，设惯容系统参数分别为表观质量 m_u ，阻尼系数 c_u 和刚度 k_s ，根据表 4.1 和 4.2 代入断路器设备等效广义单自由度体系参数，可计算出三个参数的数值如表 4.4 所示。

表 4.4 单组惯容系统参数表

μ	m_u (kg)	ξ	c_u (kN·s/m)	κ	k_s (kN/m)
0.384	259.20	0.060	1.90	0.281	104.04

计算可得在最优参数下惯容减震多质点模型的动力特性如下：

表 4.5 动力特性对比

		第 1 阶		第 2 阶	
		初始结构	惯容减震	初始结构	惯容减震
频率 (Hz)		3.557	2.624	8.726	4.526
阻尼比		0.020	0.080	0.020	0.020
振型	1	0.93	0.95	0	0
	2	0.93	0.95	0	0
	3	0.93	0.95	0	0
	4	0.96	0.97	0.27	0.27
	5	0.96	0.97	0.37	0.37
	6	0.96	0.97	0.27	0.27
	7	1.00	1.00	0.67	0.67
	8	1.00	1.00	1.00	1.00
	9	1.00	1.00	0.67	0.67

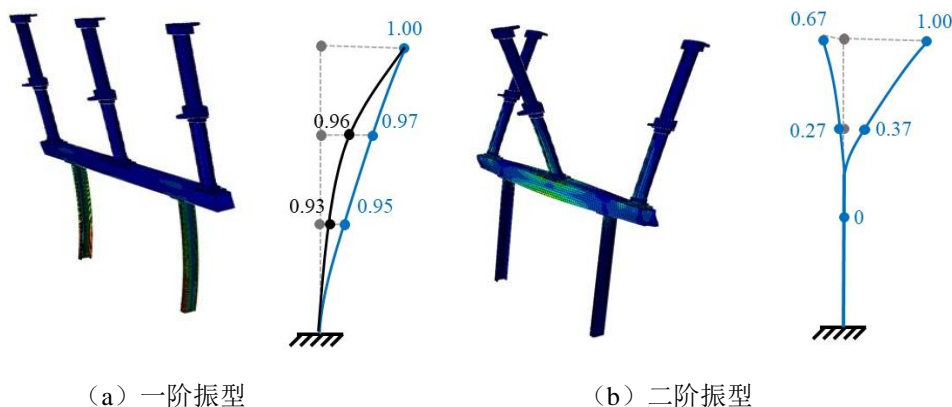


图 4.13 前两阶振型图

由上可得：（1）惯容系统使断路器结构的自振频率降低，能够发挥调谐减震效果。（2）惯容减震结构与初始结构的振型形状非常接近。

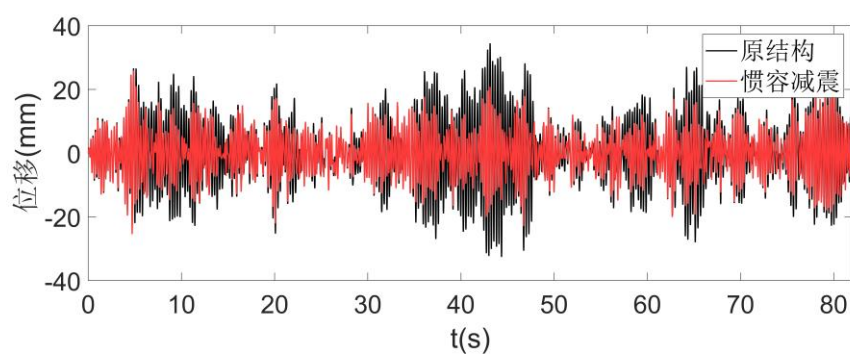
为了验证优化方法的可靠性，在多质点模型中输入 PGA 为 0.4g 的白噪声激励，计算减震前后峰值位移响应结果如表 4.6 和图 4.14-4.16 所示。

表 4.6 位移峰值对比 (单位: mm)

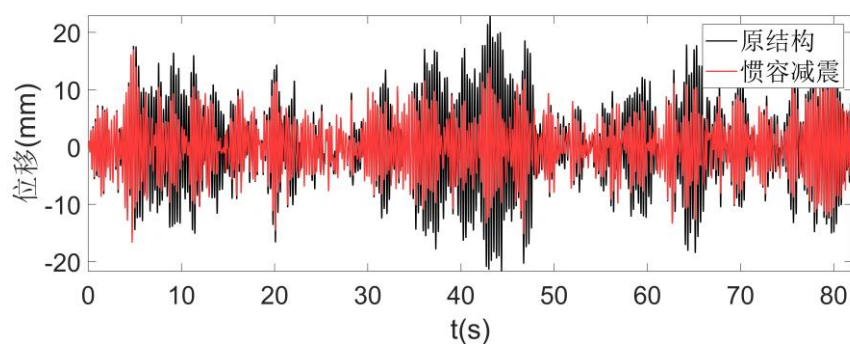
	支架顶部		中部		顶部	
	峰值位移	减震比	峰值位移	减震比	峰值位移	减震比
初始结构	10.8	—	22.9	—	34.6	—
时程分析	6.5	60.2%	15.4	67.2%	24.2	69.9%

表 4.7 加速度放大系数最大值对比

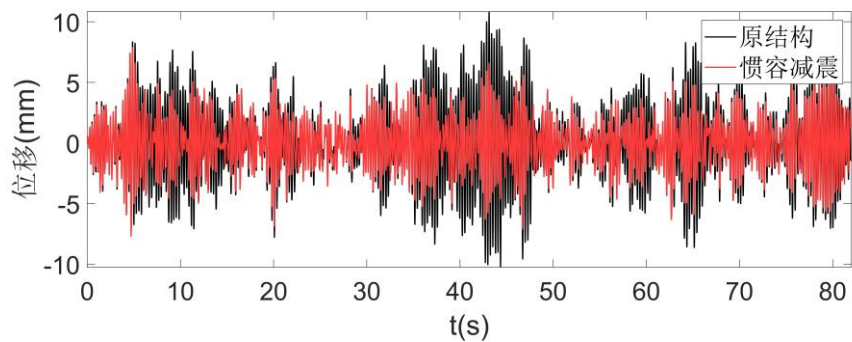
	支架顶部		中部		顶部	
	峰值位移	减震比	峰值位移	减震比	峰值位移	减震比
初始结构	1.34	—	1.87	—	3.03	—
时程分析	1.28	95.5%	1.63	87.2%	2.60	85.8%



(a) 绝缘子顶部

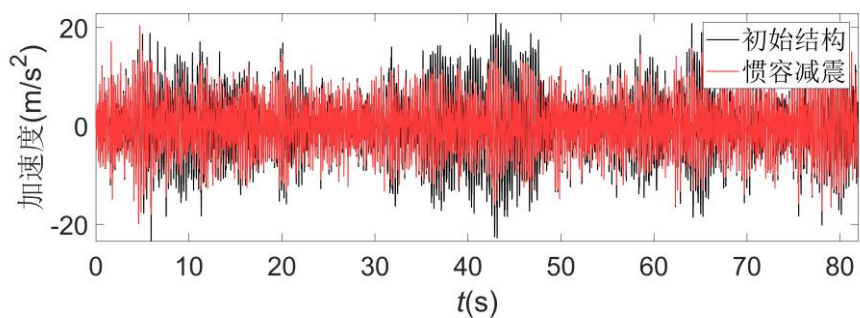


(b) 绝缘子中部

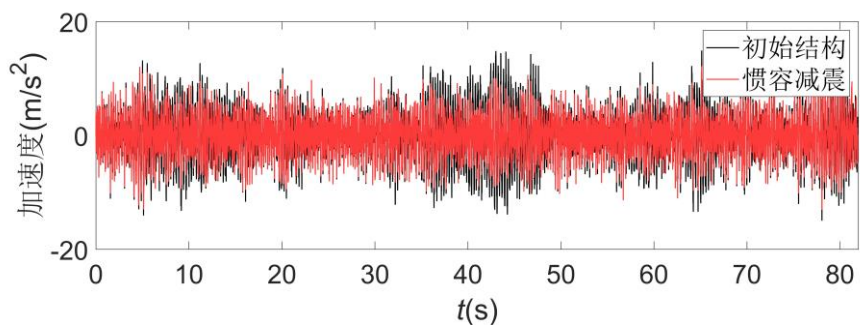


(c) 支架顶部

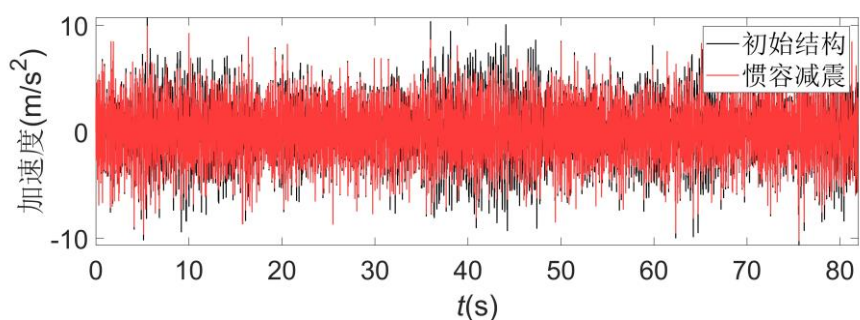
图 4.14 位移时程对比



(a) 绝缘子顶部



(b) 绝缘子中部



(c) 支架顶部

图 4.15 加速度时程对比

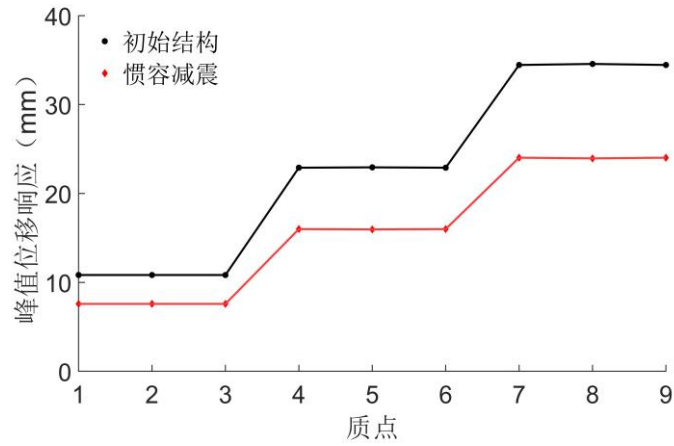


图 4.16 质点位移比

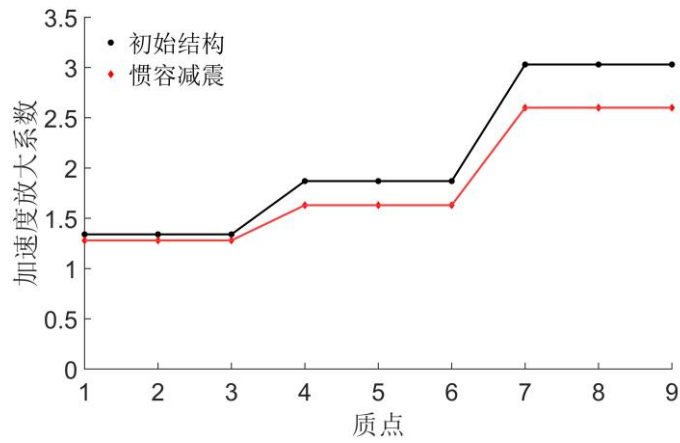


图 4.17 加速度放大系数对比

表 4.8 耗能增效系数

	初始结构	惯容减震	增效系数
RMS (mm)	3.16	5.58	1.765

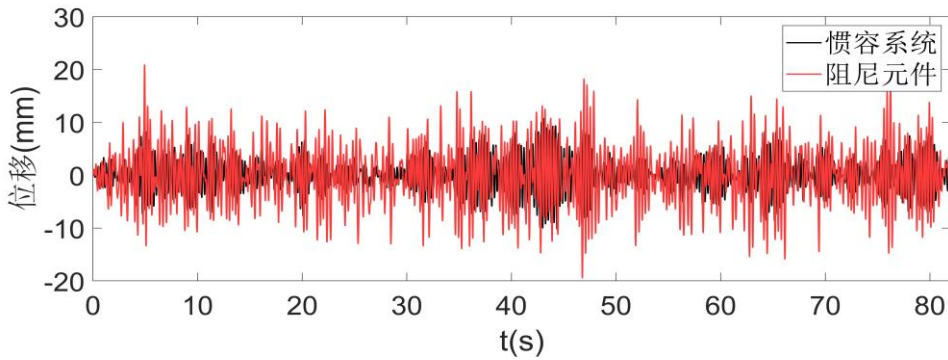


图 4.18 惯容系统和阻尼元件时程对比

由上可得结果为：（1）惯容系统最优参数能够使断路器顶部峰值位移响应

达到 70%，证明了该优化方法能够提高支柱类电气设备的抗震性能，具有明显的变电站支柱类电气设备工程适用性；（2）根据惯容元件的位移时程均方根值和阻尼元件的位移时程均方根值可计算该惯容参数下的耗能增效系数，针对图 4.18 中所示的时程数据可以计算出对应的耗能增效系数为 1.765，表明阻尼元件的耗能效率得到显著提升，具有明显的经济性。

4.6.2 面内方向优化选取

同理，关键薄弱位置为支柱绝缘子顶部，章节 4.1 中设定控制面内方向平动的惯容系统安装在支架横梁柱腿之间，对应于多质点模型的质点 2。

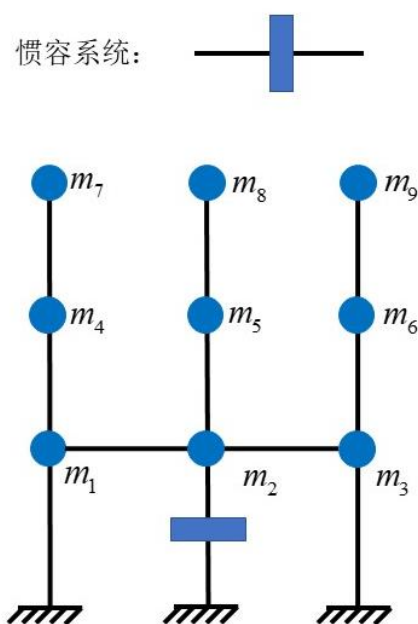


图 4.19 面内方向惯容系统安装示意图

以结构顶部位移响应减震比 0.7 为例，同样选择表 4.3 中参数为优化初值，选取范围为： $0 < \mu < 1$ ， $0 < \xi < 1$ ， $0 < \kappa < 10$ ，通过 4.5.3 节中优化设计的数学表达，得到最优参数如表 4.9 所示。

表 4.9 惯容系统参数表

μ	m_u (kg)	ξ	c_u (kN·s/m)	κ	k_s (kN/m)
0.267	470.80	0.120	9.44	0.563	496.32

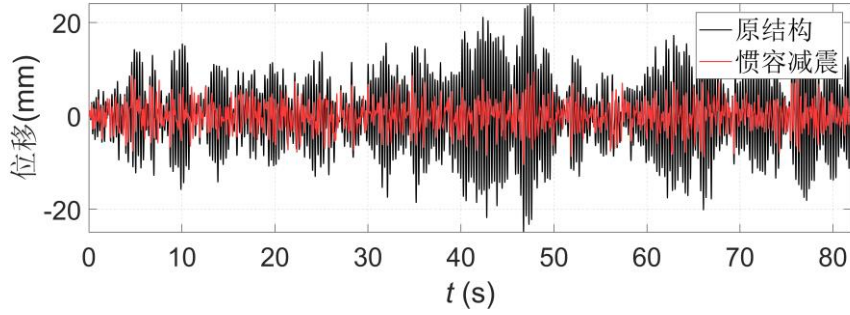


图 4.20 位移时程对比

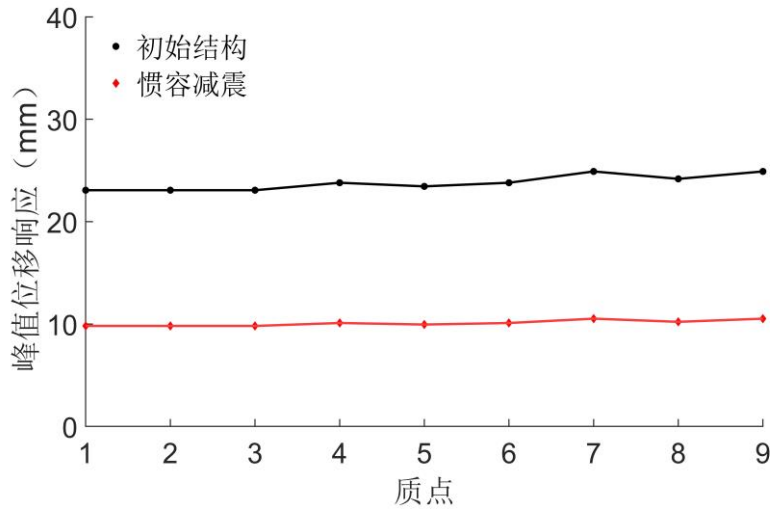


图 4.21 质点位移对比

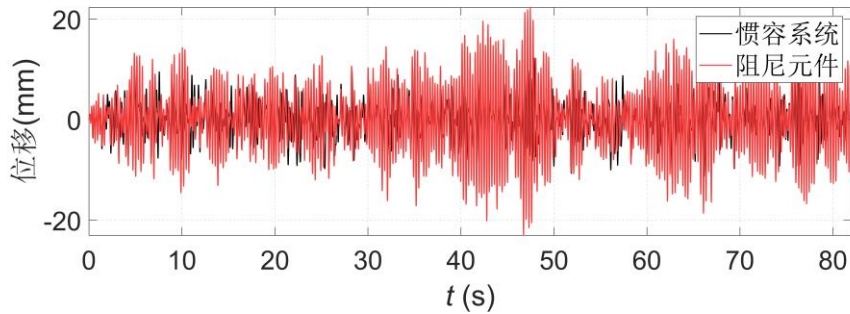


图 4.22 惯容系统和阻尼元件时程对比

在白噪声激励下多质点模型安装惯容系统前后的动力时程响应，计算结果如图 4.20, 4.21 所示，支柱绝缘子对应质点处的峰值位移减震比达到了 55%，耗能增效系数达到了 1.847。

由上述面外方向和面内方向优化前后的对比结果可知，本文提出的惯容优化设计方法能够有效降低结构整体的地震响应，同时能够控制结构中关键位置地震响应，避免了电气设备在外界激励作用下整体结构响应较小，但某些抗震薄弱部位发生破坏导致整个设备失效的情况，达到既有利于变电站整体抵抗地震性能的提升，又节省了使电气设备整体抗震性能提升的经济成本。

4.7 本章小结

本章分析了拉索式自平衡惯容器的自平衡特性、惯容元件的质量放大效应和阻尼效应，论证了该自平衡惯容系统的物理模型为混联II型，通过对安装自平衡惯容系统的单自由度结构的频率响应函数分析和惯容系统参数分析，明确了仅考虑位移放大系数的惯容参数选取是非常困难的，应采用优化设计方法。进而介绍了定点理论和耗能增效理论两种参数设计方法，在对比后选择了一种关注薄弱部位响应控制的时程优化设计方法，通过对某 110kV 断路器的面外面内平动进行惯容参数优化选取，证明了该优化设计方法的准确性和可靠性，本章具体结论如下：

(1) 惯容器中正反牙丝杠的设计使装置具有自平衡特性，能够适用于对既有电气设备改造加固的纯拉力系统；惯容元件系数 m_u 与各构件内外半径、质量以及丝杠导程有关，通常情况下远大于 1，能够提供远大于自身物理质量的惯性力；磁体盘和导体盘反向旋转的设计使惯容器产生双倍的阻尼耗能效率，节省了减震成本；自平衡惯容器与连接弹簧组成混联II型惯容系统，能够调节电气设备自振频率，在电气设备减隔震方面具有优越性。

(2) 建立了安装自平衡惯容系统的单自由度模型的动力学方程，推导了主结构的位移传递函数，并通过位移放大系数最小化来进行惯容系统参数分析，证明了在附加阻尼比确定的条件下最优惯质比和刚度比存在理论最优解，但最优附加阻尼比需要经过不断迭代计算才能取得，不符合实际设计需求。

(3) 介绍了定点理论和耗能增效理论两种惯容系统优化设计理论，并基于电气设备顶部位移响应减震比进行惯容系统参数优化设计。首先，设置惯质比初值为 0.1，通过定点理论计算出附加阻尼比和刚度比的初值；其次，将这组满足定点理论参数设置为算法初始值，通过 `fmincon` 函数工具对惯容系统惯质比 μ 、附加阻尼比 ξ 、刚度比 κ 进行优化选取；最后，验证最优参数的减震效率和耗能增效效率。结果表明，本文所采用的优化设计方法能够有效降低电气设备的地震响应，同时有效发挥阻尼元件的耗能增效能力。

(4) 以某 110kV 断路器设备为例，基于第 2 章精细化有限元模型分析结果中显示的关键薄弱部位和惯容系统的安装方式，依据第 3 章断路器设备的修正多质点模型中与关键薄弱部位和惯容安装部位一一对应的质点，分别计算惯容系统的最优参数并通过白噪声激励对比安装惯容系统前后断路器的响应。结果表明，最优参数使断路器结构的峰值位移在面外方向降低了 30% 以上，在面内方向降低了 55% 以上，证明本文所提出的惯容优化设计方法能够有针对性地降低电气设备

结构顶部的地震峰值响应，在抵抗地震作用和节省改造成本方面具有优越性。

本章建立了惯容系统的参数优化设计方法，该方法在变电站电气设备加固改造方面具有良好的针对性和适应性，能够使设备地震性能和加固成本达到平衡，电气设备多质点模型的计算结果证明了参数的合理性，安装惯容系统前后断路器设备响应特性变化将在第 5 章中进行详细分析。

第 5 章 基于有限元模型的断路器减震效果分析

5.1 引言

依据变电站某 110kV 断路器设备的实际加固改造设计, 利用 Abaqus 有限元软件内置的用户自定义单元(UEL)建立断路器设备惯容减震结构的有限元模型, 进一步将优化选取的惯容系统参数应用到断路器设备精细化有限元模型中, 探究惯容系统对支柱类电气设备的减震效果。

在 Abaqus 有限元软件中通过 Job-Edit Job-General-User subroutine file 建立惯容系统的有限元模型, 本章选取的惯容系统优化参数如表 5.1 所示。

表 5.1 惯容系统参数表

	μ	m_u (kg)	ξ	c_u (kN·s/m)	κ	k_s (kN/m)
面外方向	0.384	259.20	0.060	1.90	0.281	104.04
面内方向	0.267	470.80	0.120	9.44	0.563	496.32

本章安排如下: 首先探究安装惯容系统后断路器设备的动力响应, 重点关注其结构自振频率及相应振型的变化, 验证了惯容系统对支柱类电气设备的频率调节作用; 其次对比断路器设备在安装惯容系统前后的地震响应, 分析惯容减震对于支柱类电气设备抵抗地震作用的有效性和可靠性, 同时验证惯容参数优化设计方法的准确性; 最后, 通过安装实例证明了惯容系统在既有变电站支柱类电气设备抗震加固改造方面的可行性。

5.2 惯容系统有限元模型

惯容器作为一种新型的被动控制减震装置, 可以实现在不显著增加支柱设备的物理质量的情况下控制设备的地震响应, 在无需使电气设备产生较大位移的情况下提升阻尼耗能元件的能量耗散效率, 同时保证电气设备地震响应减小而能量耗散增加, 并且实际连接方式具有多样性和易于维护性, 适用于已有电气设备的加固改造。但惯容器作为两端点质量元件, 在 Abaqus 中没有对应的单元, 需要设计用户自定义单元(UEL), 来满足有限元模型的分析 and 计算。

5.2.1 惯容器装置选择

在实际工程中，应基于电气设备的结构特征和动力响应特点选取减隔震装置。对于具有典型细长悬臂梁结构的支柱类电气设备，由于钢支架刚度较低，在地震作用下设备顶部的位移响应和绝缘子根部的应力响应非常强烈，容易使结构产生损伤破坏。为减轻支架变形的影响，一般多采用底部支座的形式减少地震输入以减轻绝缘子根部的应力响应，但通常情况下减隔震支座会增大支柱类电气设备顶部的位移响应，导致相邻设备发生牵拉破坏。

以惯容器、弹簧和阻尼器组成的惯容系统能够以较小的物理质量有效调整电气设备结构的惯性特征，并提高消能装置的能量耗散效率，即能够同时有效减小绝缘子根部在地震作用下的应力响应和设备顶部的位移响应，增强电气设备的抗震性能。同时，文中选取的断路器设备为云南玉溪某变电站中实际运行设备，为了满足电网运行需求和当地用电需求，仅可进行简单的加固改造，选取惯容系统可以使此结构保持原状，以更灵活有效的方式实现抗震性能提升。

惯容器作为两端点惯性元件，主要通过平动-转动转换、流速改变、电磁感应等方式实现，经典的实现机制有齿轮-齿条式、滚珠丝杠式、液压式和电磁式。考虑到电气设备的电气安全需要和安装维护的便利性，本文选用滚珠丝杠式自平衡惯容器对 110kV 断路器进行减震设计。

旋转式惯容器由正反牙丝杠、固定螺母、双头法兰、磁体盘和导体盘组成，如图 5.1 所示。惯容元件将两端点间的轴向直线相对运动转化为磁体盘和导体盘的高速旋转运动，故产生远大于物理质量的惯性力。正反牙丝杆两端螺纹方向相反，磁体盘和导体盘在异侧螺纹上运动，保证了两盘直线间距不变、转速等大反向，这样的运动状态使两盘间形成两倍的相对角位移和阻尼力，提高耗能效率，同时使丝杠的绕轴扭矩之和为零，丝杠达到自平衡状态。

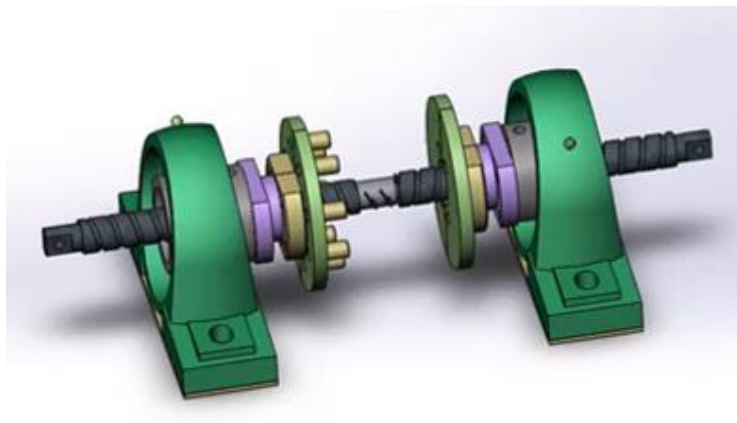


图 5.1 自平衡惯容器

综上所述,这种滚珠丝杠式自平衡惯容器装置配合纯拉力系统具有安装调试方便、受力清晰、不影响变电站正常运行等特点,能够快速提高断路器设备的抗震性能,减小设备顶部位移响应和绝缘子根部加速度响应,达到预期控制目标。

5.2.3 惯容系统有限元模拟

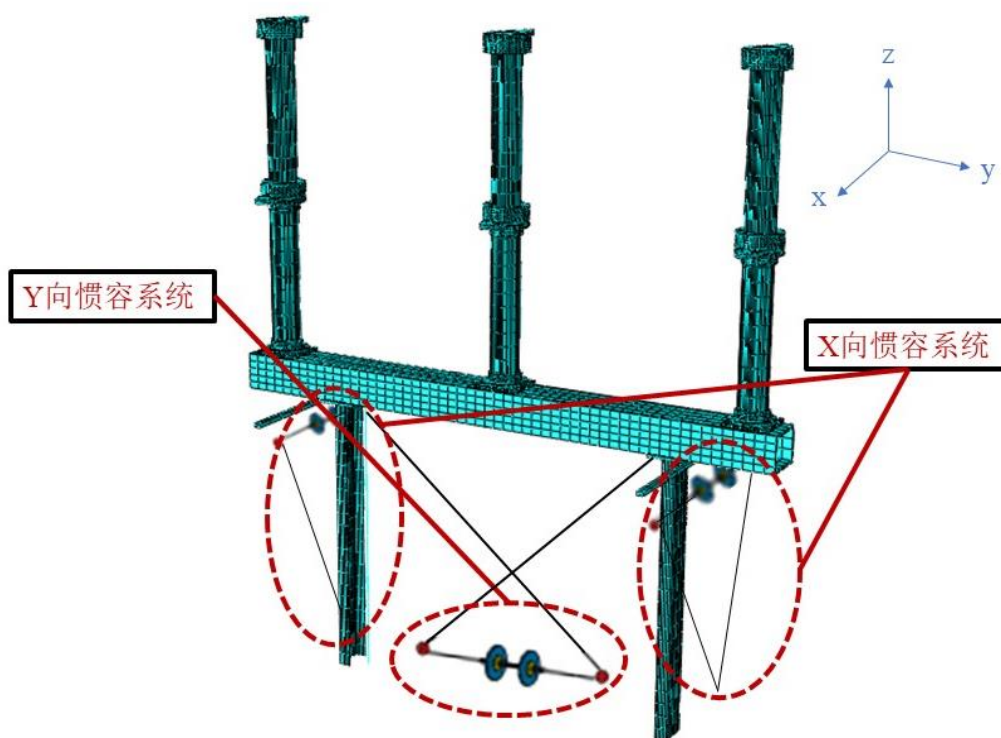


图 5.2 惯容系统有限元示意图

在 Abaqus 软件中建立惯容系统减震装置,如图 5.2 所示,惯容系统的组成元件主要有惯容元件、阻尼元件和弹簧元件,分别对应滚珠丝杠惯容器、阻尼器和连接弹簧。

1. 惯容元件: Abaqus 软件中没有自带的两端点惯容单元,需借助用户自定义单元来建立惯容单元。在软件的 Part 模块建立梁单元并划分为上下两部分,在 Interaction 模块将梁单元一端与断路器结构进行 Tie 连接,另一端设置为与断路器底部相同的地震输入。在有限元模型的 INP 文件中将下段梁单元的材料特性通过 UEL 程序接口修改为惯容材料特性,如图 5.3 中所示,惯容参数由第 4 章中参数优化过程获得。
2. 阻尼元件和弹簧元件:采用 Abaqus 软件中自带的 Spring 和 Dashpot 单元进行模拟,其中上段梁单元设置为弹簧元件,下段梁单元设置为阻尼元件。

```

*Part, name=inerter_yz
*Node
1, 0., 0., 0.
2, 0., 1.1000002, 0.
3, 0., 2.2000005, 0.
*Nset, nset=ALL
1, 3.
*Nset, nset=Base
1.
*Nset, nset=Top
3.
*Spring, elset=LINK-spring
3, 3
137351.2
*Dashpot, elset=LINK-dashpot
3, 3
1888.7
*Element, type=Spring2, elset=LINK-spring
1, 2, 3
*Element, type=Dashpot2, elset=LINK-dashpot
2, 2, 1
*User Element, Nodes=2, Type=U1, Prop=3, Coord=3
1, 2, 3
*Element, type=U1, elset=Inerter
3, 2, 1
*UEL Property, Elset=Inerter
259.2, 0.0, 0.0
*End Part
**
    
```

图 5.3 惯容系统有限元模拟

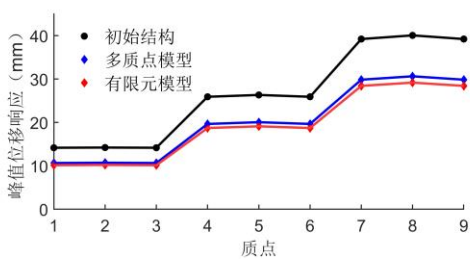
综上所述，通过 Job 模块的 Edit Job-General-User subroutine file，将 Fortran 语言编写的单元出力与单元两端加速度之差成正比的惯容材料特性接入模型中，提交运行 INP 文件，得到安装惯容系统后断路器设备有限元模型的计算结果，从而能进一步进行后续的动力响应分析研究。

5.3 惯容减震结构有限元模型与多质点模型对比

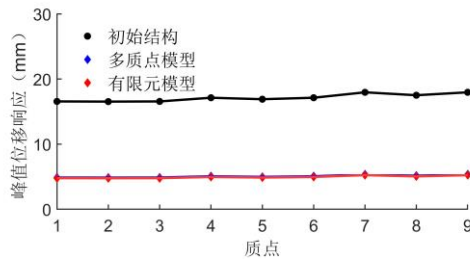
在惯容减震断路器的精细化有限元模型柱腿底部输入章节 2.2.3 中三向 El Centro 波，峰值加速度均为 0.40g，三向输入峰值加速度之比为 1: 0.85: 0.65。选取章节 3.4 中多质点集中质量模型输入同样的三向 El Centro 波，计算结果如下：

表 5.2 有限元模型与多质点模型前 3 阶模态对比

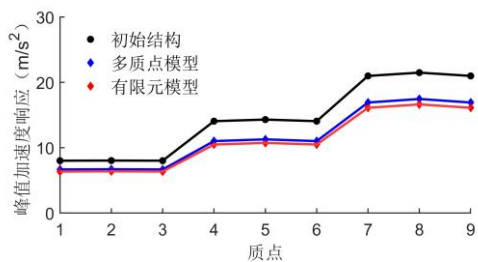
模态	有限元模型			多质点模型		
	频率 (Hz)	阻尼比	振型	频率 (Hz)	阻尼比	振型
1	2.542	0.120	惯容	2.771	0.119	惯容
2	3.779	0.019	Y 向	3.828	0.018	Y 向
3	3.952	0.020	X 向	4.022	0.020	X 向



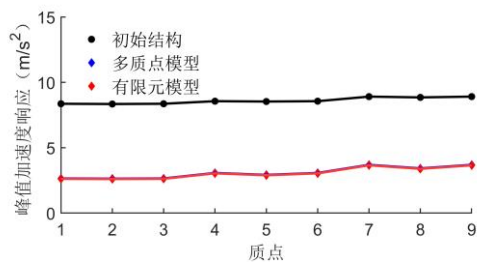
(a) El Centro—X 向位移



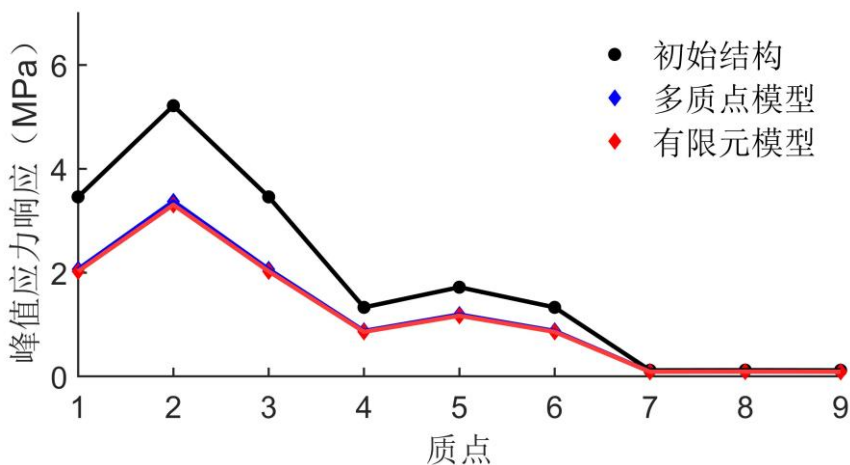
(b) El Centro—Y 向位移



(c) El Centro—X 向加速度



(d) El Centro—Y 向加速度



(e) El Centro—应力

图 5.4 地震响应峰值对比图

表 5.3 有限元模型与多质点模型峰值响应最大值对比 (mm、m/s²、MPa)

地震输入		支架顶部		中柱绝缘子中部		中柱绝缘子顶部	
		X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向
位移	有限元	10.2	4.8	19.0	4.9	29.1	5.0
	多质点	10.6	4.9	19.9	4.9	30.7	5.1
	误差	3.9%	2.1%	4.7%	0	5.5%	2.0%
加速度	有限元	6.38	2.60	10.58	2.89	16.63	3.38
	多质点	6.54	2.60	10.84	2.90	17.54	3.42
	误差	2.5%	0	2.5%	0	5.5%	1.2%
应力	有限元	3.31		1.17		0.09	
	多质点	3.42		1.19		0.09	
	误差	3.3%		1.7%		0	

由上可得结论为：

(1) 动力特性方面，在惯容减震后有限元模型与多质点模型的自振频率分别从 3.557Hz 减小为 2.542Hz 和 2.771Hz。且两者的阻尼比非常接近，振型规律

相同，可认为惯容系统的有限元模型能够真实反映惯容减震特性，为后文惯容减震效果分析提供了基础。

(2) 地震响应方面，根据表 5.3 和图 5.4，多质点集中质量模型的峰值响应超出有限元模型 5% 左右，该误差主要来源于两个方面：一方面两者内置的算法不同，有限元采用内置的隐式求解法 (dynamic, implicit)，而多质点模型采用 Newmark- β 法，在计算中两者提取精度有差异；另一方面来源于高阶振型模态，有限元模型采用全模态，而多质点模型仅考虑了前 3 阶模态，这同样会带来一定的差异。

总体而言，通过输入三向地震波对有限元模型和多质点模型进行对比，可认为多质点模型能够合理准确地反映断路器设备的抗震特性，利用多质点模型来进行惯容系统的优化设计是合理的，结果也是准确的。

5.4 110kV 断路器减震前后模态信息

同理，通过 Abaqus 有限元软件的 Frequency 分析得到安装惯容系统后的 110kV 断路器各阶自振频率、阻尼比和振型数据见表 5.4，安装惯容减震系统前后断路器各阶频率对比如图 5.5 所示，设备在软件中的整体坐标系与第 2 章相同。

表 5.4 初始结构与惯容减震结构自振频率及阻尼比

初始结构				惯容减震结构			
模态	频率 (Hz)	阻尼比	振型	模态	频率 (Hz)	阻尼比	振型
1	—			1	2.542	0.120	惯容
	3.557	0.020	Y 向	2	3.779	0.019	Y 向
2	3.727	0.020	X 向	3	3.952	0.020	X 向
3	5.454	0.022	扭转	4	7.142	0.022	扭转
4	8.726	0.028	Y 向	5	13.764	0.028	Y 向
5	—			6	16.345	0.060	惯容
	—			7	16.347	0.060	惯容
	14.979	0.042	X 向	8	16.754	0.042	X 向
6	16.389	0.047	X 向	9	17.466	0.047	X 向
7	20.687	0.058	Y 向	10	20.748	0.058	Y 向
8	20.790	0.059	扭转	11	21.525	0.059	扭转
9	20.820	0.059	扭转	12	22.363	0.059	扭转
10	47.794	0.131	破坏	13	60.74	0.131	破坏

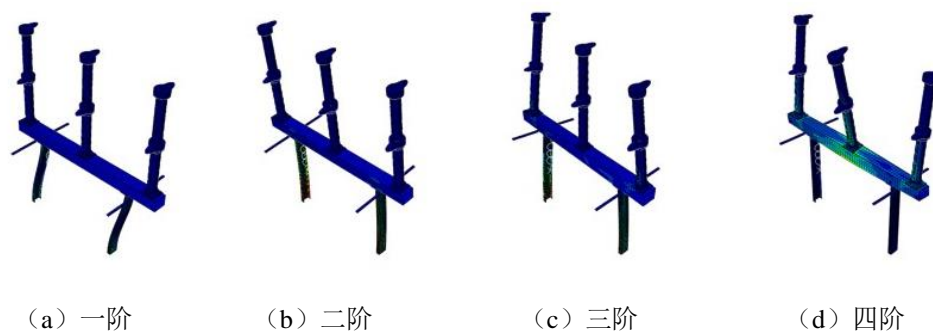


图 5.5 断路器结构振型图

由上可得惯容减震断路器设备动力响应的主要结论为：

(1) 安装惯容系统后断路器结构的基本频率为 2.542 Hz，减小了 71.5%，证明了拉索式自平衡惯容系统能够实现对电气结构的调谐作用，减轻设备在地震作用下的响应。断路器结构的基本周期从 0.281s 增大为 0.393s，处于场地谱的共振平台段，能够利用共振特性提升惯容系统内部阻尼元件的耗能效率，相比于增加设备的结构阻尼具有可控性好和成本较低的优势。

(2) 惯容减震结构与初始结构相比增加了第 1、6 和 7 阶三个模态，从而验证了惯容系统中的惯容阻尼和弹簧元件与动力学中质量项、阻尼项和刚度项一一对应，形成完整的动力学系统。

(3) 在安装惯容系统前后，断路器设备除惯容系统模态外各阶模态的振型相同，表明惯容系统对断路器结构的模态振动形状影响较小，结构的振动形状规律与初始结构相同。断路器结构各阶频率均出现增大现象，其中对应于 X 向平动和扭转振型的第 3、4 和 5 阶模态频率的增大尤为明显，这表明惯容系统对结构模态频率的影响显著，其中 X 向惯容系统的安装设计相比于 Y 向对初始断路器结构的侧向刚度的提升更大。

综上所述，本小节得到了惯容减震断路器的动力特性，明确了惯容系统对于结构自振频率的调谐减震作用，即利用惯容元件的质量放大特性有效提高结构的自振频率，进而在不增加结构负担的情况下增强阻尼元件的耗能效率，达到减小地震响应的效果。但在不同的外界激励作用下惯容减震结构的地震响应存在差异，还应通过详细的模拟计算结构的地震响应以验证惯容系统对 110kV 断路器的减震有效性和惯容系统参数的准确性。

5.5 110kV 断路器减震前后地震响应对比分析

在惯容减震断路器的精细化有限元模型中分别在柱腿底部输入 El Centro 波、新松波和人工波，三向峰值加速度均为 0.40g，三向输入峰值加速度之比为 1:0.85:0.65。初始断路器结构的阻尼取 Rayleigh 阻尼，阻尼比为 0.02，整体坐标系与第 2 章相同，结构安装惯容系统前后的峰值计算结果对比见下。

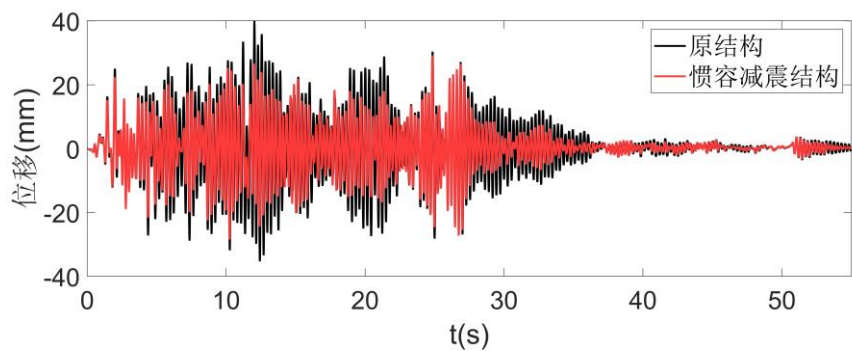
5.5.1 位移响应对比分析

同理，地震响应分析重点关注 X 向和 Y 向水平方向运动响应计算的结果，位移响应分析的关键位置为绝缘子顶部和中部，在三条地震波作用下其位移峰值响应如表 5.5 所示，以中柱绝缘子为例给出其在三条地震波作用下的时程曲线如图 5.6 所示，断路器对应于多质点模型各质点部位的位移峰值响应对比如图 5.8。

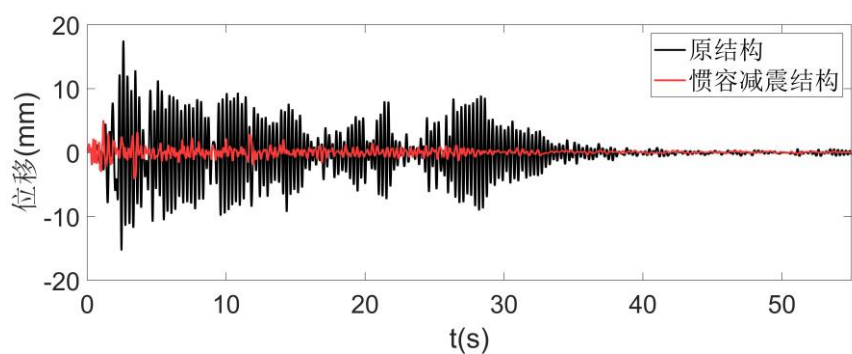
表 5.5 断路器位移响应 (mm)

地震输入		中柱绝缘子中部		中柱绝缘子顶部		侧边绝缘子中部		侧边绝缘子顶部	
		X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向
El	初始	26.3	16.9	40.1	17.5	25.9	17.1	39.2	18.0
	惯容	19.0	4.9	29.1	5.0	18.7	5.0	28.4	5.2
	γ	72.2%	29.0%	72.6%	28.6%	72.2%	29.2%	72.4%	28.9%
新松	峰值	32.3	26.3	49.2	27.2	31.8	26.6	48.2	27.9
	惯容	24.4	8.8	37.5	9.1	23.9	9.0	36.5	9.4
	γ	75.5%	33.5%	76.2%	33.5%	75.2%	33.8%	75.7%	33.7%
人工	峰值	20.7	17.4	31.4	18.0	20.4	17.6	30.8	18.5
	惯容	17.1	8.6	26.0	9.0	16.8	8.8	25.3	9.2
	γ	72.6%	49.4%	72.8%	50.0%	72.4%	50.0%	72.1%	49.7%

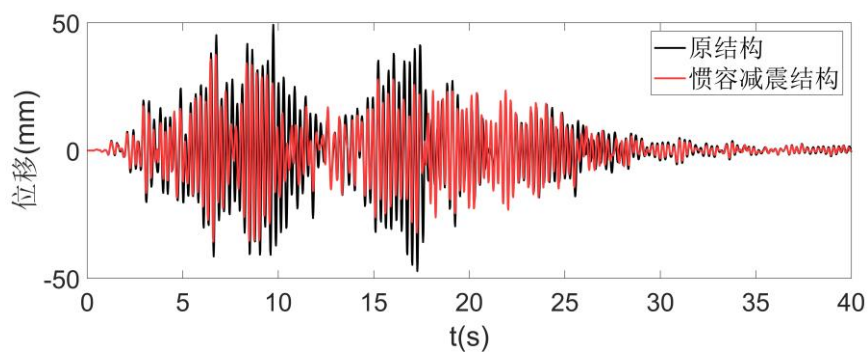
根据图表总结如下：（1）安装惯容系统后断路器结构整体在地震波作用下的位移响应有显著的减少，在新松波工况下设备的水平位移峰值由 X 向中柱绝缘子顶 49.2mm 和 Y 向侧边绝缘子顶部 27.9mm 降低为 X 向中柱绝缘子顶部 37.5mm 和 Y 向侧边绝缘子顶部 9.4mm；（2）减震前后断路器设备最大位移峰值响应之比为 76.2%和 50.0%，与第 4 章中参数优化结果接近，证明了优化设计的可靠性；（3）图 5.7 反应了断路器设备减震效果与最优参数所能达到的减震比和运动方向一阶振型有关，在面外方向惯容系统对支架顶部位移响应控制效果较好，对设备顶部地震响应控制效果远低于惯容安装处。



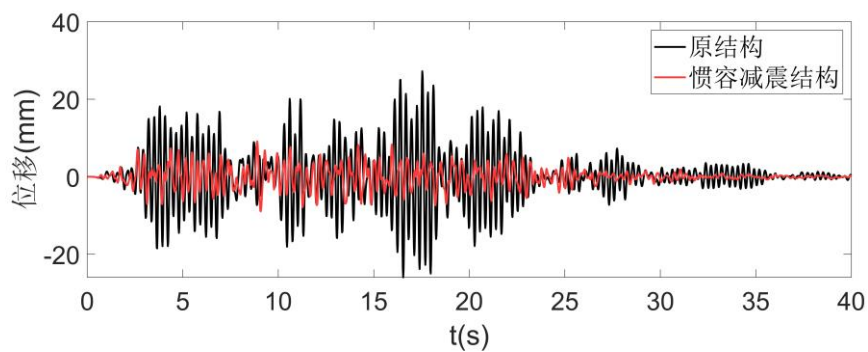
(a) El Centro—X 向



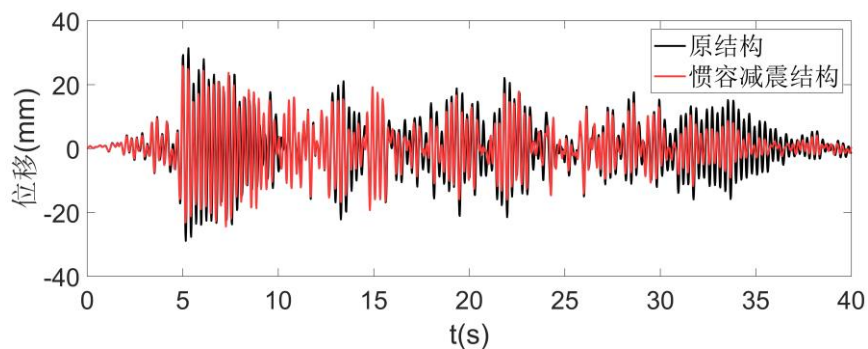
(b) El Centro—Y 向



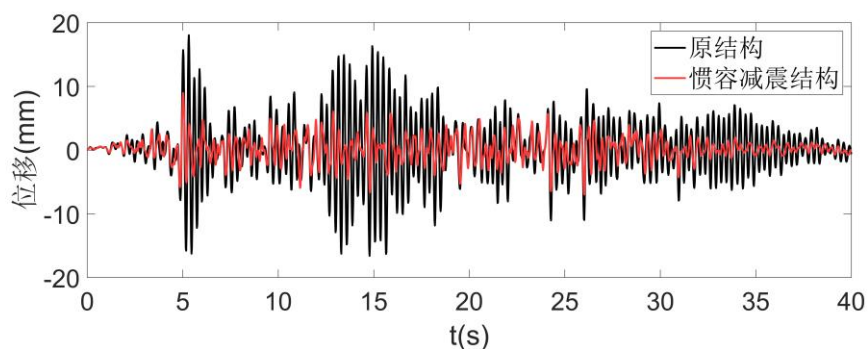
(c) 新松—X 向



(d) 新松—Y 向

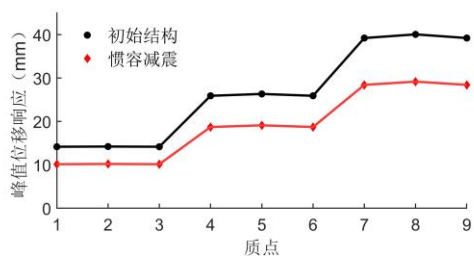


(e) 人工—X 向

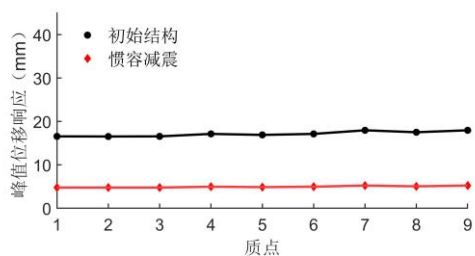


(f) 人工—Y 向

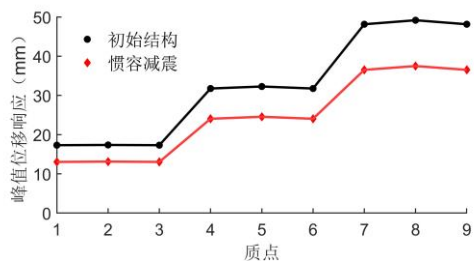
图 5.6 中柱绝缘子顶部位移时程



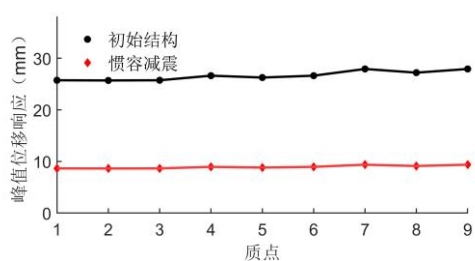
(a) El Centro—X 向



(b) El Centro—Y 向



(c) 新松—X 向



(d) 新松—Y 向

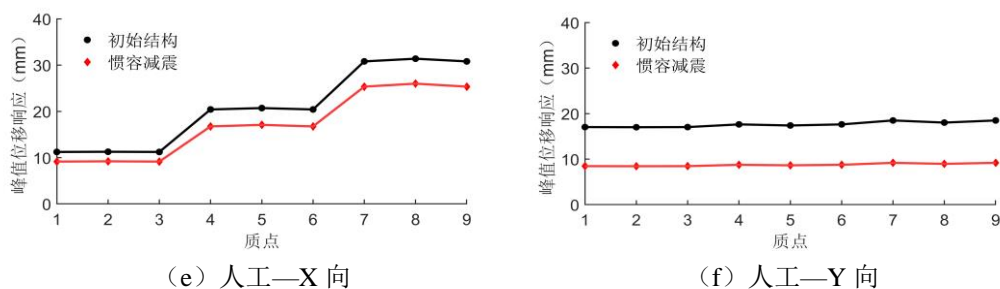


图 5.7 惯容减震前后峰值位移对比

5.5.2 加速度响应对比分析

地震波作用下断路器加速度峰值响应在惯容减震前后的对比如表 5.6、5.7 及图 5.8-5.10，在新松波下水平加速度峰值响应由 X 向中柱绝缘子顶部 27.45m/s^2 和 Y 向侧边绝缘子顶部 13.76m/s^2 降低为 X 向中柱绝缘子顶部 21.66m/s^2 和 Y 向侧边绝缘子顶部 4.84m/s^2 ，安装惯容系统减震后加速度响应明显降低。

由表 5.7 可知，结构支架顶部、绝缘子中部及顶部得加速度放大系数均有 10% 左右的减小，在新松波作用下绝缘子顶部加速度放大系数由 X 向 6.86 和 Y 向 3.98 降低为 X 向 5.38 和 Y 向 1.42，表明惯容系统的安装对结构各处加速度动力响应有较好的约束，避免设备精细电气元件的动力脉冲损害。同时，X 向放大系数相比于 Y 向沿竖向高度变化更为明显，与减震改造之前规律相同。

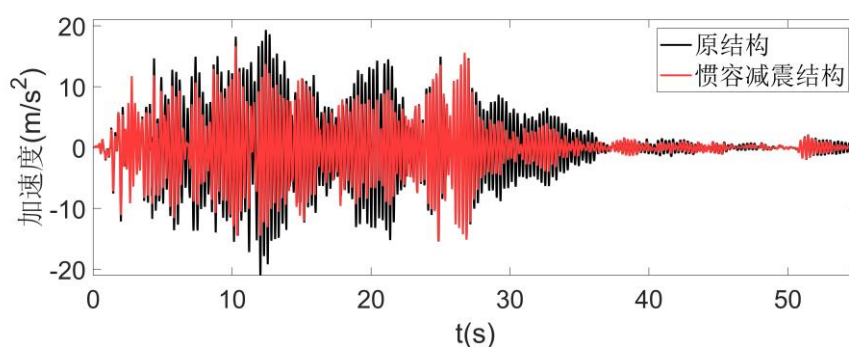
通过频谱图对比，安装惯容系统的结构在基频附近取得幅值的极大值，验证了原结构 X 向基频和 Y 向基频分别为 3.727Hz 和 3.557Hz，惯容减震结构 X 向基频和 Y 向基频分别为 3.952Hz 和 3.772Hz，惯容减震结构的峰值幅值明显低于原结构，证明了惯容系统能够起到调谐减震作用。

表 5.6 断路器加速度响应 (m/s^2)

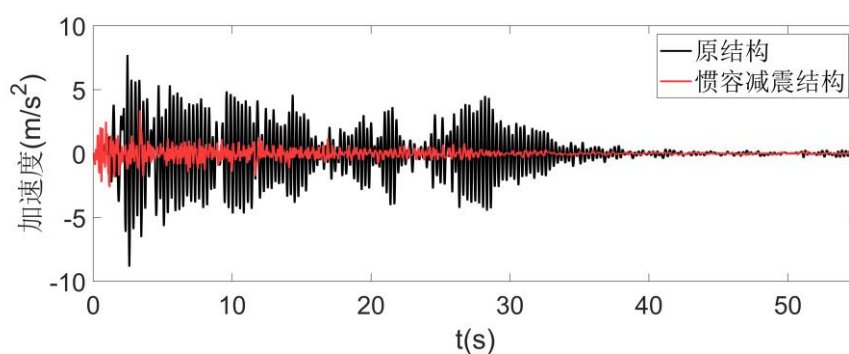
地震输入		中柱绝缘子中部		中柱绝缘子顶部		侧边绝缘子中部		侧边绝缘子顶部	
		X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向
EI	初始	14.31	8.53	21.49	8.85	14.06	8.56	20.98	8.91
	惯容	10.58	2.89	16.63	3.38	10.46	3.04	16.06	3.65
	γ	73.9%	33.9%	77.4%	38.2%	74.4%	35.5%	76.5%	41.0%
新松	峰值	17.44	13.08	27.45	13.53	17.14	13.22	26.81	13.76
	惯容	14.04	4.49	21.66	4.70	13.82	4.59	21.10	4.84
	γ	80.5%	34.3%	78.9%	34.7%	80.6%	34.7%	78.7%	35.2%
人工	峰值	11.14	8.59	16.47	8.99	11.09	8.70	15.86	9.12
	惯容	9.61	4.52	14.37	4.58	9.48	4.50	13.99	4.54
	γ	86.3%	52.6%	87.2%	50.9%	85.5%	51.7%	88.2%	49.8%

表 5.7 断路器结构加速度放大系数

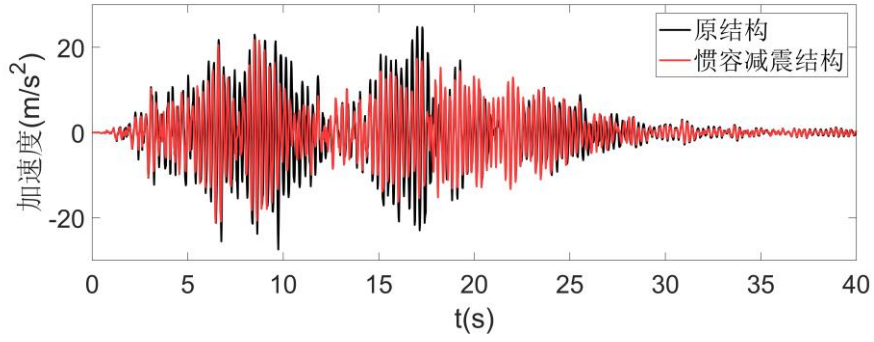
地震输入		支架顶部		绝缘子中部		绝缘子顶部	
		X 向	Y 向	X 向	Y 向	X 向	Y 向
El	初始	2.00	2.45	3.58	2.51	5.37	2.60
	惯容	1.60	0.77	2.68	0.89	4.14	1.07
	γ	80.0%	31.4%	74.9%	35.5%	77.3%	41.2%
新松	峰值	2.59	3.76	4.36	3.85	6.86	3.98
	惯容	2.19	1.29	3.53	1.35	5.38	1.42
	γ	84.9%	34.3%	81.0%	35.1%	78.4%	35.7%
人工	峰值	1.86	2.46	2.78	2.53	4.12	2.65
	惯容	1.74	1.32	2.39	1.33	3.59	1.35
	γ	93.5%	53.7%	86.3%	52.6%	87.1%	50.9%



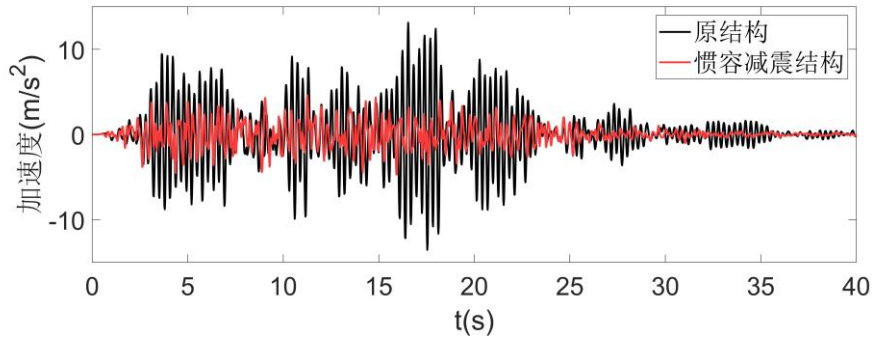
(a) El Centro—X 向



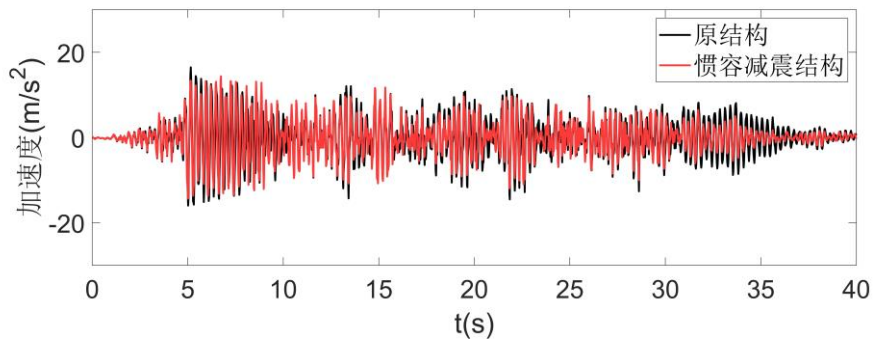
(b) El Centro—Y 向



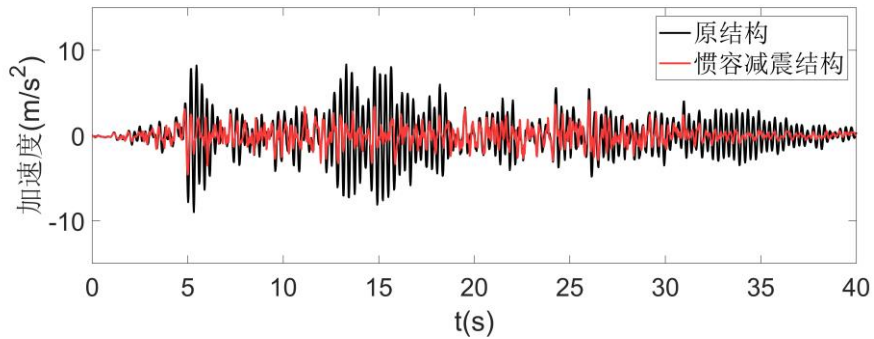
(c) 新松—X 向



(d) 新松—Y 向



(e) 人工—X 向



(f) 人工—Y 向

图 5.8 中柱绝缘子顶部加速度时程

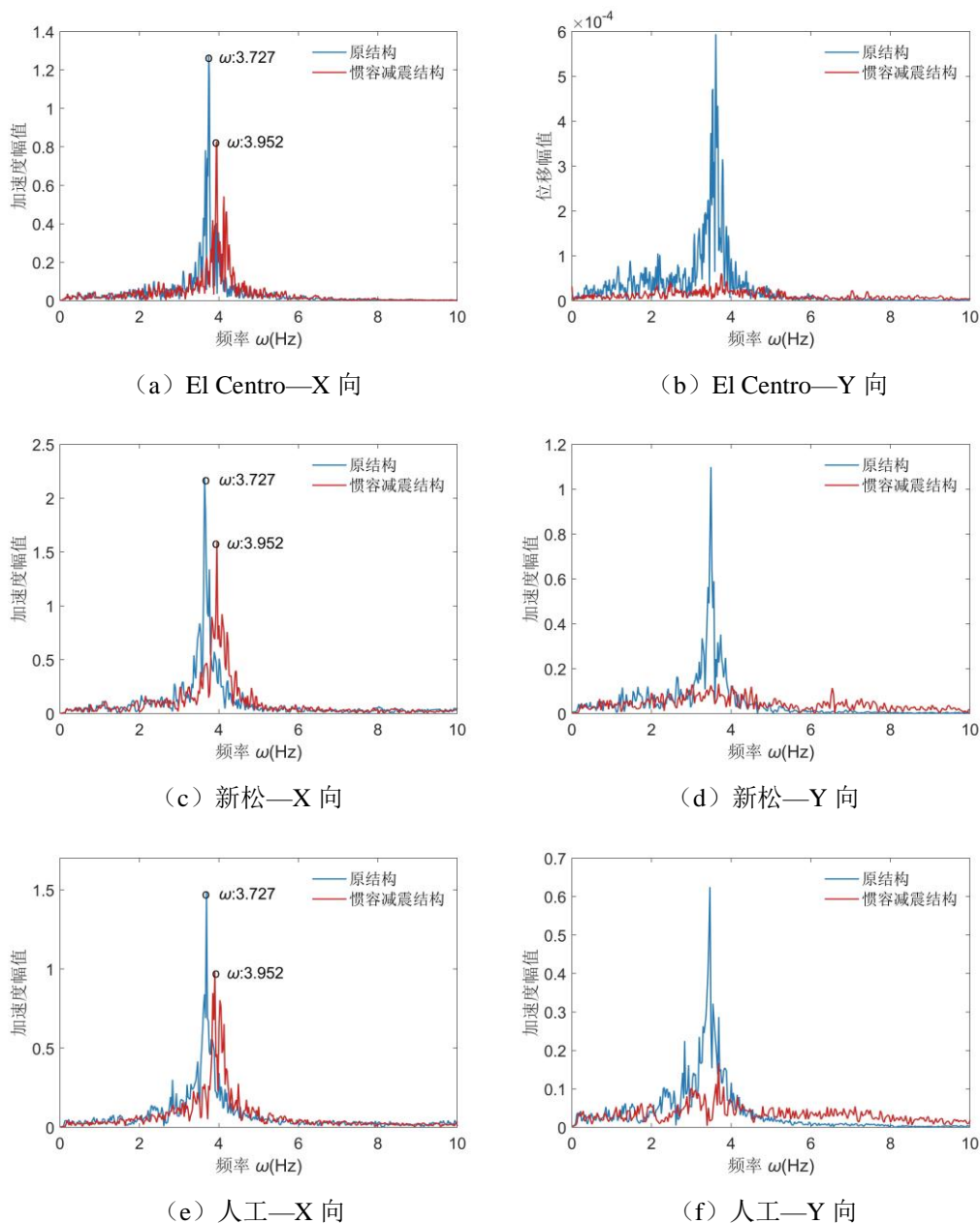
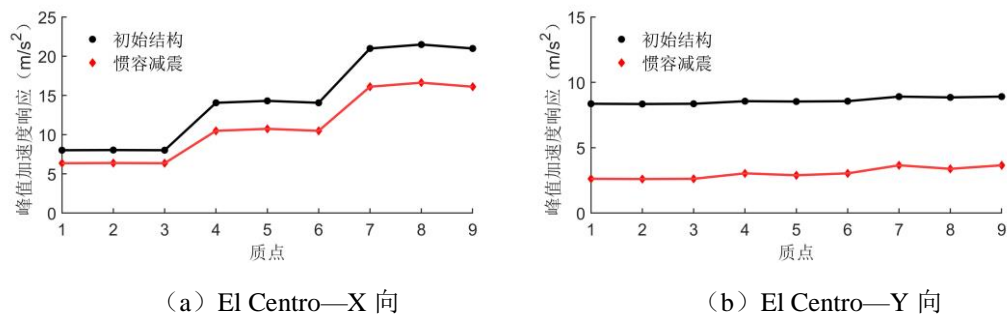


图 5.9 加速度频谱图



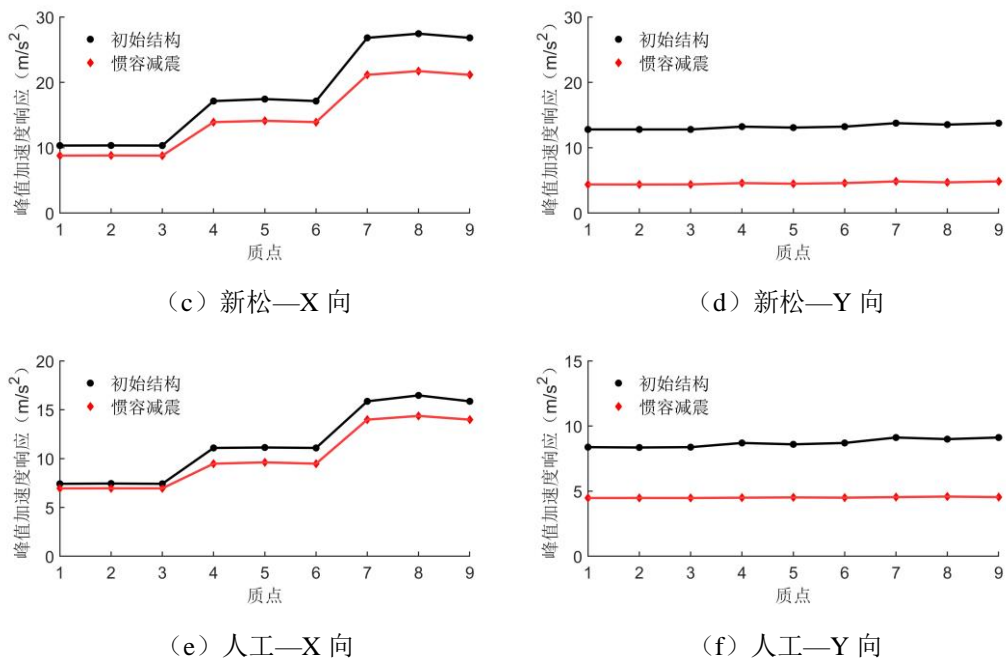


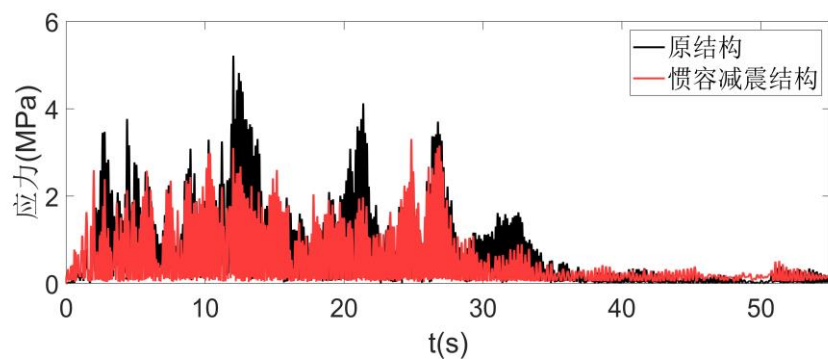
图 5.10 惯容减震前后峰值加速度对比

5.4.3 应力响应对比分析

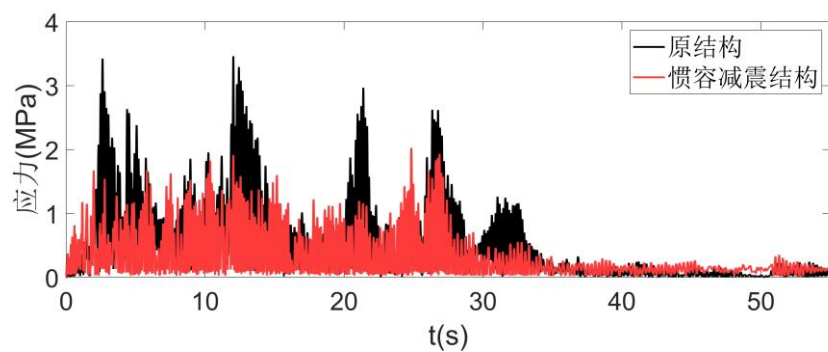
在三条地震波作用下 MISES 应力响应计算结果如表 5.8 和图 5.11、5.12 所示,在新松波作用下绝缘子根部应力峰值响应由 6.32MPa 和 5.01MPa 降低为 4.85 和 3.59, 降低了 25%左右, 证明在安装惯容系统后断路器设备在地震作用下具有更高的安全性。

表 5.8 断路器应力响应 (MPa)

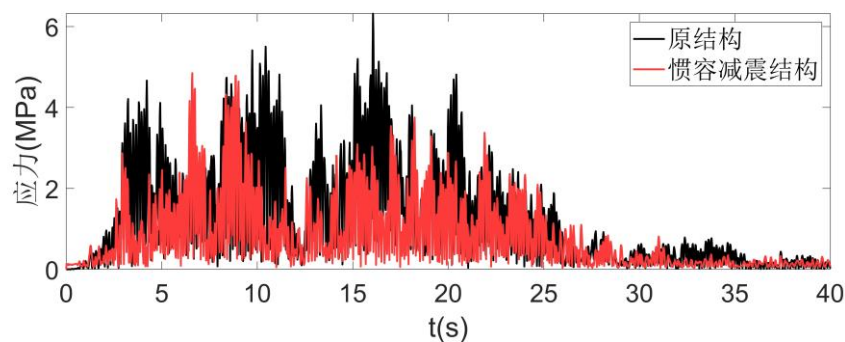
地震输入		中柱绝缘子根部	侧边绝缘子根部
EI	初始	5.22	3.46
	惯容	3.31	2.03
	响应比	63.4%	58.7%
新松	初始	6.32	5.01
	惯容	4.85	3.59
	响应比	76.7%	71.7%
人工	初始	5.77	4.83
	惯容	4.12	3.13
	响应比	71.4%	64.8%



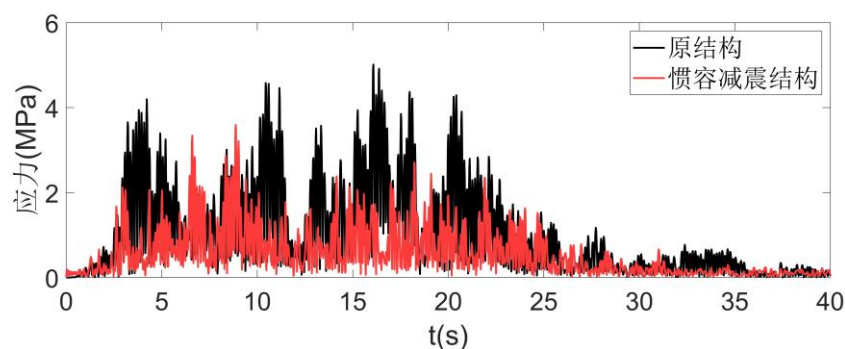
(a) El Centro—中柱



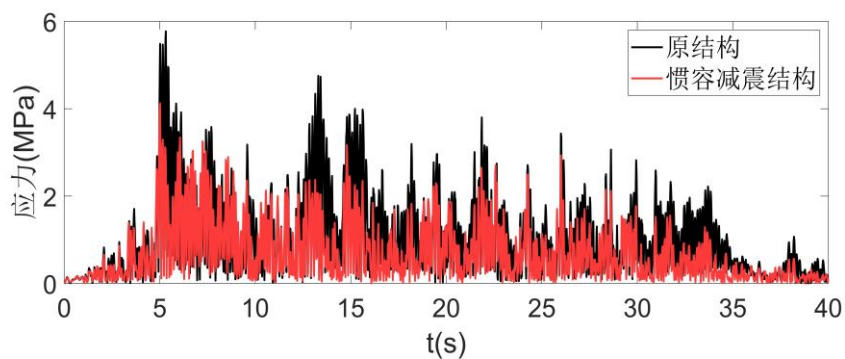
(b) El Centro—侧柱



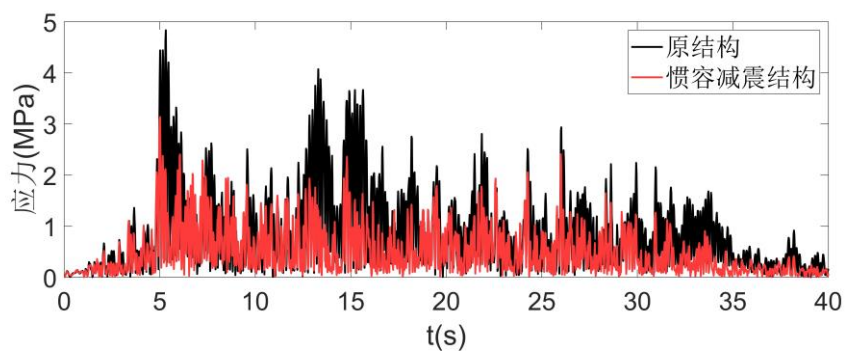
(c) 新松—中柱



(d) 新松—侧柱

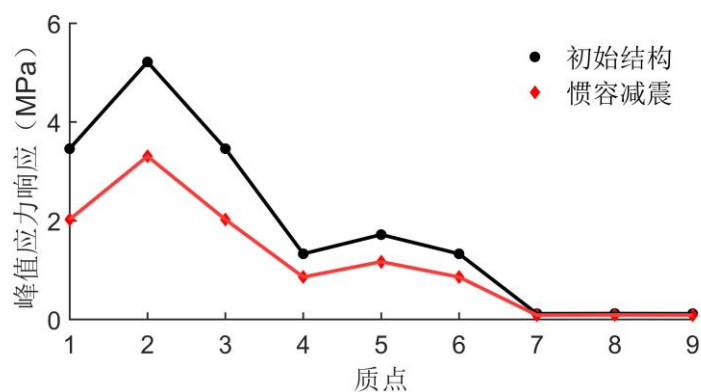


(e) 人工—中柱

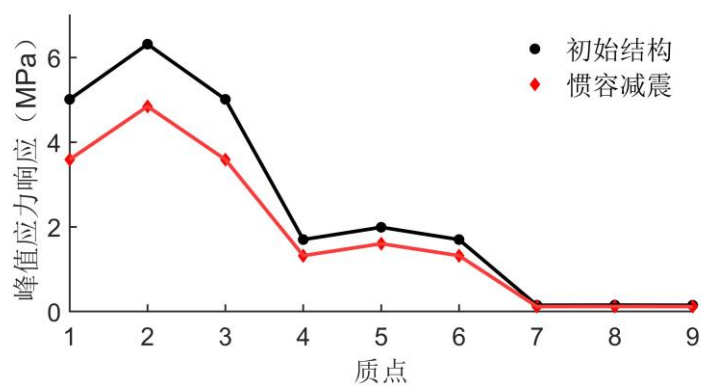


(f) 人工—侧柱

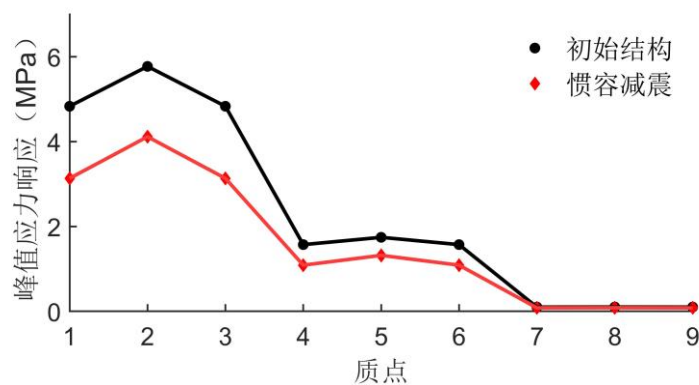
图 5.11 绝缘子根部应力时程



(a) El Centro



(b) 新松



(c) 人工

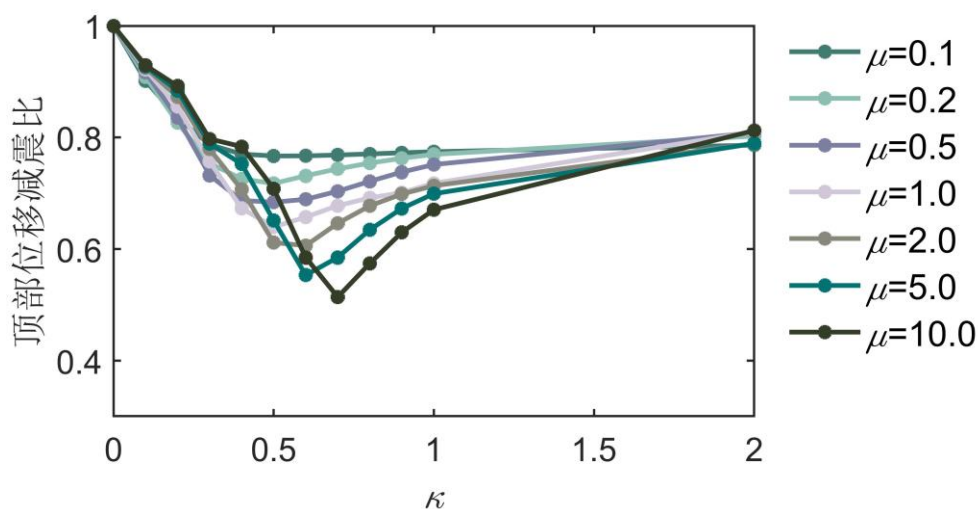
图 5.12 惯容减震前后峰值应力对比

5.6 基于设备顶部的惯容系统参数分析

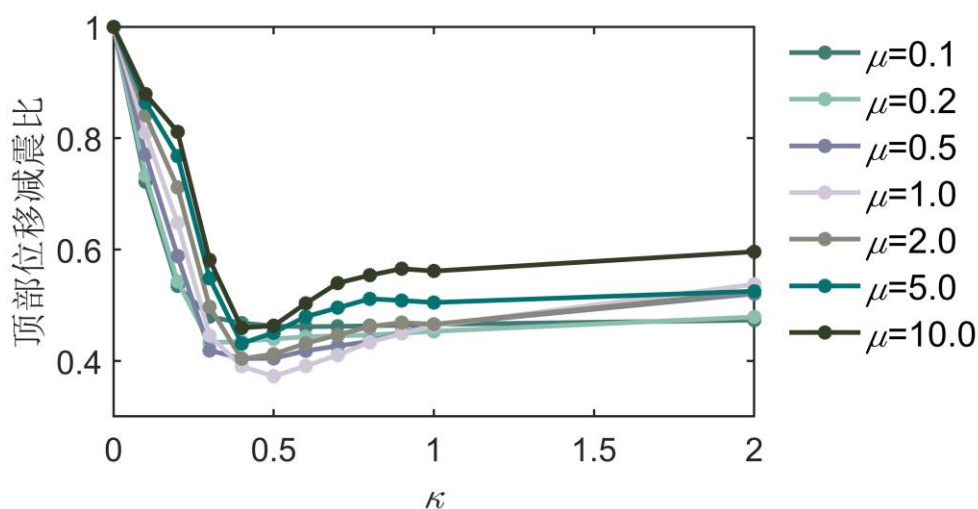
本文第 4 章中建立的惯容系统有限元模型基于其混联 II 型物理模型建立，同时在惯容系统参数优化设计时仅考虑惯容系统对单向平动的减震约束作用。但在地震作用下，支柱类电气设备高大重柔的悬臂构件结构特征和不完全对称的形状特征使其易发生扭转振动，从定量分析的角度应对惯容系统设定优化的建议参数范围，以指导减震改造工程实际。为了得到普适性地震响应规律，避免单条地震对支柱类电气设备造成的随机性突变，响应结果采用三条地震波作用下的平均值。

图 5.13 所示为不同惯容参数下断路器中柱绝缘子顶部位移减震比的影响曲线。当惯容系统附加阻尼比不变时，随着惯质比与刚度比的改变图中影响曲线总存在一个确定的最低点即局部最优解，这与章节 4.4.3 中结论一致，证明了耗能增效设计方法的可靠性。断路器设备绝缘子顶部位移响应减震比整体呈明显的先下降后缓慢上升的趋势，证明了惯容参数取值不合理既导致支柱类电气设备的抗震性能下降，又产生不必要的改造成本。

从定量的角度，面外方向与面内方向的最低位移响应减震比出现在不同的参数区段，表明初始结构刚度的影响较为明显。根据线性振动理论，在多向水平力的综合作用下，设备两个垂直方向相近的刚度能够降低设备的整体振动响应，此 110kV 断路器面外方向平动的初始抗侧刚度相比于面内方向较低，因此需要附加惯容系统更大的刚度比才能够有助于提高设备的整体抗震性能。



(a) 面外方向



(b) 面内方向

图 5.13 不同惯容参数对断路器中柱绝缘子顶部位移减震比影响曲线

由上,对于经受单向地震作用或结构上呈现出明显中心对称性的设备通过章节 4.5 的优化设计流程总能得到安装惯容系统的最优参数,对于经受多向地震作用且结构呈现出明显非中心对称性的支柱类电气设备应考虑在抗侧刚度薄弱方向增大惯质比与刚度比的取值区间,以达到工程设计的最优选择,避免设备支柱绝缘子顶部位移响应过大引起自身和相邻设备发生损毁。

5.7 本章小结

本章基于第 2 章中 110kV 断路器的精细化有限元模型及第 4 章中惯容系统的设计优化,对惯容减震前后断路器设备的有限元模型进行计算分析并对比两者的响应,此外基于设备的关键薄弱部位进行了惯容系统的参数分析,得到结论如

下:

(1) 惯容系统作为完整的动力学系统使结构增加了第 1、6 和 7 阶三个模态, 除此三阶模态外各阶频率均出现增大现象且结构振动形状仍保持初始结构的规律, 证明惯容系统对于结构自振频率的调谐减震作用明显。

(2) 安装惯容系统后断路器设备的地震响应均明显降低, 其中设备的水平位移峰值减震前后之比为 76.2% 和 50.0%, 验证了惯容系统对提升电气设备抗震性能的可靠性。

(3) 断路器设备在结构上呈现出明显的非中心对称性, 扭转效应明显, 导致在抗侧刚度薄弱方向的实际减震比高于目标设定值。通过参数分析证明了应考虑在抗侧刚度薄弱方向增大惯质比与刚度比的取值区间, 以达到工程设计的最优选择。

第6章 结论与展望

6.1 结论

本文的研究工作主要关注变电站支柱类电气设备基于惯容系统的减隔震加固改造问题，主要包括电气设备模型建立和惯容参数优化设计。首先，为了评估支柱类电气设备的动力特性和地震特性，依据某 110kV 断路器的形状特性和材料特性建立了精细化有限元模型，探究设备在外界激励作用下的抗震薄弱部位。其次，为了全面地探究惯容系统参数对设备减隔震的影响，建立了支柱类设备的多质点多质点模型并依据设备的动力特性对多质点模型进行了动力修正。再次，本文依据实际变电站情况设计了惯容系统的安装方式，对自平衡惯容器的特性、惯容减震单自由度结构的振动特性进行了分析探究，提出了改进的惯容系统优化设计方法并进行算例分析。最后本文对惯容减震前后 110kV 断路器的动力特性和地震特性进行对比，探究惯容参数的准确性及惯容减震的有效性。主要成果及结论如下：

(1) 依据某 110kV 断路器结构的图纸建立了精细化有限元模型，明确了其悬臂结构特征的基本周期处于所在变电站场地谱的平台段，设备响应薄弱位置为绝缘子中部及顶部的位移响应、加速度响应和绝缘子根部的应力响应，结构在设计上存在柱腿槽钢侧向刚度不足，支架动力放大系数超过规范值等问题，不利于结构抗震。通过地震响应分析明确了设备的位移峰值及加速度峰值响应剧烈，使其承受与相邻设备牵拉破坏和连接金具等精密化构件遭受动力脉冲破坏的风险，应通过合理的减隔震措施降低结构在地震作用下的动力响应。

(2) 为了便于工程实际中惯容减震系统参数的优化设计，选取多质点集中质量体系模型作为变电站支柱类电气设备的简化模型，通过结构动力学原理推导了此模型的动力响应特征及地震响应特征。对比发现精细化有限元模型与初始多质点简化模型的地震响应差异明显，故以设备的自振频率和振型模态为约束，进行简化模型的动力修正。通过 110kV 断路器设备案例，发现了断路器设备中柱绝缘子惯性力受其余部位惯性力影响显著，同柱绝缘子内部产生刚度重分配现象明显，实际中应控制中柱绝缘子的物理质量，减小结构的破坏风险，同时验证了修正简化模型与真实结构振动模态完全匹配，地震响应差异在 5% 以内，修正后的断路器多质点模型能准确反映真实结构特征。

(3) 建立了惯容减震单自由度模型的动力方程，以位移放大系数最小化为

目标进行惯容系统参数分析证明了在附加阻尼比确定的条件下最优惯质比和刚度比存在理论最优解,但最优附加阻尼比需要经过不断迭代计算才能取得,不符合实际设计需求。

(4) 介绍了定点理论与耗能增效理论两种惯容系统优化设计理论,提出了考虑支柱类电气设备结构关键薄弱部位减震需求的惯容系统参数优化设计方法,该方法考虑了电气设备结构特点、变电站场地要求、加固惯容系统的数量、安装方式及安装部位等条件,以定点理论所得参数为初值,经过 `fmincon` 函数优化设计得到,结果表明该设计方法既能够充分发挥惯容系统的耗能增效特性,也能够有针对性降低设备关键薄弱部位的相关响应,能够有效支撑变电站改造工程的实际需要。

(5) 通过在有限元软件中对惯容减震前后 110kV 断路器的计算分析,明确了惯容系统作为完整动力学系统会产生相应的振型模态,同时令断路器结构在模态振型相同的情况下各阶对应频率增大,进而利用共振特性提升惯容系统内部阻尼元件的耗能效率,相比于增加设备的结构阻尼具有可控性好和成本较低的优势。安装惯容系统后断路器设备关键位置的地震响应峰值均有明显降低,其中设备的水平位移峰值响应减震前后之比接近预设目标,验证了参数设计方法在控制结构关键薄弱部位的准确性和可靠性。

(6) 通过基于设备顶部的惯容系统参数分析,证明了对于明显非中心对称性结构且垂直方向抗侧刚度差距明显的电气设备应增大控制相对薄弱方向运动的惯容系统的惯质比与刚度比取值区间,达到抵抗结构扭转效应的作用。

6.2 进一步工作的方向

本文所提出的针对于变电站支柱类电气设备惯容减震的改造加固方法考虑了场地情况与惯容系统的安装情况,具有工程普适性,能够为既有变电站设备加固改造提供建议,但仍存在以下不足:

(1) 实际的变电站支柱类电气设备在外界地震作用下,相邻设备间会通过母线产生牵拉力,进一步增大设备的地震响应,而精细化有限元模型建立时未考虑到此附加牵拉力,应进一步完善才能获得更准确的惯容系统参数。

(2) 在电气设备简化模型的改进中,使用的自振频率和振型模态数据来源于精细化有限元模型,与实际结构存在一定的误差,根据结构响应的模态叠加原理可知,误差将引起修正简化模型与实际结构的不完全匹配,使修正模型的预测精度受到严重影响。为此,应通过实际场地动力响应监测或振动台试验数据进一步解决该问题。

(3) 惯容系统的参数设计中仅考虑其对单向平动地震响应的影响，而实际断路器存在扭转特性，控制单向平动的惯容系统对结构扭转也具有明显的影响，有待于深入研究。

(4) 本文提出的惯容系统参数设计基于土木工程中抗震设计，未考虑到电气方面对惯容系统参数的约束，尤其是对阻尼的影响，因此后续结合电气工程相关要求设计方法的完善具有必要性。

致谢

原以为写到这里会有很多的感慨，或是欣喜于毕业走向下个阶段，或是仍有对时事的不满亟待发泄，或是心中对这三年的成果的鄙夷和对三年中碌碌而为时光的惋惜，但是，脑中和心中就只有平淡。

回顾全篇，我深知自身的科研工作并不踏实，从客观上找借口是不断反复的疫情耽误了半载又半载，是就业形势的严峻令我无法静下心来，是师兄师姐前辈们的耀眼让我觉得望尘莫及丧失信心，但归根结底仍是自身的懒惰与性格上的混日子让我一直处于得过且过的过程中，应深刻反省。

在这三年里，首先要感谢的就是各位老师。虽囿于新冠疫情与导师薛松涛老师接触不多，但他乐观积极而治学严谨，学识渊博而平易近人的人生态度给予我深刻的影响和鼓励。副导师谢强和谢丽宇老师在繁忙的教学和科研中，总尽力抽出时间给予我科研上的耐心反馈和引导帮助。还有唐和生老师，张瑞甫老师等一直作为我学术上的明灯，指引着我勉励前进。

其次是教研室的同门兄弟姐妹，感谢杨朋超、班鑫磊、何畅、杨振宇、文嘉意、李晓璇、石高扬、李悦、张欣、赖炜煌、陆军、边晓旭、易涛、陈子旻、薛智奇、张力、李宪之、谢雅娟、康建飞、易卓然、吴雅琴等师兄师姐对我科研、交友、就业方面的帮助，感谢同门姜康、郑志泉、龚玲、郭泰昆、杨虎、黎思维、闫聪、刘潇、陈云龙、朱旺、倪芷聪、廖洋洋在这三年一起经历的快乐时光，也感谢车兴儒、夏子涵、何展朋、王泽宇、杜宇坤、张文静、汤培森、吴海楠、唐云、毛宝骏、纳米等师弟师妹对我的帮助，写到这里发现这三年在 B506 和 A808 的“学术家人”实在太多了，与你们相识熟络，人生有幸。

最后，还要感谢家人与朋友。感谢父母支撑我又做了三年米虫，感谢亲人在外总夸赞我是个好学生，希望以后能让你们真正为我自豪；感谢室友刘昱晗和孙培育，经常在我被科研难的抓耳挠腮的时候、在我因为就业愁眉苦脸的时候、在我诸事不顺烦躁内耗的时候，打开与女朋友的视频设置为外放，刺激我接着干活；感谢那些社团与求职路上共行的朋友，一起努力过，现在也各有所成，将来在祖国各地书写青春，开拓前行，期待与你们再次约饭；感谢那些从小到大的朋友，曹迪、张一哲、杨涵、张海龙等，认识你们是我最大的财富。

写着就即将满页，看来难以简洁。踏入社会，无穷的远方，无数的人们，都将与我有关，望我今后能做到用力活着，用力奔跑，用力发光。

2022 年 5 月

参考文献

- [1] 尤建新, 陈桂香, 陈强. 城市生命线系统的非工程防灾减灾[J]. 自然灾害学报, 2006(05): 198-202
- [2] 温瑞智, 陶夏新, 谢礼立. 生命线系统的震害耦联[J]. 自然灾害学报, 2000(02):105-110
- [3] 张风华, 谢礼立. 生命线系统对城市地震灾害损失评价研究[J]. 土木工程学报, 2003, 36(11):7
- [4] 谢强, 李杰. 电力系统自然灾害的现状与对策[J]. 自然灾害学, 2006(04):126-131
- [5] 谢强. 电力系统的地震灾害研究现状与应急响应[J]. 电力建设, 2008(08):1-6
- [6] 刘振亚. 特高压直流电气设备[M]. 北京:中国电力出版社, 2009
- [7] He C, Xie Q, Zhou Y. Influence of Flange on Seismic Performance of 1100-kV Ultra-High Voltage Transformer Bushing[J]. Earthquake Spectra, 2019, 35(1): 447-469
- [8] 刘晶晶, 地震与中国人如影随形—解读中国地震带[J]. 中国国家地理, 2008(6):8
- [9] 贺海磊, 郭剑波, 谢强. 电气设备的地震灾害易损性分析[J]. 电网技术, 2011, 35(04):25-28
- [10] 李亚琦, 李小军, 刘锡荟. 电力系统抗震研究概况[J]. 世界地震工, 2002, 18(4):6
- [11] AIJ, JSCE. Report on the damage investigation of the Kocaeli Earthquake in Turkey[J]. Marusen Corp, Tokyo, Japan. 2001, 3:42
- [12] PEER. Kocaeli, Turkey earthquake field investigation report[R]. PEER, 1999
- [13] Xie Q, He C, Yang Z Y, Xue S T. Influence of flexible conductors on the seismic responses of interconnected electrical equipment[J]. Engineering Structures, 2019, 191:148-161
- [14] 何畅, 谢强, 杨振宇等. 变电站分裂导线弯曲性能研究[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(15):8
- [15] 尤红兵, 赵凤新. 芦山 7.0 级地震及电力设施破坏原因分析[J]. 电力建设, 2013, 34(8):100-104
- [16] 韩晓言, 刘洋, 范少君等. 九寨沟 Ms7.0 地震四川电网受损分析及处置措施[J]. 四川电力技术, 2018, 254(02):72-75
- [17] Kwasinski A, Eidinger J, Tang A, et al. Performance of electric power systems in the 2010–2011 Christchurch, New Zealand, earthquake sequence[J]. Earthquake Spectra, 2014, 30(1):205-230
- [18] Eidinger J, D Ostrom, Matsu Da E. High Voltage Electric Substation Performance in Earthquakes[C], Lifeline Earthquake Engineering. ASCE, 1995
- [19] Comisión Federal de Electricidad. Sismo Affects Electrical Supply to More Than 4.8 Million Homes and Businesses in the Valley of Mexico, Morelos, Puebla, Oaxaca, Guerrero and Tlaxcala[R]. Comisión Federal de Electricidad, 2017
- [20] 张玥. 特高压换流站支柱耦联体系抗震性能分析与试验研究[D]. 上海: 同济大学, 2019
- [21] 邱宁, 程永锋, 钟珉,等. 1000kV 特高压交流电气设备抗震研究进展与展望[J]. 高电压技术, 2015, 41(5):1732-1739
- [22] Eshghi S. Preliminary Report of Bam Earthquake[R]. IIEES Report, International Institute of Earthquake Engineering and Seismology (IIEES), 2003

- [23] Khalvati AH, Hosseini M. Seismic Performance of Electric Substations' Equipments in Iran's Recent Earthquakes[C]. Proceedings of the 14th World Conference on Earthquake Engineering, 2008
- [24] 何畅. 特高压变电站设备耦联体系抗震性能及设计方法研究[D]. 上海: 同济大学, 2019
- [25] 大友敬三, 朱牟田善治, 橋本修一. 電力施設の被害と復旧[J]. 基礎工. 2005, 10(31):48-52
- [26] 程永锋, 朱全军, 卢智成. 变电站电力设施抗震措施研究现状与发展趋势[J]. 电网技术, 2008, 32(22):84-89
- [27] 李泽. 大跨越输电塔线体系地震反应分析[D]. 上海: 同济大学, 2002
- [28] 李秋熠. 特高压电气设备的隔震技术研究[D]. 上海: 同济大学, 2013
- [29] Xie Q, Yang ZY, He C, Xue ST. Seismic performance improvement of a slender composite ultra-high voltage bypass switch using assembled base isolation, Engineering Structures[J]. Engineering Structures, 2019, 194(SEP.1):320-333
- [30] 张瑞甫, 曹嫣如, 潘超. 惯容减震(振)系统及其研究进展. 工程力学.2019, 36(10):8-27
- [31] Sugimura Y, Goto W, Tanizawa H, Saito K, Nimomiya T. Response control effect of steel building structure using tuned viscous mass damper, 2012, 42:24-28
- [32] Ghalibafian H, Endi Z, Bhuyan G. Seismic Behavior of Flexible Conductors Connecting Substation Equipment-Part I Static and Dynamic Properties of Individual Components[J]. IEEE Transactions on Power Delivery. 2004, 19(4):1680-1687
- [33] 谢强, 朱瑞元, 屈文俊. 汶川地震中 500kV 大型变压器震害机制分析. 电网技术, 2011, 35(03): 221-226
- [34] 谢强, 朱瑞元. 汶川地震中支持式管型母线破坏机理分析. 电力建设, 2010, 31(03): 8-12
- [35] Development of an electrical substation equipment performance database for evaluation of equipment fragilities[R]. PEER Report. Pacific Earthquake Engineering Research Center, 1999
- [36] Palk B V, Hawley J W, Ibanez P, et al. A comparative study of seismic testing methods. IEEE Transactions on Power Apparatus & Systems 1975, 94(3): 1003-1012
- [37] Hwang HHM, Chou T. Evaluation of seismic performance of an electric substation using event tree/fault tree technique. Probabilistic Engineering Mechanics, 1997, 13(2): 117-124
- [38] 谢强, 王亚非. 汶川地震中变电站开关设备破坏机理[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2009, 25(6):1050-1057
- [39] Koliou M, Filiatrault A, Reinhorn AM. Seismic response of high-voltage transformer-bushing systems incorporating flexural stiffeners I: Numerical study[J]. Earthquake Spectra, 2013, 29(4):1335-1352
- [40] Koliou M, Filiatrault A, Reinhorn AM. Seismic response of high-voltage transformer-bushing systems incorporating flexural stiffeners II: Experimental study[J]. Earthquake Spectra, 2013, 29(4):1353-1367
- [41] 马国梁, 廖德芳, 何畅等. 1100kV 变压器套管抗震性能[J]. 高电压技术, 2017, 43(6):2033-2041
- [42] Ma GL, Xie Q, Whittaker AS. Physical and numerical simulations of the seismic response of a 1100 kV power transformer bushing[J]. Earthquake Spectra, 2018, 34(3):1515-1541
- [43] 何畅, 谢强, 马国梁等. ± 800 kV 换流变压器-套管体系的抗震性能[J]. 高电压技术, 20

- 18, 44(06):1878-1886
- [44] 姜斌, 郝群岩, 谢强等. 变电站设备-支架耦合体系的地震响应建模与参数分析[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(8):9
- [45] 李亚琦. 电瓷型高压电气设备体系抗震性能分析[D]. 中国地震局地球物理研究所, 2002
- [46] 吕宝龙, 叶志明, 陈玲俐. 高压隔离开关地震灾害评估[J]. 自然灾害学报, 2008, 17(5): 152-157
- [47] Cimellaro GP, Roh H, Fahad M, et al. Modeling Combined Friction-Viscous Damping in Response of Hollow Core Composite Insulators[C]. Proceedings of structures congress, 2010, 32:2736-2747
- [48] Roh H, Oliveto ND, Reinhorn AM. Experimental test and modeling of hollow-core composite insulators[J]. Nonlinear Dynamics, 2012, 69(4):1651-1663
- [49] Günay S, Mosalam KM. Seismic performance evaluation of high-voltage disconnect switches using real-time hybrid simulation: II. Parametric study[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2014, 43(8): 1223-1237
- [50] Li S, Tsang HH, Cheng Y, et al. Considering seismic interaction effects in designing steel supporting structure for surge arrester[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 132: 151-163
- [51] G F Demetriades, et al. Study of wire rope systems for seismic protection of equipment in buildings[J]. Engineering Structures, 1996, 15(5):321-334
- [52] 刘彦辉. 电力建筑及高压电气设备的减震控制研究[D]. 兰州理工大学土木工程学院, 2007
- [53] 文波, 牛荻涛等. 隔震技术在高压电力设施中的应用[J]. 工业建筑, 2009, 39:36-41
- [54] Kong D, Reinhorn AM. Seismic evaluation and protection of high voltage disconnect switches[C]. Technical Council on Lifeline Earthquake Engineering Conference, 2009, 22:1-11
- [55] 尤红兵, 赵凤新. 瓷柱式 SF6 高压断路器抗震性能分析[J]. 震灾防御技术, 2010, 5(04): 38-47
- [56] 李圣, 卢智成, 邱宁, et al. 加装金属减震装置的 1000kV 避雷器振动台试验研究[J]. 高电压技术, 2015, 041(005):1740-1745
- [57] Alessandri S, Giannini R, Paolacci F, et al. Seismic retrofitting of an HV circuit breaker using base isolation with wire ropes. Part 1: Preliminary tests and analyses[J], Engineering Structures, 2015, 98: 251-262
- [58] Alessandri S, Giannini R, Paolacci F, et al. Seismic retrofitting of an HV circuit breaker using base isolation with wire ropes. Part 2: Shaking-table test validation[J], Engineering Structures, 2015, 98: 263-274
- [59] 马国梁, 谢强. 大型变压器的基础隔震摩擦摆系统理论研究[J]. 中国电机工程学报 2017, 37(03):316-326
- [60] 何清清, 杨振宇, 谢强等. $\pm 800\text{kV}$ 直流旁路开关地震响应及减震措施[J]. 高压电器, 2018, 54(2):7
- [61] 谢强, 杨振宇, 何畅. 带减震支座的 T 型开关设备地震响应分析及试验研究[J]. 地震工程与工程振动, 2019, 39(01):56-63
- [62] Xie Q, Yang ZY, He C, Xue ST. Seismic performance improvement of a slender composite ultra-high voltage bypass switch using assembled base isolation[J]. Engineering Structures,

- 2019, 194: 320-333
- [63] Xie Q, Yang ZY, He C, Xie LY. Isolation design for slender ultra-high voltage composite equipment using modal parameters considering multiple responses[J]. *Engineering Structures*, 2019, 200: 1-14
- [64] Jing Bian, Xuhong Zhou, Ke Ke, Michael C.H. Yam, Yuhang Wang. Seismic resilient steel substation with BI-TMDI: A theoretical model for optimal design[J], *Journal of Constructional Steel Research*, 2022, 107233:0143-974X
- [65] Kuroda H, Arima F, Baba K, Inoue Y. Principles and characteristics of viscous damping devices (gyro-damper), the damping forces which are highly amplified by converting the axial movement to rotary one[C]. 12th world conference on earthquake engineering. Auckland, New Zealand. 2000
- [66] Saito K, Yogo K, Sugimura Y, Nakaminami S, Park K. Application of rotary inertia to displacement reduction for vibration control system[C]. The 13th World Conference on Earthquake Engineering. Vancouver, B.C., Canada. 2004
- [67] Wang F C, Hong M F, Chen C W, Building suspensions with inerters [J]. *ARCHIVE Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part C Journal of Mechanical Engineering Science 1989-1996 (vols 203-210)*, 2010, 224(8):1605-1616
- [68] Smith M C, Synthesis of mechanical networks: the inerter [J]. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 2002, 47(10): 1648-1662
- [69] Smith M C, Fu-Cheng W. Performance benefits in passive vehicle suspensions employing inerters[C]. *Proceedings of the 42nd IEEE Conference on Decision and Control*. Maui, Hawaii USA. 2003
- [70] Gonzalez-Buelga A, Clare LR, Neild SA, et al. An electromagnetic vibration absorber with harvesting and tuning capabilities [J]. *Structural Control & Health Monitoring*, 2015, 22(11): 1359-1372
- [71] Gonzalez-Buelga A, Clare LR, Neild SA, et al. An electromagnetic inerter-based vibration suppression device [J]. *Smart Materials and Structures*, 2015, 24(5): 055-150
- [72] 张瑞甫, 赵志鹏, 沈华. 具有非线性能量井的惯容减震系统 [P]. 中国专利 CN20790544 6U, 2018
- [73] 聂佳梅, 张孝良, 江浩斌, 等. 惯容器模型结构探索[J]. *机械设计与研究*, 2012, 28(1): 29-32
- [74] 康建飞. 拉索式惯容系统的性能分析及其优化布置研究[D]. 上海: 同济大学, 2021
- [75] Kawamata S, Development of a vibration control system of structures by means of mass pumps [R]. Institute of Industrial Science, University of Tokyo: Tokyo, Japan, 1973
- [76] Arakaki T, Kuroda H, Arima F, Inoue Y, Baba K, Development of seismic devices applied to ball screw. Part 1: Basic performance test of RD-series[J]. *Journal of Technology and Design, Architectural Institute of Japan*, 1999, 5(8):239-244
- [77] Arakaki T, Kuroda H, Arima F, Inoue Y, Baba K, Development of seismic devices applied to ball screw: Part 2 Performance test and evaluation of RD-series[J]. *Journal of Technology and Design, Architectural Institute of Japan*, 1999, 9:265-270
- [78] Sugimura Y, Goto W, Tanizawa H, Saito K, Nimomiya T. Response control effect of steel building structure using tuned viscous mass damper[C]. *Proceedings of the 15th*

- world conference on earthquake engineering. Lisbon, Portugal. 2012
- [79] 背户一登, 任明章, 动力吸振器及其应用[M]. 北京: 机械工业出版社. 2013
- [80] 王乐, 毛明, 雷强顺, 陈轶杰, 张旭, 液力惯容器特性研究[J]. 振动与冲击, 2018, 37(8): 146-152
- [81] 沈钰杰, 陈龙, 刘雁玲, 杨晓峰, 张孝良, 汪若尘, 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(5): 897-902
- [82] Chen Q, Zhao Z, Zhang R, Pan C, Impact of soil-structure interaction on structures with inerter system [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2018, 433: 1-15
- [83] Zhang R, Zhao Z, Pan C, Influence of mechanical layout of inerter systems on seismic mitigation of storage tanks [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2018, 114: 639-649
- [84] Saito K, Inoue N, A study on optimum response control of passive control systems using viscous damper with inertial mass: Substituting equivalent nonlinear viscous elements for linear viscous elements in optimum control systems [J]. *Journal of Technology and Design*, Architectural Institute of Japan, 2007, 13: 457-462
- [85] Saito K, Kurita S, Inoue N, Optimum response control of 1-DOF system using linear viscous damper with inertial mass and its Kelvin-type modeling [J]. *Journal of Structural Engineering*, Architectural Institute of Japan, 2007, 53: 53-66
- [86] Saito K, Sugimura Y, Inoue N, A study on response control of a structure using viscous damper with inertial mass [J]. *Journal of Structural Engineering*, Architectural Institute of Japan, 2008, 54: 623-648
- [87] Saito K, Sugimura Y, Nakaminami S, Kida H, Inoue N, 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
- [88] Ikago K, Sugimura Y, Saito K, Inoue N. 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
- [89] Ikago K, Saito K, Inoue N. Optimum multi-modal seismic control design of high-rise buildings using tuned viscous mass dampers[C]. *Proceedings of the 13th International Conference on Civil, Structural and Environmental Engineering Computing*. Chania, Crete, Greece. 2011
- [90] Ikago K, Sugimura Y, Saito K, Inoue N. Seismic displacement control of multiple-degree-of-freedom structures using tuned viscous mass dampers[C]. *Proceedings of the 8th International Conference on Structural Dynamics*. Leuven, Belgium. 2011
- [91] Ikago K, Saito K, Inoue N, Seismic control of single-degree-of-freedom structure using tuned viscous mass damper [J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 201, 41(3): 453-474
- [92] 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
- [93] Kida H, Ikago K, Inoue N. Applicability of force-restricted tuned viscous mass dampers to high-rise buildings subjected to long-period ground motions [C]. *Proceedings of the 15th*

- World Conference on Earthquake Engineering. Lisbon, Portugal. 2012
- [94] 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
- [95] Pan C, Zhang R F. Design of structure with inerter system based on stochastic response mitigation ratio [J]. *Structural Control & Health Monitoring*, 2018, 25(6): e2169
- [96] Xie L Y, Ban X L, Xue S T, et al. Theoretical study on a cable-bracing inerter system for seismic mitigation [J]. *Applied Sciences*, 2019, 9(19): 4096
- [97] Xie L, Ban X, Xue S, et al. Theoretical Study on a Cable-Bracing Inerter System for Seismic Mitigation[J]. *Applied Sciences*, 2019, 9(19):4096
- [98] Xue S, Kang J, Xie L, et al. Cross-Layer Installed Cable-Bracing Inerter System for MDOF Structure Seismic Response Control[J]. *Applied Sciences*, 2020, 10(17):5914
- [99] Zhao Z, Qingjun C, Zhang R, Jiang Y, Pan C, A negative stiffness inerter system (NSIS) for earthquake protection purposes [J]. *Smart Structures and Systems*, 2020, 26: 481-493
- [100] Nakamura Y, Fukukita A, Tamura K, et al. Seismic response control using electromagnetic inertial mass dampers [J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2014, 43(4): 507-527
- [101] Sugiura K, Watanabe Y, Asai T, et al. Experimental characterization and performance improvement evaluation of an electromagnetic transducer utilizing a tuned inerter [J]. *Journal of Vibration and Control*, 2019, 26(1-2):56-72
- [102] Zhang R, Jiang J, Jia Y, et al. Influence of mechanical layout of shape memory alloy damping inerter (SDI) systems for vibration control[J]. *Smart Materials and Structures*, 2021, 30(8):085021
- [103] 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
- [104] Jiang Y Y, Zhao Z P, Zhang R F, et al. Optimal design based on analytical solution for storage tank with inerter isolation system [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2020, 129: 105924
- [105] Basili M, De Angelis M, Pietrosanti D. Defective two adjacent single degree of freedom systems linked by springdashpot-inerter for vibration control [J]. *Engineering Structures*, 2019, 188: 480-492
- [106] Furuhashi T, Ishimaru S. Mode control seismic design with dynamic mass [C]. *The 14th World Conference on Earthquake Engineering*. Beijing, China, 2008
- [107] Zhang S Y, Jiang J Z, Neild S. Passive vibration suppression using inerters for a multi-storey building structure [J]. *Journal of Physics: Conference Series*, 2016, 744: 012044
- [108] Zhang S Y, Neild S, Jiang J Z. Optimal design of a pair of vibration suppression devices for a multi-storey building [J]. *Structural Control & Health Monitoring*, 2019: e2498
- [109] Ruiz R, Giaralis A, Taflanidis A, et al. Risk-informed optimization of the tuned mass-damper-inerter (TMDI) for seismic protection of buildings in Chile [C]. *The 16th World Conference on Earthquake Engineering*. Santiago, Chile, 2018
- [110] Giaralis A, Taflanidis A A. Optimal tuned mass-damper-inerter (TMDI) design for seismically excited MDOF structures with model uncertainties based on reliability criteria [J]. *Structural Control & Health Monitoring*, 2018, 25(2): e2082

- [111] Krenk S. Resonant inerter based vibration absorbers on flexible structures [J]. Journal of the Franklin Institute, 2019, 356: 7704-7730
- [112] Palacios-Quiñonero F, Rubió-Massegúa J, Rossell J M, et al. Design of inerter-based multi-actuator systems for vibration control of adjacent structures [J]. Journal of the Franklin Institute, 2019, 356(14): 7785-7809
- [113] 李超, 张瑞甫, 赵志鹏, 李俊卫, 罗浩, 翁大根. 调谐黏滞质量阻尼器基于遗传算法的参数优化研究. 结构工程师, 2016(04): 124-131
- [114] Zhang Shiming, Zhang Ruifu, Zhao Zhipeng. Demand-Based Optimal Design of Storage Tank with Inerter System[J]. Shock and Vibration, 2017, 15:124-139
- [115] Pan Chao, Zhang Ruifu, Luo Hao, Li Chao, Shen Hua. Demand-based optimal design of oscillator with parallel-layout viscous inerter damper. Structural Control and Health Monitoring[C], 2018
- [116] Zhang Ruifu, Zhao Zhipeng, Pan Chao, Ikago Kohju, Xue Songtao. Damping enhancement principle of inerter system. Structural Control and Health Monitoring, 2020, 32: e2523
- [117] Pekcan G, Design of seismic energy dissipation systems for reinforced concrete and steel structures [D]. State University of New York at Buffalo, 1998
- [118] Sorace S, Terenzi G, Verification of damped cable system performance in the seismic rehabilitation of buildings [J]. WIT Transactions on The Built Environment, 2003, 72: 1743-3509
- [119] Ajrab J J, Pekcan G, Mander J B, Rocking wall–frame structures with supplemental tendon systems [J]. Journal of Structural Engineering, 2004, 130(6): 895-903
- [120] Sorace S, Terenzi G, Fluid viscous damped-based seismic retrofit strategies of steel structures: General concepts and design applications [J]. Advanced Steel Construction, 2009, 5(3): 322-339
- [121] Sorace S, Terenzi G, The damped cable system for seismic protection of frame structures—Part I: General concepts, testing and modeling [J]. Earthquake engineering & structural dynamics, 2012, 41(5): 915-928
- [122] 中华人民共和国国家标准. GB50260-1996. 电力设施抗震设计规范[S]. 北京.1996
- [123] 中华人民共和国国家标准. GB50260-2013. 电力设施抗震设计规范[S]. 北京.2013
- [124] IEEE. IEEE Recommended Practice for Seismic Design of Substations: IEEE 639-2005[S]. New York, USA, 2005
- [125] 日本電気技術規格委員会. JEAG 5003-2010 电气设备抗震设计指南[S]: 2010
- [126] IEC. Environment testing. Part 3 Guidance seismic test methods for equipment: IEC 69-3-3 1991[S]. IEC, 1991
- [127] IEC. Environment testing. Part 2-57: Tests-Test Ff: Vibration-Time history method: IEC 60068.2.57[S]. IEC, 1999
- [128] IEC. High-voltage switchgear and controgear-Part 2: Seismic qualification for rated voltages of 72.5 kV and above: IEC 35571-2 [S]. IEC, 2003
- [129] IEC. High-voltage switchgear and controlgear-Part 300: Seismic qualification of alternating current circuit-breakers: IEC 62271-300[S]. IEC, 2006
- [130] IEC. High-voltage Environment Testing-Part 2-6: Tests-Test Fc: Vibration (sinusoidal): IEC 60068-2-6[S]. IEC, 2007
- [131] IEC. High-voltage switchgear and controlgear-Part 207: Seismic qualification for

- gas-insulated switchgear assemblies for rated voltages above 52 kV: IEC 62271-207[S]. IEC, 2007
- [132] 中华人民共和国质量监督检验检疫总局. 高压开关设备和控制设备的抗震要求: GB/T 13540-2009 [S]. 北京, 中华人民共和国质量监督检验检疫总局, 2009
- [133] GB/T 25096-2010. 交流电压高于 1000V 变电站用电站支柱复合绝缘子的定义、试验方法及接收准则[S]. 北京: 中国标准出版社, 2010
- [134] GB/T 1447-2005. 纤维增强塑料拉伸性能试验方法[S]. 北京:中国标准出版社
- [135] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 工业企业电气设备抗震设计规范: GB 50556-2010[S]. 北京, 2010
- [136] 中华人民共和国国家电网公司. 特高压瓷绝缘电气设备抗震设计及减震装置安装与维护技术规程[S]. 北京, 2014
- [137] IEEE. Recommended Practice for the Design of Flexible Buswork Located in Seismically Active Area[S]. IEEE std 1527-2006
- [138] IEEE. IEEE Guide for Application of Composite Insulators[S]. IEEE std 987-2001
- [139] IEEE. IEEE Standard for High-Voltage Direct-Current (HVDC) Composite Post Insulators[S]. IEEE std 1898-2016
- [140] IEC. Composite station post insulators for substations with a.c. voltages greater than 1000V up to 245kV-Definitions, test methods and acceptance criteria, MOD[S]. IEC std 62231-2006

个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果

个人简历:

曹跃辉, 男, 1996 年 8 月生。

2018 年 7 月毕业于中南大学 土木工程专业 获学士学位。

2019 年 9 月入同济大学攻读硕士研究生。

已发表专利:

[1] 谢丽宇, 曹跃辉, 薛松涛.一种基于菱形传动机构的自复位自平衡式惯容器, 2021, 专利号:
ZL 2020 1 1370572.0

已发表论文:

[1] 薛松涛, 曹跃辉, 谢丽宇.采用自平衡惯容器的 110kV 断路器结构减震研究. 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, 2022