



同濟大學
TONGJI UNIVERSITY

硕士学位论文

(专业学位)

**基于三维减隔震的变压器抗震
性能分析**

国家自然科学基金（编号：51878508）

国家重点研发计划课题（编号：2022YFF0608904）

姓 名：杜宇坤

学 号：2132257

所在院系：土木工程学院

学科门类：工学

学科专业：土木工程

指导教师：薛松涛 教授

谢 强 教授

二〇二四年五月



同濟大學
TONGJI UNIVERSITY

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

**Study on isolation performance and design
method of sliding friction pendulum bearing
for large transformer**

National Natural Science Foundation of China (No. 51878508)

National Key R&D Program of China (No. 2018YFC0809400)

Candidate: Yukun Du

Student Number: 2132257

School/Department: College of Civil Engineering

Discipline: Engineering

Major: Civil Engineering

Supervisor: Songtao Xue Professor

Qiang Xie Professor

May 2024

基于三维减隔震的变压器抗震性能分析

杜宇坤

同济大学

摘要

确保能源供应是维持现代社会经济生产和居民生活稳定的重要前提，已成为国家安全战略中的首要议题。本文研究的大型变压器是电力系统中最为关键的设备之一，是确保整个电力系统安全与有效运转的重中之重。近年来，一些针对大型变压器的抗震性能提升以及减隔震研究已初见成效。然而，现有研究主要侧重于变压器的抗震加固以及水平隔震，未能充分考虑竖向地震动对变压器及其隔震体系的不利影响。加之在我国“西南东输”战略下，大量变电站建于断层密集的西南地区，而近断层地震动的竖向分量较大，这无疑会对变压器结构以及水平隔震体系造成安全隐患。因此，变压器设备的三维减隔震研究迫在眉睫。

鉴于此，本研究通过有限元数值仿真和压剪试验，对一类带钢支座的变压器的抗震性能进行了研究，并分析了支座的影响。以换流变压器为研究对象，分析了近断层地震动对原结构及变压器-水平隔震体系的影响，并提出并设计了一种新型组合式三维隔震支座。最后，针对三维隔震地震响应和隔震效果进行了研究，并论证了三维隔震支座在变压器减隔震中的优越性。

首先，带钢支座类 500kV 变压器抗震性能及支座影响分析。建立了足尺带钢支座类大型变压器的精细化有限元模型，并通过数值仿真计算得到了变压器的自振模态及各部件地震响应，明确了抗震薄弱位置。在此基础上通过数值仿真分析研究了钢支座对此类变压器地震响应的放大作用，初步揭示了钢支座对变压器抗震性能的影响机制。结果表明，带钢支座变压器的振型主要以高压套管—升高座体系的一阶、二阶摆动为主，对应的自振频率与地震卓越周期接近，并且出现了高压套管前 2 阶振型耦合现象。高压套管振型耦合及绕 X、Y 轴弯曲的新振型出现导致更多振型参与和引起箱壁振动是地震响应增大的主要原因。

其次，本文第三章选取特性不同的三组共六条地震动，以换流变压器为对象通过计算得到换流变压器以及水平隔震后换流变压器薄弱位置地震响应特点，并对比分析在不同特性地震动下水平隔震效率，研究近断层地震动对未隔震及水平隔震换流变压器抗震性能的影响。同时，针对水平隔震后变压器在近断层地震动作用下发生倾覆破坏概率进行研究。分析结果表明，在近断层地震作用下，变压器阀侧套管的地震响应显著增大，即使在水平隔震后，变压器阀侧套管的应力仍超过材料的极限强度，隔震效率低于其他两组地震动作用下的

结果。此外，相较于其他两组，水平隔震变压器在近断层地震作用下，隔震支座更易出现提拉现象，倾覆破坏的概率更高。

基于第三章分析，考虑到近断层竖向地震动对换流变压器及隔震后变压器的不利影响，本文第四章提出并设计了一种由复摩擦摆和碟簧组成的抗倾覆三维隔震支座，并在水平向和竖向力学原理的基础上对隔震支座的水平向复摩擦摆和竖向碟簧组进行了压剪试验研究，得到了该三维隔震支座的滞回性能特点。此外，建立了三维隔震支座的等效仿真分析模型，对三个方向的力学性能进行了数值模拟，并与实验结果进行了对比，为后续进行三维减隔震地震响应分析奠定基础。结果表明，提出并设计的三维隔震装置构造合理，传力明确，水平向具备良好自复位特性，竖向具有变刚度特征。试验结果与理论模型得到的滞回曲线；数值仿真等效模型能够有效模拟整体支座的力学特性。

最后，本文第五章根据一台 800kV 变压器进行三维减隔震设计，确定了支座力学参数以及支座布置形式。随后在变压器和三维隔震支座的基础上建立了变压器三维隔震体系的有限元仿真模型，通过数值计算得到了采用本文提出的三维隔震支座后变压器的地震响应特点，并分析了该支座的隔震效率，并与水平隔震支座进行了对比，论证了三维隔震支座的优越性。结果表明，换流变压器安装三维隔震支座后，在水平向和竖向均具有良好的隔震效果，且随着 PGA 的增加，隔震效果越来越明显，在 PGA 为 0.4g 以上时隔震效率达一半以上。三维隔震支座的引入，在水平隔震的基础上进一步减小了阀侧套管根部应力，显著降低了套管发生破坏的风险，良好解决了在大震情况下水平隔震后阀侧套管仍可能发生强度破坏的问题，显著降低了结构损坏风险。同时，与水平隔震支座相比，大大降低了阀侧套管的竖向加速度响应，且随 PGA 的增加，对竖向加速度响应控制更好，在竖向上具备良好的变刚度特点。相比水平隔震后套管竖向加速度响应存在微小增大的情况，三维隔震支座可以有效实现在竖向地震动激励下的减震效果，提升了整体结构的安全性。

关键词：变压器；抗震性能；近断层地震动；三维隔震支座；三维减隔震

ABSTRACT

Ensuring a stable energy supply is a crucial prerequisite for maintaining the economic production and stable living conditions in modern society, making it a primary issue in national security strategy. This study focuses on large transformers, which are among the most critical components in the power system, essential for the safe and efficient operation of the entire grid. Recent research has seen some success in improving seismic performance and seismic isolation of large transformers. However, existing studies primarily focus on seismic strengthening and horizontal isolation of transformers, without adequately addressing the adverse effects of vertical seismic motion on transformers and their isolation systems. Moreover, under China's "West-to-East Power Transmission" strategy, numerous substations are built in the fault-prone southwestern regions, where the vertical component of near-fault ground motions is significant, posing safety risks to transformer structures and horizontal isolation systems. Thus, there is an urgent need for three-dimensional seismic isolation research on transformer equipment.

Given this context, this study investigates the seismic performance of transformers with steel bearings through finite element numerical simulation and compression-shear tests, analyzing the influence of the bearings. By taking a converter transformer as the study subject, it examines the effects of near-fault ground motions on the original structure and the transformer-horizontal isolation system, proposing and designing a novel combined three-dimensional isolation bearing. Finally, the study explores the seismic response and isolation effectiveness of three-dimensional seismic isolation, demonstrating the superiority of three-dimensional isolation bearings in transformer seismic isolation.

Firstly, Chapter 2 of this paper establishes a detailed finite element model of a full-scale transformer with steel bearings and obtains the transformer's natural vibration modes and seismic responses of various components through numerical simulation, identifying the weak spots in seismic resistance. Based on this, it analyzes the amplification effect of steel bearings on the seismic response of such transformers, preliminarily revealing the impact mechanism of steel bearings on transformer seismic performance. The results indicate that the vibration modes of transformers with steel bearings are primarily characterized by the first and second order oscillations of the high-voltage bushing-elevated base system. The corresponding natural frequencies are

close to the predominant periods of the seismic motions, leading to a coupling phenomenon in the first two vibration modes of the high-voltage bushings. The coupling of the high-voltage bushing vibration modes and the emergence of new bending modes around the X and Y axes, which involve more vibration modes and induce wall vibrations, are the main reasons for the increased seismic response.

Secondly, Chapter 3 selects six ground motions with different characteristics in three groups and calculates the seismic response characteristics of the converter transformer and the horizontally isolated converter transformer under these ground motions. It compares and analyzes the horizontal isolation efficiency under different ground motion characteristics, studying the impact of near-fault ground motions on the seismic performance of non-isolated and horizontally isolated converter transformers. Additionally, it investigates the probability of overturning failure of transformers under near-fault ground motions after horizontal isolation. The analysis results indicate that under near-fault seismic action, the seismic response of the transformer valve-side bushing significantly increases. Even after horizontal isolation, the stress in the transformer valve-side bushing still exceeds the material's ultimate strength, resulting in a lower isolation efficiency compared to the other two sets of ground motions. Additionally, compared to the other two sets, the horizontally isolated transformer is more prone to lifting phenomena in the isolation bearings and has a higher probability of overturning failure under near-fault seismic action.

Based on the analysis in Chapter 3, considering the adverse effects of near-fault vertical ground motions on converter transformers and isolated transformers, Chapter 4 proposes and designs a three-dimensional anti-overturning isolation bearing composed of a multiple friction pendulum system and disc springs. It conducts compression-shear tests on the horizontal multiple friction pendulum system and vertical disc spring group based on horizontal and vertical mechanical principles, obtaining the hysteresis performance characteristics of the three-dimensional isolation bearing. Furthermore, it establishes an equivalent simulation analysis model for the three-dimensional isolation bearing, performs numerical simulations of its mechanical performance in three directions, and compares the results with experimental data, laying the foundation for subsequent three-dimensional seismic response analysis. The results show that the proposed and designed three-dimensional isolation device has a reasonable structure and clear force transmission. It exhibits good self-centering

characteristics in the horizontal direction and variable stiffness in the vertical direction. The experimental results and the hysteresis curves obtained from the theoretical model are consistent; the numerical simulation equivalent model effectively simulates the mechanical characteristics of the overall bearing.

Finally, The fifth chapter of this paper focuses on the three-dimensional seismic isolation design of an 800kV transformer, determining the mechanical parameters and layout form of the supports. Subsequently, a finite element simulation model of the three-dimensional seismic isolation system for the transformer is established based on the transformer and the three-dimensional isolation supports. Through numerical calculations, the seismic response characteristics of the transformer with the proposed three-dimensional isolation supports are obtained, and the isolation efficiency of the supports is analyzed. A comparison is made with horizontal isolation supports to demonstrate the superiority of the three-dimensional isolation supports. The results show that after installing the three-dimensional isolation supports, the converter transformer exhibits good isolation effects in both horizontal and vertical directions. As the Peak Ground Acceleration (PGA) increases, the isolation effect becomes more pronounced, achieving an isolation efficiency of over 50% when the PGA exceeds 0.4g. The introduction of the three-dimensional isolation supports further reduces the stress at the root of the valve-side bushings, significantly lowering the risk of bushing failure. This effectively addresses the issue of potential bushing strength failure on the valve side under large seismic events even after horizontal isolation. The structural damage risk is significantly reduced. Furthermore, compared to horizontal isolation supports, the three-dimensional isolation supports greatly reduce the vertical acceleration response of the valve-side bushings. With increasing PGA, the control over vertical acceleration response improves, exhibiting good variable stiffness characteristics in the vertical direction. Unlike horizontal isolation, which may slightly increase the vertical acceleration response of the bushings, the three-dimensional isolation supports effectively achieve vibration reduction under vertical seismic excitations, enhancing the overall structural safety.

Key Words: Transformer; seismic performance; near-fault seismic motion; three-dimensional isolation support; three-dimensional seismic isolation

目录

第 1 章 绪论	1
1.1 引言	1
1.1.1 大型变压器及其结构特征	2
1.1.2 大型变压器震害概述	4
1.2 大型变压器抗震研究	8
1.2.1 变压器套管抗震性能研究	8
1.2.2 变压器抗震设计方法（规范）	10
1.3 大型变压器减隔震研究	11
1.3.1 大型变压器减震研究	11
1.3.2 大型变压器隔震研究	12
1.4 三维隔震基底隔震研究	13
1.4.1 竖向地震作用	13
1.4.2 大型变压器三维减隔震研究	14
1.5 本文主要工作	17
第 2 章 带钢支座 500kV 变压器抗震性能	19
2.1 引言	19
2.2 500kV 变压器简介及参数	19
2.3 500kV 变压器有限元建模	22
2.4 结构动力特性	25
2.4.1 模态分析	25
2.4.2 结构阻尼	30
2.5 地震响应分析	30
2.5.1 地震波输入选择	31
2.5.2 套管根部应力响应	34
2.5.3 位移响应	35
2.5.4 加速度响应及动力放大系数	36
2.6 钢支座影响分析	39
2.6.1 放大系数对比分析	39
2.6.2 新振型激发	40
2.6.3 箱壁振动	41
2.7 本章小结	43
第 3 章 近断层地震动下变压器地震响应影响分析	45
3.1 引言	45

3.2 近断层地震动特征及地震波选择	45
3.2.1 近断层地震动特点	45
3.2.2 地震波选择	46
3.3 变压器抗震性能影响分析	48
3.3.1 换流变压器结构模型	48
3.3.2 换流变压器模态分析	49
3.3.3 地震响应对比分析	50
3.4 水平隔震变压器影响分析	53
3.4.1 地震响应对比分析	53
3.4.2 危险性分析	55
3.5 本章小结	58
第 4 章 碟簧-复摩擦摆三维隔震支座力学性能研究	59
4.1 引言	59
4.2 三维隔震支座构造及原理	59
4.2.1 支座构造	60
4.2.2 水平向复摩擦摆力学原理	61
4.2.3 竖向碟形弹簧力学原理	64
4.3 碟簧-复摩擦摆支座力学性能测试	66
4.3.1 三维隔震支座选型及参数	66
4.3.2 加载装置	68
4.4 碟簧-复摩擦摆支座力学性能试验结果与分析	70
4.4.1 碟簧-摩擦摆三维隔震支座水平向性能试验	70
4.4.2 碟簧-摩擦摆三维隔震支座竖向性能试验	71
4.5 三维隔震支座等效数值模拟及验证	74
4.5.1 模拟方法	74
4.5.2 模拟结果验证	76
4.6 本章小结	79
第 5 章 三维隔震变压器地震响应分析	81
5.1 引言	81
5.2 三维隔震变压器有限元模型及隔震支座参数	81
5.3 模态分析	83
5.4 变压器三维减隔震地震响应分析	84
5.4.1 套管根部应力响应	84
5.4.2 加速度响应及放大系数	87
5.5 隔震效率	89
5.6 本章小结	91
第 6 章 结论与展望	93

6.1 本文主要研究结论	93
6.2 进一步的工作方向与展望	94
参考文献	96
致谢	106
个人简历、在读期间发表的学术成果	107

第1章 绪论

1.1 引言

现代社会的高速运转依赖于社会经济和生产组织方式的先进发展，而能源安全则是保障这一运转的关键因素。一旦遭遇灾害，能源供应的中断往往会造成远超灾害本身的间接经济损失，波及整个基础设施系统进而影响整个社会，同时也会降低应对紧急救援和灾后恢复重建的效能。电能的生产和输送过程中的每个环节都不可避免地受到多种自然灾害的严重威胁。考虑到我国东部和西部在能源分布上存在的显著不均衡现象，我们制定了“西电东送”战略，然而，这一战略中涉及的输电线路跨越广阔的地域，长度达上千公里，因此在电力输送的安全方面面临着巨大的挑战。

在发电环节，电能一经产生，便需流经变电站，通过变压器提升其电压水平，随后注入输电网络，如图 1.1 所示。变电站，作为电力系统的核心组成部分，不仅负责电压的转换，还承载着电能的接收、分配和电力流向的控制等关键任务。其通过变压器将各级电压的电网紧密联结，确保了电力网络的顺畅运行，是保障能源供应稳定、维护社会正常运作的重要生命线基础设施。变电站结构示意图如图 1.2 所示，通常包含变压器、避雷器、隔离开关、断路器、互感器等电力设施。而变压器作为变电系统中最为核心的设备，保证其在地震情况下的安全性意义重大。大型变压器具有结构复杂，自重大，高柔度等不利于抗震的特点，并且我国的高地震烈度风险区主要分布在西部地区，在国内外多次地震灾害中，大型变压器屡遭重创，引发了巨大的经济损失^[1,2]。鉴于此，大型变压器的抗震性能完善已成为防灾减灾领域亟待攻克的关键性难题，对于确保电力系统的稳定运行和减少灾害损失具有重要意义。

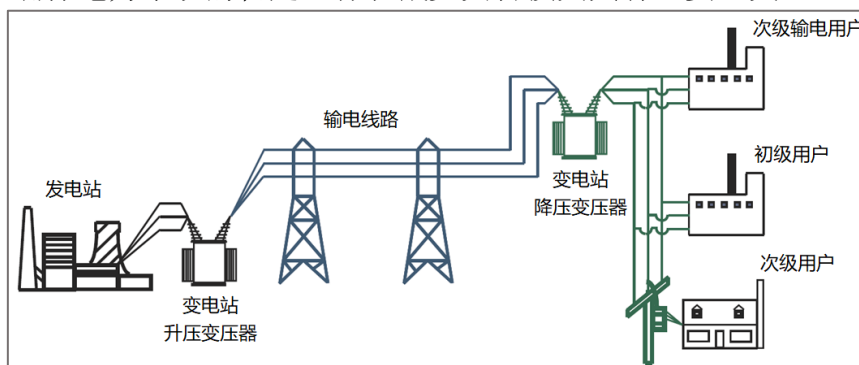


图 1.1 电力系统示意图

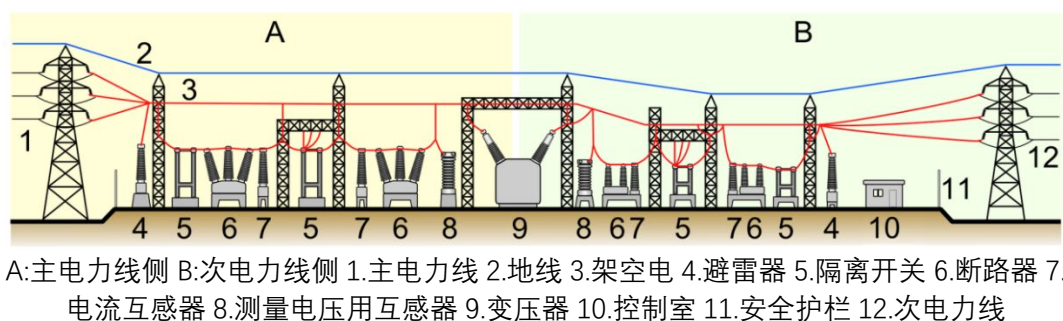


图 1.2 变电站结构示意图

1.1.1 大型变压器及其结构特征

根据冷却方式，变压器可以分为干式变压器和油浸式变压器；根据功能的不同^[3]，大型变压器可分为变电站中的电力变压器和换流站中换流变压器，如图 1.2 所示；根据电压相数，变压器可以分为三相变压器和单相变压器。其中高电压变压器大部分为油浸式三相变压器而特高压由于体型巨大主要是单相变压器。变压器的结构复杂，它可以根据电压等级的不同分为 220kV 的高压、500 kV 的超高压，以及交流 1000 kV 和直流±800 kV 的特高压变压器等。作为变电站（换流站）中至关重要的电气设备，其典型特征如图 1.3 所示。大型变压器由多个电气元件组成，总体上可分为变压器箱体（油箱）、套管和升高座，散热器，油枕五部分^[4,5]。大型变压器一般通过以下方式安装^[6]：（1）浮放在混凝土基础或轨道上；（2）通过夹具固定在轨道上；（3）通过螺栓或焊接锚固在混凝土基础上。

变压器的箱体充满绝缘油，箱壁通常由 8~20mm 钢板构成。考虑到其面外刚度较弱，通常会采用加劲板或者在钢板上直接设置加劲肋等方式以增强箱壁板的面外刚度。

铁芯作为主磁路，是由涂有绝缘材料的硅钢片叠合而成的。而绕组则构成了变压器的电路，由绝缘铜线或铝线绕制而成，套装在铁芯柱上。绝缘结构：是变压器的保护部分，包括绕组的匝间绝缘、饼间绝缘、层间绝缘、段间绝缘、线段与静电屏蔽间的绝缘，以及绕组之间、绕组对油箱、绕组对铁芯柱的绝缘。

油枕是一种通常为圆柱形的储油装置，可以为变压器油的热胀冷缩提供空间，保证油箱内油面的稳定。一般通过钢支架安装在箱体上部，由于内部半充满绝缘油因此具有较大质量并且有显著的偏心效应。散热器安装在箱体侧壁的外侧，质量相对较轻，属于非结构构件。



(a) 某站大型电力变压器



(b) 某站换流变压器

图 1.2 大型变压器实景图



图 1.3 大型变压器结构图

典型大型变压器套管如图 1.4 所示。变压器套管是一种绝缘装置，是变压器最为重要的部分。套管属于细长结构，从变压器箱体顶部或者箱体侧壁伸出，从结构角度可以看作悬臂梁或悬壁柱，是在地震作用下最易发生破坏的部件也是抗震研究工作的重中之重。

根据材料类型，变压器套管通常可分两种：第一，陶瓷材料套管主要适用于电力变压器，而复合材料套管则更常见于换流变压器。陶瓷套管具有优良的耐久性、抗污能力和稳定的性能，其刚度大，使其在荷载作用下变形较小^[7,8]，然而，作为脆性材料，陶瓷套管在地震作用下容易破裂^[9]；相反，复合套管的优势在于其抗爆性能好、重量轻和绝缘性能优越^[10]，但其刚度较低，地震时容易产生过大的位移响应，并且可能会出现刚度退化的问题。

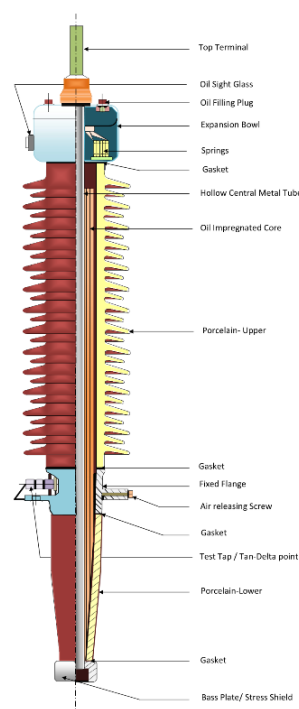


图 1.4 变压器管整体剖面图

通常，升高座是一种空心的金属薄壁筒状构件，其作用是连接变压器套管和箱体，进一步增加套管的伸出高度，以确保变压器的外绝缘效果。通过提高套管的高度，可以更好地防止电气设备受到外界环境的影响，确保设备的安全运行。目前已有大量的研究表明，升高座将导致套管与变压器箱壁之间形成类似于摆动的复杂振动形式，往往会增大套管的地震响应^[11]。

1.1.2 大型变压器震害概述

变压器的结构和连接方式非常复杂，不利于抵抗地震的冲击。在国内外发生的许多地震中，变压器都遭受了不同程度的损坏，这种损坏不仅影响了变压器的正常运行，也给电力系统带来了巨大的经济损失和供电障碍。

在上世纪的震害记录中，1986 年发生于美国南加州的 **Palm Springs** 地震（6.1 级）以及 1987 年 **Whittier** 地震（5.9 级）中，一些区域的变电站的水平地震动强度达到 1.0g，竖向达到 0.5g，均造成了爱迪生电力公司的大型变压器出现箱体漏油和陶瓷套管断裂的现象^[12]。

在 1994 年美国的 **Northridge** 地震（里氏 6.7 级）中，位于美国西北部几个州共约两百万的用户遭受了大面积停电。变电中的主要震害为则 230 kV 和 550 kV 变压器陶瓷套管以及支柱类等以陶瓷材料为主的设备破坏^[13]。在 1995 年日本神户地震（里氏 7.2 级）中，此次地震震源位于地壳浅层，对各个变电站内的

电力设备造成难以估计的破坏。由于发生沙土液化，进而造成大量变压器基础不均匀沉降、倾覆，同时造成变压器套管破坏、连接法兰移位而漏油的破坏[14,15]。

2010 年墨西哥地震（里氏 7.2 级）引发的破坏不仅影响了墨西哥，还对美国的一座变电站造成了影响。该地震导致了该变电站内的 500 kV 和 220 kV 变压器陶瓷套管橡胶垫圈的挤出、漏油以及套管整体断裂破坏^[16]。同年的海地地震（里氏 7.0 级）^[17,18]以及智利地震（里氏 8.8 级）^[19]也造成大型变压器各部件发生严重破坏，对电力系统造成重创，经济损失不可估计。在 2011 年新西兰地震（里氏 7.1 级）中由于地质原因各变电站内设备发生破坏，变压器发生倾覆等破坏^[20]。在 2011 年发生于日本仙台东北部的大地震（里氏 9.0 级）中，在地震和海啸的双重作用下，地质遭到了强烈的冲击力，因此发生了滑坡和液化问题，进一步导致变压器（浮放式）出现破坏^[21]并且套管破坏也较为严重^[22]。2023 年土耳其地震、2024 年日本石川地震中也均发现了各电压等级大型变压器的受损。

在近十年的地震事件中，无论是国内还是外，变压器的受损状况仍持续存在，并未看到明显的改善迹象。如我国有关电力设备主要震害统计如表 1.1 所示。

表 1.1 我国地震中变压器及相关设备震害情况统计

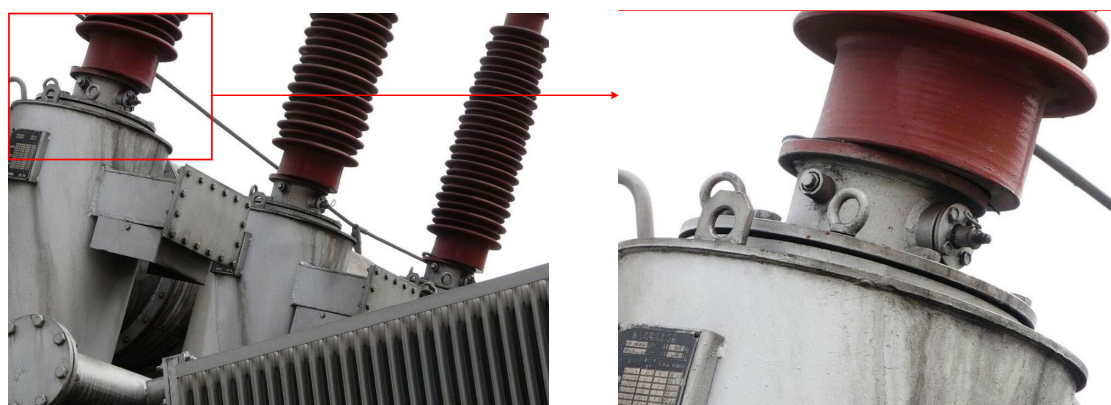
地震地震事件	震害情况
2008 年汶川地震	四川省及周边省份的电力系统遭受重创，汶川大地震共造成当地电力系统 110 kV 及以上变电站停运 90 座，线路停运 181 条，电力损失负荷 685 万千瓦。其中，500 kV 变电站停运 1 座，线路停运 4 条；330 kV 变电站停运 1 座，线路停运 1 条；220 kV 变电站停运 14 座，线路停运 47 条；110 kV 变电站停运 74 座，线路停运 129 条，各变电站内电力设备严重破坏 ^[23,24]
2013 芦山地震	四川西南地区电网系统严重受损，其中天全县 110kV、雅安站 2 台 500 kV 变压器以及 2 台 110 kV 主变套管漏油、1 台 110 kV 主变基础破坏。另有黄岗站 220 kV 和金花站 110 kV 主变受损记录 ^[21,22] 。
2022 年泸定地震	9 座 35kV 变电站停运，石绵站的 3 组 500 kV 主变由于套管橡胶垫圈挤出，发生漏油现象

其中以汶川地震破坏最为严重，震后三个多月部分严重受损的变电站才开始计划重建。其中包括了大量变压器发生破坏，而套管是破坏最显著的部分，同时在此次地震中发生大量的变压器倾覆、基础破坏、变压器与相邻设备牵拉

破坏、油枕漏油的现象^[25-28]。图 1.5 展示了汶川地震中变电站及变压器套管破坏情况，图 1.6 为变压器套管外其他破坏模式。



(a) 二台山变电站震后受损情况



(b) 变压器套管部件错位



(c) 套管法兰断裂

图 1.5 汶川地震变电站及变压器套管破坏情况



(a) 大型变压器倾覆破坏



(b) 变压器移位



(c) 变压器套管漏油起火



(d) 与相邻设备间的牵拉破坏

图 1.6 汶川地震中变压器其他破坏模式

总结上述震害现象，可以将大型变压器设备的震害类型分为两类：

第一，变压器设备的非构件破坏类，包括采用浮放式的变压器因未采取固定措施在地震作用下发生滑移、倾覆等的破坏；相邻设备牵拉碰撞，例如散热器等附件撞坏导致漏油、电线断开引发起火。第二，以变压器顶部的高压套管其根部发生断裂等破坏。由于材料具有较高脆性、缺乏塑性变形能力，加之安装在升高座上套管的细长结构形式不利于抗震，因此在地震作用下其根部将承受较大弯矩导致因强度不足而产生破坏和断裂具有较高的易损性。近年来针对以上问题从变压器固定方式及材料强度的角度进行了一定的改善。但目前改善措施都未能根本解决问题，变压器的固定方式无法解决套管抗震性能差的问题，而材料强度的改善也超出了边际成本效应且改善幅度有限。因此亟待通过更高效经济的方法减少大型变压器在地震中的破坏。

1.2 大型变压器抗震研究

自上世纪 50 年代起, 国外学者已经开始对变压器等电力设备进行抗震研究, 但是直到上世纪 90 年代起, 国外学者开始真正将变压器一套管作为一个整体进行抗震性能研究。1975 年海城地震和 1976 年唐山地震对我国的电力设施造成一定的破坏, 我国的电力设备的抗震研究始于此。但由于当时我国经济水平相对比较落后, 电网建设还不完善, 高压电气设备还未普及, 所以对高压变压器的抗震研究一直到 90 年代初才开始起步^[27,28]。

1.2.1 变压器套管抗震性能研究

通过多次地震后的震害调查可知, 套管是变压器最易破坏的部位, 并且其功能性是否良好直接影响整个变压器的正常运行, 因此是大型变压器抗震研究中的焦点, 国内外大量学者针对此从振动台试验、理论及数值模拟等方面展开了深入研究。

由于真实的变压器体型大, 对其进行振动台试验难度较大, 因此采用钢框架来模拟真实的变压器箱体, 将套管安装通过固定支座安装在设计好的钢框架上进行振动台试验。CERL (Central Electrical Research Laboratories) 将一支 500kV 套管安装在较小的支撑框架上, 进行动力测试和抗震性能试验^[31]。结果表明: 套管基频为 6Hz, 阻尼比为 2%-3%; 在抗震性能测试中, 套管无损坏; 脆性测试后, 套管出现漏油现象。上世纪九十年代间, 美国太加州大学对 3 种不同变压器套管进行了大量的试验以考察其抗震性能^[32-35]。如图 1.7 所示, 研究团队精心设计了多种刚度各异的支撑结构和固定支座, 以深入探究不同安装情境下套管在地震中的响应变化。通过对比分析, 他们发现当下部结构具有更高的刚度时, 套管的抗震性能会优于其在实际条件下的性能。这进一步揭示了油箱、套管升高座以及连接法兰的柔性特点在一定程度上会对套管的地震响应产生不利影响。Koliou 等 (2013) ^[36,37] 采用角钢和钢条加固变压器的顶盖, 进而加强套管安装基础的刚度。变压器套管体系线形动力时程分析和套管-钢框架振动台试验表明, 这种简易的方法可以增大套管-变压器体系的基本频率, 降低套管根部法兰处的动力放大作用, 降低套管根部的弯矩。



图 1.7 高压变压器套管振动台试验

国内谢强等通过多个地震模拟振动台试验研究了安装在钢支架上的 1100kV 陶瓷及复合材料套管的抗震性能^[38-40]。试验发现，套管连接法兰部位成为抗震的薄弱环节，出现了撕裂和套管漏油等现象^[41]。此外国网电科院对复合材料的套管也进行了振动台试验研究，发现套管连接筒与下瓷件连接处密封圈边缘被挤出，频率降低，阻尼比升高^[42]。金松安等人对 1100kV 套管（A 型）进行抗震计算，发现套管根部出现应力集中的现象^[43]。

以上研究使得我们对变压器套管的抗震性能有了进一步的认识，然而通过将套管安装在钢支架以模拟实际情况中套管和变压器的连接关系显示有不足之处，即无法考虑在地震作用下变压器箱体及升高座的放大效应。在地震的激励下，变压器系统展现出复杂的箱体-升高座-套管振动模式。在此模式下，套管所经历的地震作用显著超过地面输入的地震动强度，这主要归因于变压器箱体及其升高座对地震波的显著放大效应。值得注意的是，这种放大效应不能简单地通过直接对地震输入信号乘以一个固定的放大系数来等效模拟，因为实际的动力学响应涉及更为复杂的振动机制和能量传递过程。首先，此类静态的方式无法准确模拟动力放大效应，其次关于放大系数的取值也有待进一步研究，例如在 Ers 与 Saade 通过有限元分析研究其抗震性能，经过研究得出以下结论：变压器箱体顶壁刚度小的特点会放大套管的实际放大作用，因此存在超过规范失效限值的风险^[44]。因此一些学者通过将将变压器套管直接安装到箱体上进行振动台试验和有限元仿真分析以更加准确研究其抗震性能。

Bellorini & Bettinali et al. (1998)^[45]前往现场采用人工锤击法对 230kV 变压器-套管系统进行了研究，获取套管自振频率和阻尼比，揭示了变压器-套管体系的动力特性以及变压器箱体、升高座与套管自身的地震放大效应。Villaverde & Pardoen et al. (1999, 2001)^[45,46]采用类似方法，测得不同电压等级套管自振频率 3Hz 和 6Hz，阻尼比均为 3%左右。Filiatrault 和 Matt 则全面开展变压器深

层影响机理的相关研究并进行有关变压器-套管体系振动台试验, 研究发现变压器顶盖的柔度严重降低了套管的固有频率, 进而导致套管产生很大位移^[47,48]。

2009 年, 梅柳等人通过有限元分析放大系数与场地类别之间的关系^[50]。2011 年, 曹枚根^[51,52]对一台试验用 500kV 单相变压器进行了振动台试验研究, 发现了升高座及套管自身的放大作用是导致套管破坏的重要原因。该变压器总重约为 45t, 配有 500kV 和 220kV 套管。研究表明, 220kV 和 500kV 套管的基本频率分别为 4.8Hz 和 3.67Hz; 油箱的加速度放大系数不超过 1.5, 而升高座的放大系数远大于 2.0, 套管的放大系数接近于 10.0。谢强等针对变压器套管体系进行了振动台试验和有限元仿真的研究, 发现箱体局部刚度对基本频率影响较大且升高座根部由于箱壁柔性而出现了摆动的振动模式并因此放大了地震响应^[53,54]。此外还发现了套管与升高座间的耦合振动效应, 探究影响变压器套管体系抗震性能的因素^[55,56]。2023 年, 李晓璇通过建立理论模型研究发现升高座根部转动刚度相较于套管根部转动刚度对套管地震响应的影响更加显著^[57]。

1.2.2 变压器抗震设计方法（规范）

美国在上世纪 50 年代对变电站设计规程进行全面研究, 建立了在设备的重心处沿水平方向施加 20%的设备重力的抗震静力设计标准, 大大改善了变压器及一些支柱类设备的抗震性能^[58]。1971 年美国圣费尔南多地震后, 人们意识到像圣费尔南多地震这样的地震, 这种静力设计方法无法满足电力设备抗震需求, 随后美国于 1984 年出版了变电站抗震设计推荐准则, 并在后续 20 年内两次进行了修订^[59]。在同一时期日本也针对变电设备的抗震性能进行研究, 日本电气协会于 1980 年出版了《变电所电气设备抗震对策指南》^[60]。国际电工协会 (IEC) 于 1996 年颁布了套管抗震性能评定标准 IEC TS 61463, 于 2000 年进行了修订。IEC 61463^[61]套管抗震性能评定技术标准, 在无法准确得到具体部件反应谱的情况下, 定向提出三种替代方法以完成对套管抗震性能的评估, 另外还给出了每种方法的操作准则。

我国电网建设和高压电气设备大范围的投入使用比较晚, 电力设备抗震研究起步也较晚。我国于上世纪末正式颁布了《电力设施抗震设计规范》(GB 50260-96), 并根据实际地震震害情况进行补充修订^[62]。规范指出箱体自振动力放大效应应当在进行抗震设计中重点考虑, 并建议采用 2.0 作为动力响应放大系数。规范还明确了变压器的抗震测试要求, 即仅对套管进行测试, 并将测试结果乘以变压器本体的动力响应放大系数。此外, 《特高压电气设备抗震设计及装置安装与维护技术规程》(Q/GDW 11132-2013)^[63]制定了特高压电气设备的抗

震设防目标及设防水准和抗震设计标准谱；规定了特高压电气设备连接处的弯曲刚度系数；确定了影响特高压电气设备支架动力放大响应的相关影响因素，提出了一定限制条件下的支架动力放大系数取值范围；确定了特高压电气设备抗震评估方法。

目前，一个显著的问题是，工程实践中所采纳的设计方法和标准并未与电力设备抗震性能研究的最新进展保持同步，许多前沿的研究成果尚未能有效地转化为实际工程应用。为了应对这一挑战，近年来，国内部分学者专注于大型变压器抗震设计及方法的研究，以期能够提升设计的科学性和有效性。邱宁等明确了交流电器设备抗震试验技术，提出了抗震性能计算分析方法并对电气设备研究进行了归纳、分析、展望^[64]。程永峰等人通过理论分析与数值仿真分析进行研究，提出了适用于特高压电气设备抗震试验的地震加速度反应谱^[65]。除了从一般的结构方向出发，许多学者以变压器-套管体系为研究对象进行了易损性研究发现抗震薄弱环节并给出设计建议^[66-70]。此外一些学者结合经济效益和电气性能做了相关研究^[71,72]，并逐步将抗震韧性引入电力设备抗震设计中，例如谢强等^[73,74]提出一种特高压换流站换流变体系抗震韧性评估方法，给出与换流变体系状态相关的换流站功能状态函数。了解地震作用下电力设施抗震性能的重要性不言而喻，震后的设备性能的评估也相同重要，一些学者以此为出发点进行研究^[75-77]。例如朱旺等提出降维-岭回归模型，是一种可以在短时间内预测出空气侧瓷套底部应力峰值的震后力学性能快速评估模型。

1.3 大型变压器减隔震研究

1.3.1 大型变压器减震研究

为了有效地减轻对变压器套管的地震影响，常见的策略包括对变压器箱体进行结构加固或进行设计优化，旨在降低箱体柔性引起的外振以及提高的座摆效应，进而减少地震对套管的放大作用。黄忠邦在 1994 年的研究中探讨了变压器抗震强化的多种方案，提出了基本加固原则^[78]。2018 年，谢强等采用钢板对变压器进行加固，显著降低了套管的地震响应，在此基础上进一步落实布置方案^[79,80]。Bender 等通过有限元分析方法（Fintie element Method）发现对套管及升高座采取加固措施不一定能够降低地震响应，这取决于基频于箱体自振频率之间的比值，若两者比值为 1 左右时，反而加固措施会放大地震响应；而当比值远小于 1 时则可以显著降低地震响应^[81,82]。谢强等建立理论模型并提出了变

压器-套管体系抗震支撑加固理论和优化布置方法^[83]。

尽管一些减震装置，如钢丝绳阻尼器、液压型阻尼器等，已被验证在换流阀、避雷器等电气设备上具有优越的应用前景^[84-92]。但是针对变压器设备，因为其结构及功能上的不同，无法附加减震装置以满足其抗震需求。而基底隔震技术通过对变压器底部基础进行改造，避免了对变压器本体进行复杂干预，同时也更易被电力行业接受，成为研究的重点方向。

1.3.2 大型变压器隔震研究

大型变压器隔震研究由国外学者首先开展，最初 1984 年 Fujita 等采用叠层橡胶支座对变压器进行改造并通过试验研究验证隔震效果^[93,94]。Suzuki 等研究者通过对两台额定电压分别为 154 kV 和 275 kV 的变压器应用滑动隔震技术，并通过振动台试验进行了分析，结果显示显著降低套管在地震中的响应^[95]。Murota 设计了两种隔震系统，为了验证这两种隔震系统的效率，并进行了安装隔震支座后的变压器等代模型振动台试验，如图 1.8 所示。此外，他还建立了这两种隔震系统的简化分析模型，以便进行更深入的研究和分析^[96,97]。



图 1.8 变压器-套管体系模型隔震振动台试验示意图

Oikonomou K 等学者采用两种隔震方式对变压器-套管体系进行了振动台试验^[98]，如图 1.9 所示。然而，该研究无法充分考虑箱壁及升高座可能带来的影响，即箱壁的因柔性特征引起的放大作用。Kong 提出一种将摩擦摆与钢丝绳阻尼器组合的隔震支座，并通过振动台试验研究高压电气设备抗震性能^[99]，试验结果表明采用该新型隔震支座可显著降低套管的地震响应^[100]。

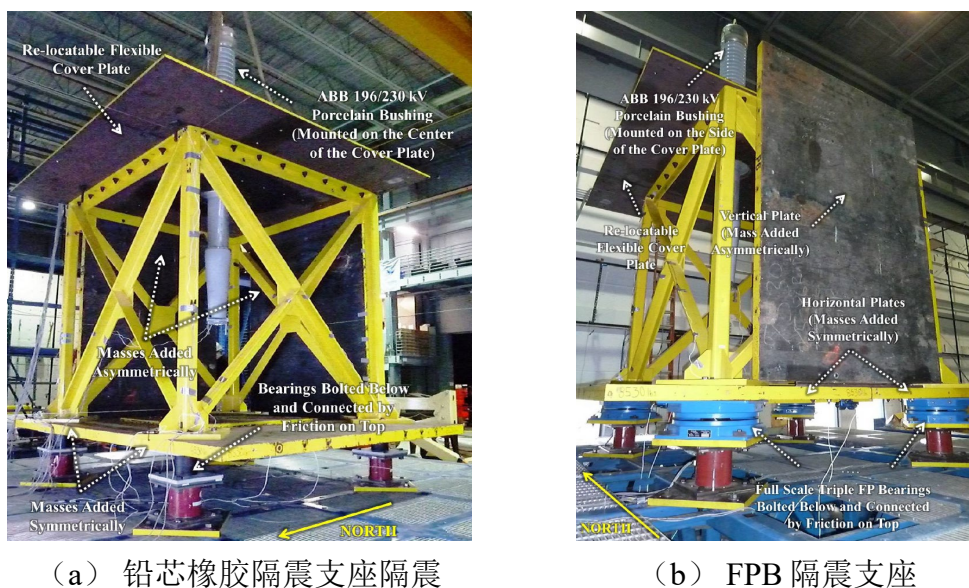


图 1.9 振动台试验现场图

国内研究部分：曹枚根等人基于实际变压器参数，构建了变压器-套管体系的试验模型，并在其中安装了 220 kV 和 500 kV 的真实套管，进行两种隔震系统评估。结果表明该复合隔震系统显著降低了变压器及其套管的地震响应，从而提高了整体结构的抗震性能。然而试验中发现，套管的顶部位移偏大，这一现象主要是由于该隔震系统的阻尼耗能能力不足所导致^[101-103]。谢强等对变压器-套管模型分别采用橡胶支座和摩擦摆支座进行了振动台试验研究。结果表明叠层橡胶支座和滑移支座组成的复合隔震系统以及摩擦摆支座都有效减小变压器箱体的放大效应^[104,105]。

特高压设备方面，程永锋等人采用一种铅芯橡胶支座进行隔震研究，通过试验研究发现套管应变响应也显著降低^[106]。李晓璇对大型变压器进行基隔震设计，并建立了整体的动力模型，通过试验验证了理论的有效性，并在此基础上对复摩擦摆半径及摩擦系数等参数进行了优化^[57]。

1.4 三维隔震基底隔震研究

1.4.1 竖向地震作用

关于地震作用对地上结构的影响，由于地震台记录的地震动数据显示水平地震分量大于竖向，因此学者们曾经一段时间认为竖向地震作用较小可以忽略不计，而水平地震分量起决定作用。例如，我国《建筑抗震设计规范》规定该比例为 0.65^[107]，美国《统一建筑规范》(UBC97)中规定略高于我国^[108]。近年

来, 在断层范围内获得了更多地震动记录, 显示部分地震动竖向加速度和水平加速度峰值相近。例如, 上世纪末美国 Northridge 地震中首次记录了史无前例的竖向加速度峰值, 超过水平加速度峰值的 79%, 并且记录到了竖向地震动对混凝土建筑结构的严重影响^[109]。1995 年日本 Kobe 地震中, 台站记录到的竖向地震动时程曲线峰值超过水平向的一倍^[110]。1999 年中国台湾省集集地震中出现明显的竖向地震动痕迹^[111,112], 根据采集到的地震动记录, 竖向反应谱与水平向反应谱比值都大于 2/3, 特别在短周期和长周期段该比值甚至大于 1。2008 年我国的汶川地震中, 在记录到 9 条地震动, 其竖向加速度分量与水平加速度分量之比的平均值大于 2/3, 最大值为 1.2^[113]。2011 年发生于新西兰 6.3 级地震中, 最大水平加速度约为最大竖向加速度的 62%。

可见在近断层附近发生的地震中, 现有规范规定竖向分量按水平分量的 65% 是不合适的, 许多学者针对竖向与水平反应谱进行了统计分析和研究^[114-117]。其中, 贾俊峰、欧进萍等^[118]发现在距断层 20km 内的近断层区域具有较大的竖向与水平加速度反应谱比值, 在近断层区域的结构抗震设计中应充分考虑竖向地震动的影响。同时, 在近断层附近的地震中更大不仅对一般结构而且对隔震结构也常常造成更严重的破坏和影响。例如, Khoshnudian 等人^[119]研究发现竖向地震分量对结构的轴力、柱的局部隆起、结构的倾覆力矩和梁的剪力等反应有显著影响。Yang 等人^[120]研究发现强烈的竖向地震荷载会使桥梁的梁与支座接触时发生分离, 从而产生竖向冲击因此显著改变桥梁结构的地震反应, 并可能对桥梁构件造成严重的破坏。隔震结构方面, Loghman 等人^[121]研究发现对于小周期 (小于 0.6s) 的上部结构, 忽略地震的竖向分量会导致结构基底剪力的低估, 这一误差高达 29.5%。综上, 针对电力变压器这类重要设备, 我们应充分考虑竖向地震动带来的影响, 尤其在近断层 0-60km 区域内。加之我国能源分布特点导致我国大型变电站主要分布在西南地区, 而大部分地区处在近断层区域内, 因此有必要探究竖向地震动对电力设备的影响。

1.4.2 大型变压器三维减隔震研究

正如上一小结所述, 部分地区常常记录到不可忽视的竖向地震动对结构造成极为严重的破坏, 诸如近断层附近的地震动还具有脉冲及长周期震动的特点^[122]。然而, 当前多数隔震耗能技术的应用主要集中在水平方向上, 竖向隔震技术的开发则相对滞后。这一现象源于两方面主要因素: 首先, 传统认识普遍认为竖向地震作用相比水平地震作用而言较小, 并且认为结构在竖向具有足够的承载冗余, 通常不会造成结构性能的显著下降; 其次, 实现竖向隔震的装置需

具备极高的竖向承载能力以支撑上部结构的自重，而隔震技术的核心要求之一则是具备较小的隔震刚度，这两者之间形成了显著的矛盾。因此，竖向及三维隔震技术的研究与发展相较于水平隔震技术显得较为滞后。针对这些问题，Yabana 等^[123]设计一种叠层厚橡胶支座三维隔震装置，该设计不仅巧妙地解决了支座在经历显著剪切变形时可能面临的竖向稳定性挑战，同时也显著减轻了因橡胶层加厚而带来的硫化加工复杂性和难度。2003 年，Suhara 等^[124]提出一种新型空气弹簧橡胶垫三维隔震装置。在国内，唐家祥等通过开启了我国建筑三维隔震研究的先例，提出降低竖向刚度解决隔震问题。熊世树等^[125-130]提出多种碟形弹簧三维隔震支座。张永山等^[131]为了避免碟簧倾覆破坏进行了一系列问题研究，提出一种抗倾覆性的三维隔震支座。欧进萍等^[132]将碟簧与阻尼器串联碟以提升支座的耗能能力和稳定性。2022 年，Cimellaro 等^[133]人提出使用垂直负刚度装置的三维隔震支座，并进行数值模拟，证明了该组合体系在降低竖向加速度的同时，能够利用橡胶支座的固有阻尼使竖向位移同时得到控制，但设计概念过于复杂，NSD 装置内力过大，长周期地震作用下响应放大等。

由于三维隔震支座的滞后性，以及电力设备的特殊结构和特殊运作需求，目前国内外在变压器的三维隔震研究上存在不足，仅少量学者进行了有突破性的研究。Lee 与 Constantinou 等^[134]提出一种三维隔震支座，由摩擦摆支座和弹簧及阻尼器串联而成。进一步为了获取竖向隔震参数，通过有限元数值仿真进行计算，并基于以上结果进行了振动台试验研究如图 1.10 所示。试验结果证明了通过将水平向隔震单元和竖向隔震单元串联的三维隔震支座的优越性，解决了因竖向影响水平方向隔离系统有效性的问题。但该研究模拟以及振动台试验仍通过等代钢支架模拟变压器箱体，无法充分考虑箱体带来的放大效应。王志远等^[135]提出了一种新型隔震体系，采金属橡胶-摩擦摆实现水平方向隔震，非线性粘滞阻尼器与线性弹簧并联的方式组成隔震体系，并应用与变压器设备上，进行振动台试验，对比验证了三维隔震支座在电力设备上的优越性。然而该研究不足之处在于首先隔震支座过于复杂不利于实际应用，其次模拟方法无法准确反映支座的动态本构。

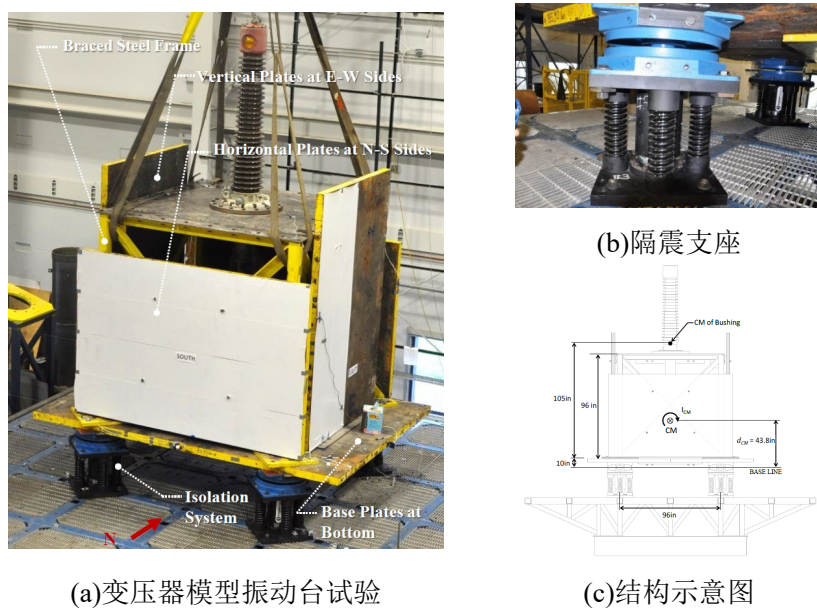


图 1.10 变压器三维隔震振动台试验

综上所述，三维隔震支座取得显著研究成果，并大量应用于工程实践。三维隔震支座在三个方向上具备良好的隔震效果备受关注。目前但由于电力设备尤其大型变压器的特殊性，目前仍缺乏针对大型变压器的成熟隔震技术，尤其是在三维隔震技术方面严重不足。

1.5 本文主要工作

基于目前的研究现状，对变压器抗震性能及影响机制、近断层地震动影响、三维减隔震体系地震响应分析进行研究，分析近断层对未隔震变压器及水平隔震变压器抗震性能影响，探究三维隔震支座对变压器地震响应降低的优越性，具体研究内容分为以下四个部分。

(1) 根据课题要求建立了带钢支座类 500kV 变压器的精细化有限元模型，并通过数值仿真计算得到了变压器的自振模态及地震响应，明确了抗震薄弱位置。在此基础上，我们研究了钢支座对变压器抗震性能的影响机制，初步揭示了振型耦合及新振型出现导致更多振型参与和引起箱壁振动是地震响应增大的主要原因。

(2) 选取近断层、远场及常用地震波作为地震激励，分析了特性不同的 3 组地震动作用下未隔震换流变压器以及水平隔震换流变压器的地震响应特点，并研究了近断层地震动对这两种结构抗震性能的影响以及水平隔震支座可靠性，以论证对于换流变压器设备采用三维隔震支座的必要性。

(3) 提出并设计了一种由复摩擦摆和碟簧组成的抗倾覆三维隔震支座，给出其构造设计并加工支座足尺三维隔震装置，并在水平向双折线及竖向三折线力学原理的基础上，对隔震支座的水平向复摩擦摆和竖向碟簧组进行了压剪试验研究，得到了该三维隔震支座的滞回性能特点。此外，建立了三维隔震支座的等效仿真分析模型，对三个方向的力学性能进行了数值模拟，并与实验结果进行了对比验证。

(4) 根据换流变压器实体模型设计了三维隔震支座力学参数及布置方式，并在变压器和三维隔震支座的基础上建立了变压器三维隔震体系的有限元仿真模型。通过数值计算得到了采用本文提出的三维隔震支座后变压器的地震响应特点，并分析了三维隔震支座的隔震效率。对比三维隔震支座和水平隔震支座在水平向和竖向的隔震效果，论证三维隔震支座的优越性。

第 2 章 带钢支座 500kV 变压器抗震性能

2.1 引言

正如上一章震害情况所述，在近年来国内外多次地震中大型变压器表现出较高的易损性。震害调查表明，对于采用锚固式和基础连接的变压器中，高压瓷套管发生大量破坏，是整个变压器的抗震薄弱环节。鉴于套管是通过升高座与箱体相连的，要深入理解瓷质套管在地震作用下的动力特性，就必须考虑下部结构的影响。因此，我们应将套管-升高座以及箱体进行整体性研究。此外，油枕、散热器也有一定程度和数量的破坏。

针对以上问题，通过采用隔震装置缓解震害是目前有效的措施之一，因此有必要首先针对变压器抗震性能进行研究。然而由于大型变压器体型巨大且构造复杂，且造价高昂难以通过对真型变压器进行振动台实验来获得我们感兴趣的相关数据。因此，利用精细化有限元仿真来获取其在强震作用下的地震响应并分析变压器-套管体系的地震破坏机理是最为可行的方法。

本章选取我国四川地区某输电工程中的 500kV 三相一体变压器为实例，根据实际结构尺寸建立精细化有限元模型，对其开展了模态分析获得其基本振型及自振频率并分析其动力特性。同时输入地震波得到变压器地震响应，并对比并根据有限元分析结果初步揭示变压器-套管体系的地震响应机制。

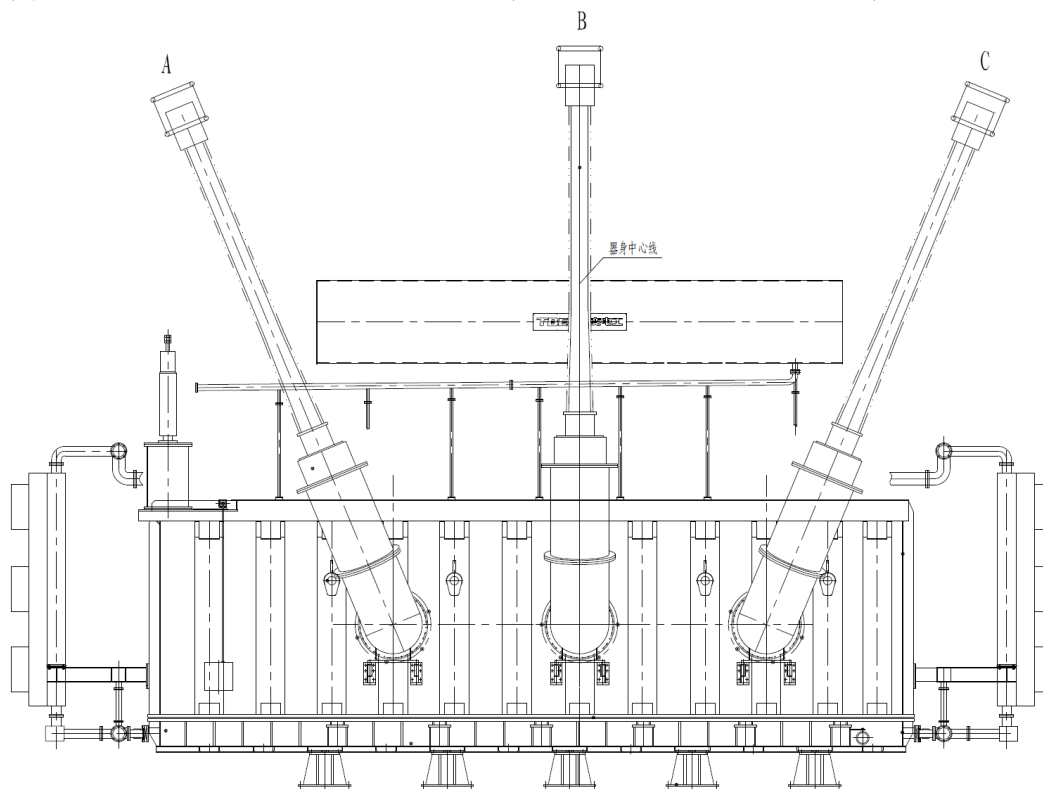
2.2 500kV 变压器简介及参数

本节选用西南地区在运行变电站内一台 500kV 三相一体变压器为研究对象，根据实际尺寸及参数进行精细化有限元建模。该三相变压器型号为 03FPS-JT-1000000/500，额定容量为 1000000/1000000/300000kVA，现场实物图如图 2.1 所示。变压器主要部件包括套管、升高座、油枕及散热器等，而辅助构件如呼吸器、油位指示器、温度计、冷却系统和保护装置等，虽然质量相对较小，但在结构上属于非关键性部分。在进行仿真建模分析时，为了简化计算和提高效率，这些非结构性构件并不会被直接建模，而是通过在模型相应位置施加附加质量来模拟它们的影响。通过仿真模型我们可以获取动力特性，且有限元模型能够有效反映真实结构的动力响应。

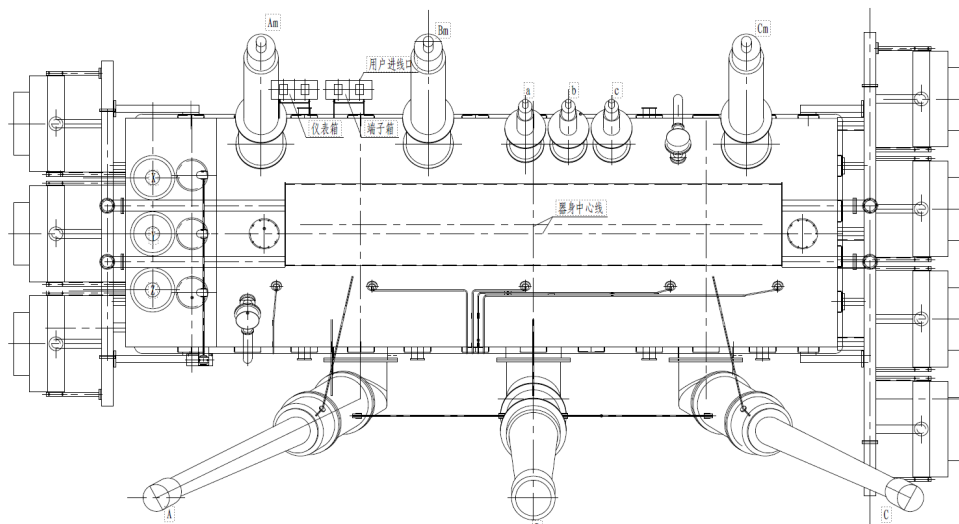


图 2.1 500 kV 三相一体变压器实物图

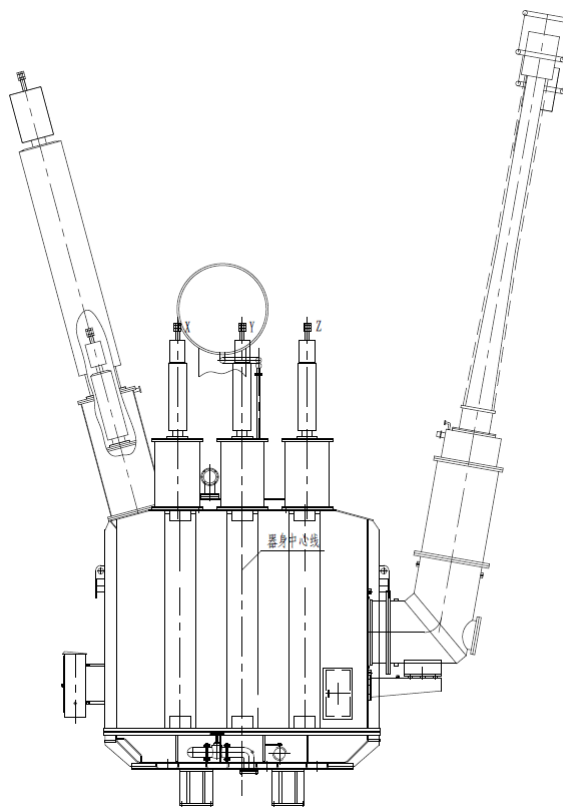
该变压器由 500kV 套管、升高座、钢支座、油枕、散热器以及其他部件构成。其中，油枕放置在变压器箱体顶部的支架上，散热器通过支架固定在箱体侧壁上；套管按等级分为高压、中压、低压，高压套管通过 L 型升高座固定在箱体侧壁上，中低压也安装在相应的升高座上。变压器安装三视图见图 2.2。



(a)变压器正视图



(b)变压器俯视图



(c)变压器侧视图

图 2.2 三视图

(1) 变压器箱体、钢支座及铁芯绕组

变压器箱体为长 $\times$ 宽 $\times$ 高为 $12.73 \times 4.44 \times 4.22\text{m}$ 的矩形箱体。变压器箱体通过钢板焊接而成，材料均为 Q235A 钢板，其中箱体底部和顶盖及侧壁厚度均为 16mm。铁芯绕组长 $\times$ 宽 $\times$ 高为 $8 \times 2.78 \times 3.58\text{m}$ ，铁芯用硅钢片胶合，材料为硅钢。钢支座高 580mm，上板和下板宽分别为 600 和 900mm，材料采用 Q235 钢板。

(2) 套管

这台 500kV 变压器配置了 12 根套管，这些套管根据电压级别的不同被划分为高压侧、中压侧、低压侧和中性点四类；每一电压等级的套管各三根。其中三根高压侧套管长度为 8.48m，外径为 0.52m；三根中压及低压套管分别安装在箱体顶壁斜向伸出的升高座上，中压套管长度为 3.7m，外径 0.7m，低压套管长度为 1.05m，外径为 0.34m；三根中性点套管安装在靠近三组页扇叶一侧的顶壁垂直伸出的升高座上，其长度为 1.45m，外径为 0.28m。套管材料均为高强陶瓷。

(3) 升高座

高压套管升高座水平向长 0.8m，竖向长度 3.05m，截面直径为 1m 的空心筒体；中压套管升高座长 1.83m，截面直径为 0.82m；低压套管升高座长 0.98m，截面直径为 0.57m；中性点套管升高座长 1m，截面直径为 0.7m。所用材料均为 Q235 钢。

(4) 法兰

各套管根部通过法兰与升高座相连，高 0.363m，底部外径 0.72m，内径 0.52m 的铝板，顶部外径 0.58m，内径 0.52m 的铝板。油枕及散热器油枕、散热器所用材料均为 Q235 钢。油枕为长 9m，截面直径为 1.45m 的圆筒体，两端由厚度为 0.01m 的圆钢板密封；变压器左右两侧分别布置由 3 个和四个扇叶组成。

材料参数如表 2.1 所示

表 2.1 各部件材料参数设置

材料	密度(kg/m ³)	强度/Mpa	泊松比	弹性模量/Gpa
Q235	7850	235	0.33	206
高强陶瓷	7500	50	0.3	80
铝	2700	110	0.3	70
硅钢	7650	210	0.28	200

该变压器总重量 581t，器身重量 332t，油重量 138t，每只散热器重 2.66t，每只高压套管重 2.3t，其余部件合计重 90.8t。

2.3 500kV 变压器有限元建模

本研究使用 ABAQUS2021 软件，根据 500kV 变压器各部件结构特点，选取适合的单元进行有限元建模及分析。

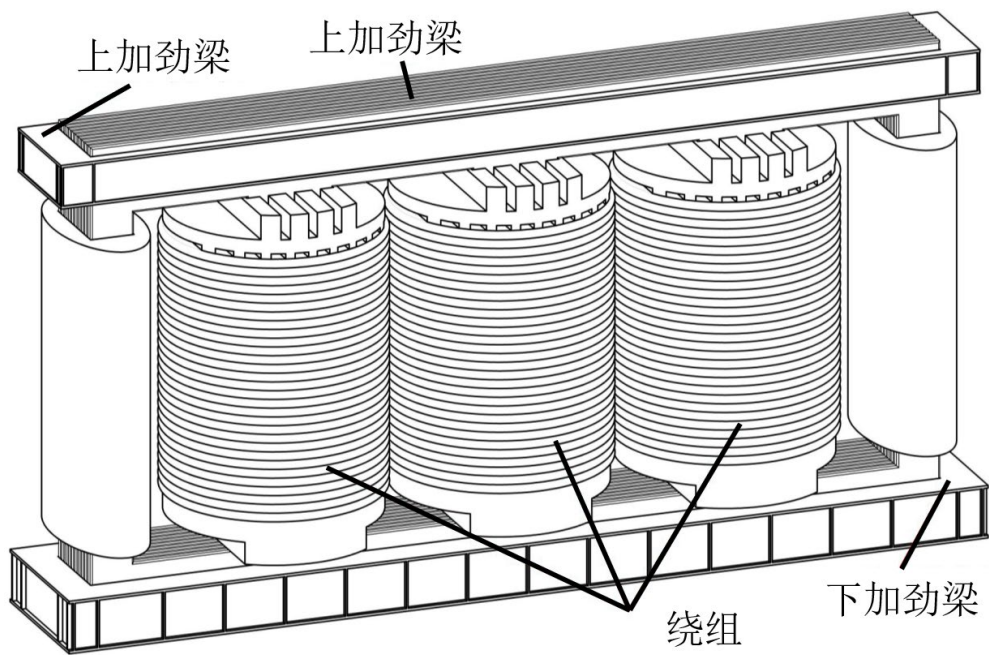


图 2.3 变压器铁芯绕组结构示意图

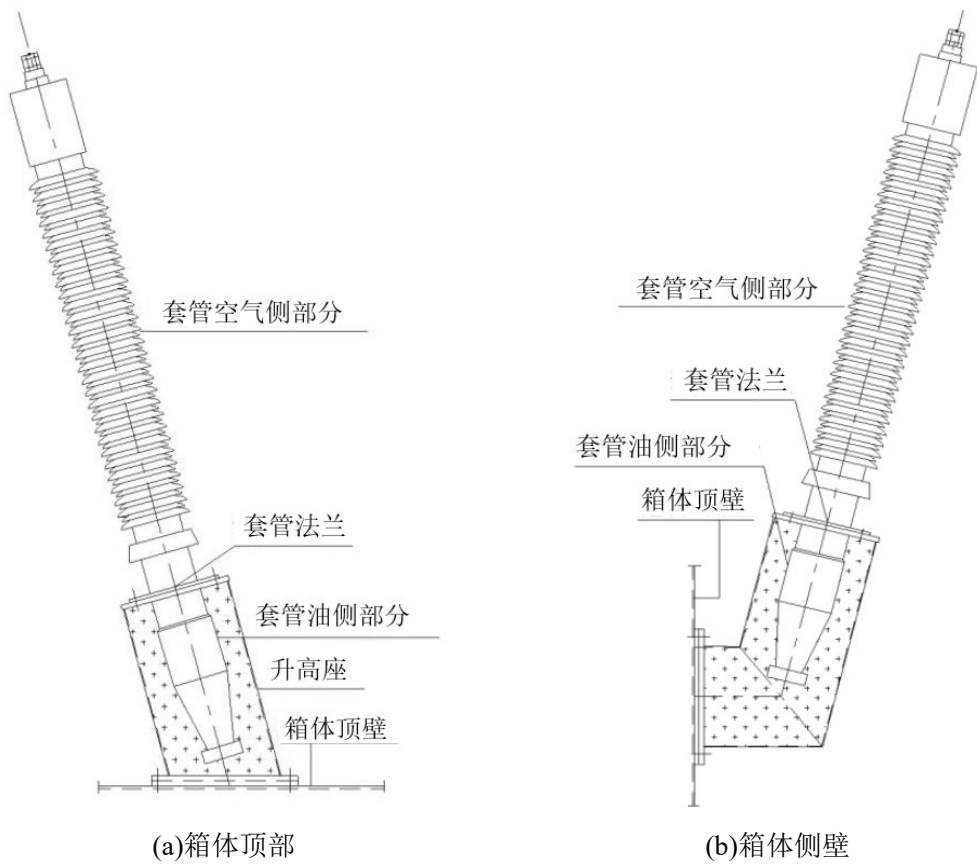


图 2.4 大变压器套管-升高座安装方式

箱体部件主要由不同规格的钢板焊接而成，符合板壳结构的典型特征，因

此选用壳(Shell)单元进行建模。而箱体内部装有变压器器身，箱体内充满变压器油。其中铁芯一般采用硅钢片紧密胶合，实心结构；线圈则由绝缘铜线组成缠绕再铁芯上，如图 2.3 所示。铁芯绕组通常与基础直接连接，对变压器地震响应的影响较小，因此器身部分采用实体进行建模。在当前的抗震分析领域，流固耦合效应尚未被纳入考量范畴。因此，本章的仿真研究将采用一种等效质量法来模拟变压器油的动态行为，具体方法是将变压器油的质量以等效的形式布置于箱壁内侧。此外为了增强箱壁的面外刚度，我们在箱壁外侧设置了由油槽钢构成的加劲肋结构。

套管作为变压器设备中最关键的组件，是抗震分析中的重中之重。套管由瓷质绝缘套、橡胶垫圈及连接法兰等组成，具体构造可参考图 1.4。套管一般通过法兰安装在升高座顶部，而升高座通过螺栓固定在箱体顶壁或侧壁上。套管属于长悬臂结构，采用真型瓷质套管，本章模型中采用壳(Shell)单元建模，并赋予陶瓷材料的强度及弹性模量等参数。常见大型变压器升高座和套管的安装形式主要有两种：第一，安装在箱体顶壁上；第二安装在箱体侧壁上，见图 2.4。这也是本文模型套管和升高座的安装方式，中压套管以图(a)的形式安装在箱体顶部，其中高压套管以图(b)的形式安装在箱体侧壁上。

升高座和油枕是空心筒体，由薄壁钢板焊接而成。曾有学者进行研究发现，梁单元无法充分考虑这些部件实际中发生的局部变形，进而造成模型刚度与实际结构刚度不符^[136]。因此本章采用壳(Shell)单元进行模拟，可以精确模拟结构的真实动力特性。

对于散热器，尽管有部分研究发现散热器对变压器套管的影响较低，但为了模拟变压器设备最真实的情况，本文采用壳(Shell)单元进行模拟。散热器部件与箱体之间分别在箱体顶部及侧壁通过连接件连接。

箱体侧壁加劲肋由薄壁钢板焊接而成，在实际变压器中用于提高箱体侧壁的面外刚度。该单元选用壳(Shell)单元进行模拟，变压器各部件之间均为刚性连接，有限元中采用 Tie 连接模拟。根据上述有限元建模方案、建模单元及连接方式等，得到带钢支座的 500kV 三相一体变压器有限元模型如图 2.5 所示。

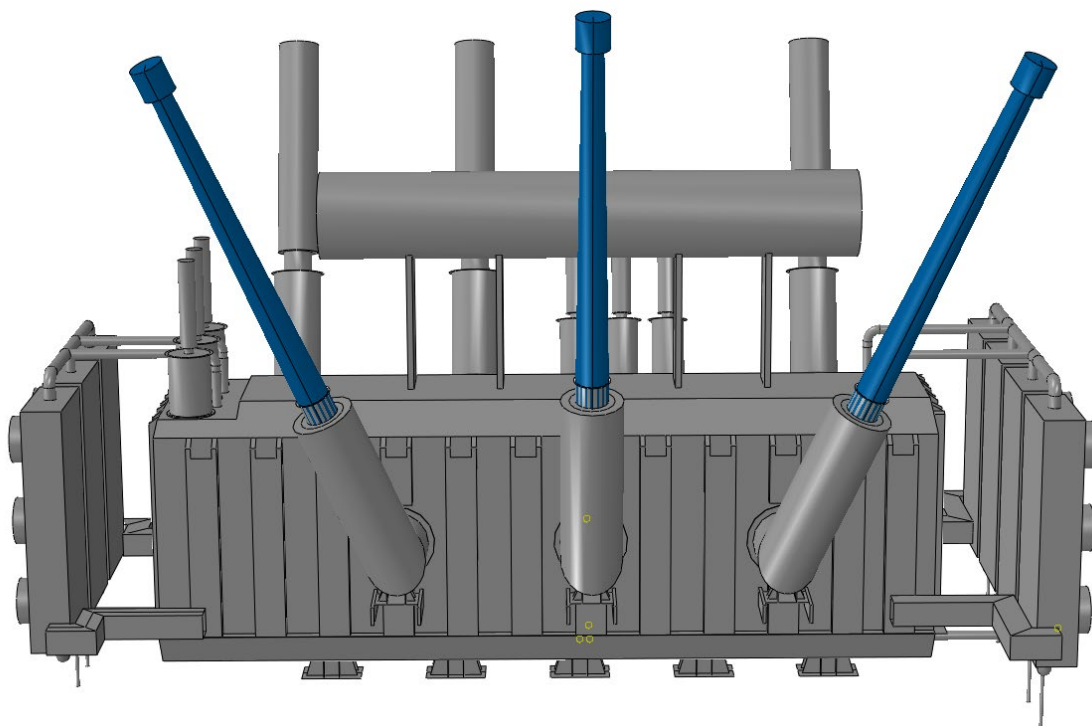


图 2.5 仿真 500kV 三相一体变压器

2.4 结构动力特性

2.4.1 模态分析

首先为验证本文采用壳（Shell）单元进行建模的电力变压器套管的合理性，首先对高压套管单体进行模态分析，得到高压套管一阶 X 向和 Y 向自振模态，各模态自振频率及振型图如图 2.6 所示。

在高压套管的振动特性研究方面，有学者通过振动台试验直接测量了特高压套管的自振频率，如表 2.2 所示。可见尺寸、质量等参数比较接近的 550kV 的一阶自振频率在 4Hz 左右。本节通过有限元数值计算得到的 500kV 高压套管第一阶 X 向和 Y 向自振频率均在相应的范围内，说明本文使用壳（Shell）单元简化建立的电力变压器套管模型是合理的。误差由于各类套管质量及长度尺寸有一些不同导致。

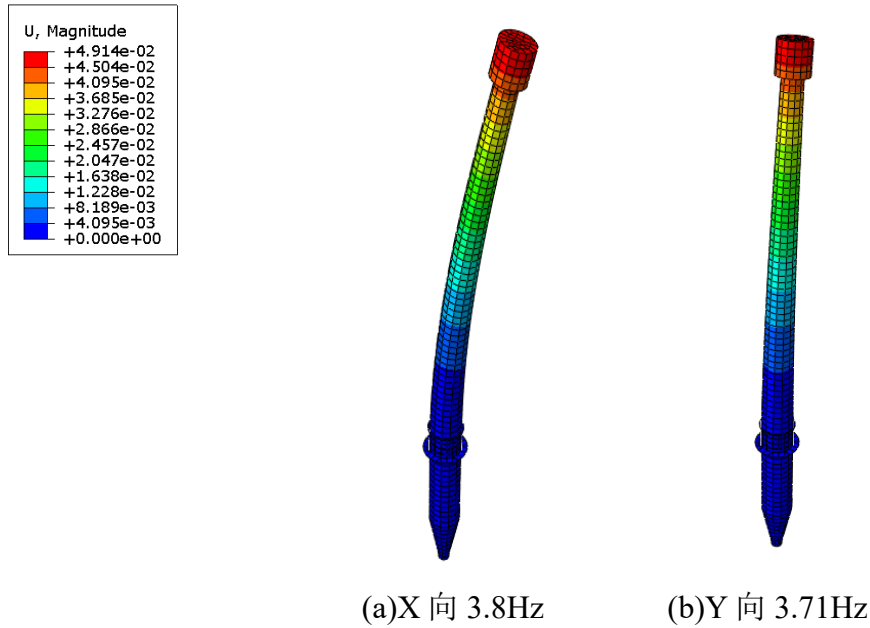


图 2.6 高压套管一阶模态

表 2.2 高压套管自振特性对比

电压等级	长度/m	质量/t	自振频率	
			X 向	Y 向
550kV ^[137]	7.7	1.78	4.31	4.14
500kV ^[138]	8.1	/	3.67	3.3
500kV（本文计算）	8.8	2.3	3.8	3.71

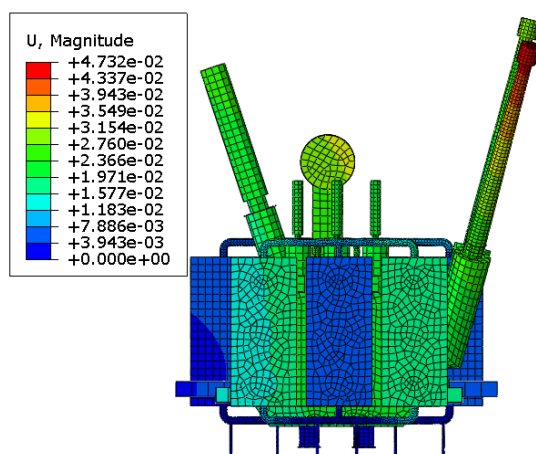
在进行带钢支座的 500kV 电力变压器整体模型的抗震性能评估时，我们采用了有限元数值计算方法进行模态分析。鉴于变压器结构构造复杂性，并且为满足在三个平动方向上累计的振型参与质量超过总质量的百分之九十，我们选择了计算前 300 阶模态作为分析的基础。这一方法能够更全面地反映变压器在地震作用下的动态响应特性，为后续的抗震设计和优化提供重要依据。前 300 阶模态的自振频率及振型描述如表 2.3 所示，图 2.7 则列出了前和地震动卓越频率重合的频率范围内各个模态的主要振型图。

表 2.3 500kV 变压器 1-10Hz 自振模态及描述

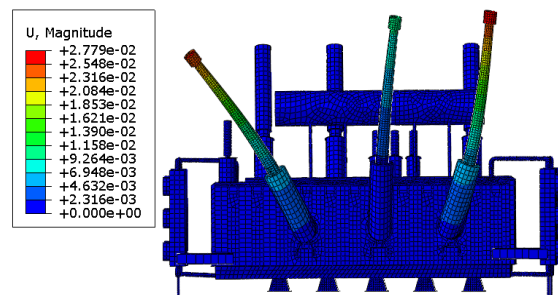
阶数	自振频率/Hz	振型描述	R _x /%	R _y /%	R _z /%
1-3	1.7-2.03	高压套管绕 Y 轴一阶弯曲	7.534%	0.267%	0.141%
4-7	2.28-2.6	高压套管绕 X 轴一阶弯曲	3.723%	1.626%	0.326%
8	3.07	中压套管及油枕绕 Y 轴一阶弯曲	0.000%	0.161%	0.864%
9-12	3.24-3.71	中压套管绕 X 轴一阶弯曲	0.502%	1.869%	9.909%
13-16	3.85-4.64	中压套管绕 Y 轴一阶弯曲	1.747%	1.513%	12.380%
17	6.59	油枕 Y 向平动	0.008%	0.018%	0.001%
18-20	7.79-7.94	高压套管绕 Y 轴二阶弯曲	0.003%	0.241%	0.721%
21	8.01	油枕扭转	0.002%	0.019%	0.017%
22-23	8.06-8.12	散热器 X 向平动	0.056%	0.237%	0.329%
24-27	8.25-8.63	高压套管绕 X 轴二阶弯曲	0.036%	0.137%	0.199%
28	8.95	箱体顶壁鼓曲	0.107%	0.001%	0.270%
29	10.63	低压套管 Y 向平动	0.000%	0.224%	0.000%
30-31	11.5-11.63	低压套管 X 向平动	0.197%	0.019%	0.012%
32-300	12.31-69.85	高阶振型	85.2311%	93.5299%	72.7281%
总计	/	/	99.15%	99.86%	97.90%

注: R_x、R_y、R_z分别为 X、Y、Z 三个平动方向各振型的累计参与质量与变压器总质量之比

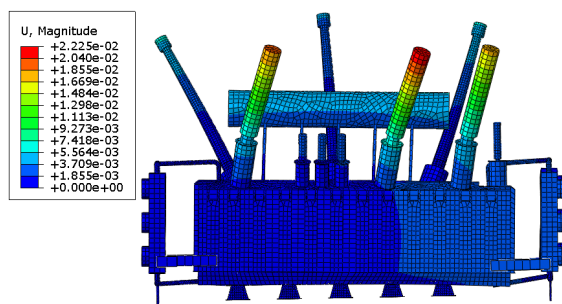
根据表 2.2 可知, 带钢支座 500kV 变压器-套管体系频率密集, 其中前 31 阶自振频率为 1.7Hz-11.63Hz, 和地震反应谱卓越周期对应的频率范围 (1~10Hz) 重合度较高, 在地震作用下会产生较大地震响应, 是研究重点关注的部分。中压套管及其对应的升高座一阶振型的频率为 3.85Hz~4.64Hz, 大于高压套管-升高座体系的一阶振型对应频率, 这主要因为高压套管具有更长的悬臂部分因此具有更柔的特性, 且由于箱体侧壁钢板厚度小于箱体顶部因此侧壁的面外刚度小于箱体顶壁。前 300 阶模态的累计振型参与系数均大于 90%吗, 在 X、Y、Z 平动方向最大累计振型参与质量占比分别为 99.15%、99.86%、97.90%, 因此前 300 阶模态可以满足计算要求。



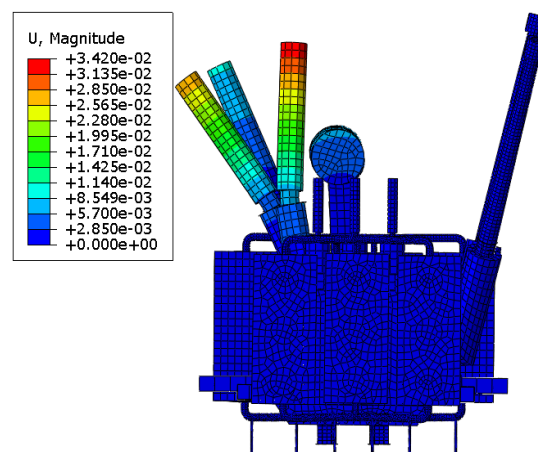
(a)A 套管 Y 轴一阶弯曲



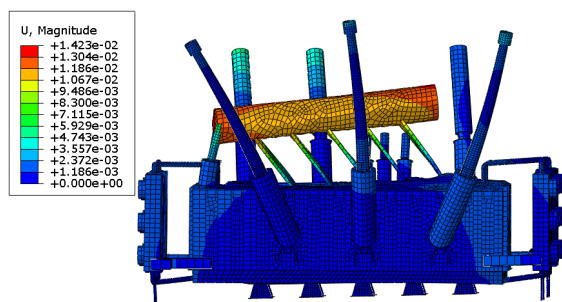
(b)A、C 套管 X 轴一阶弯曲



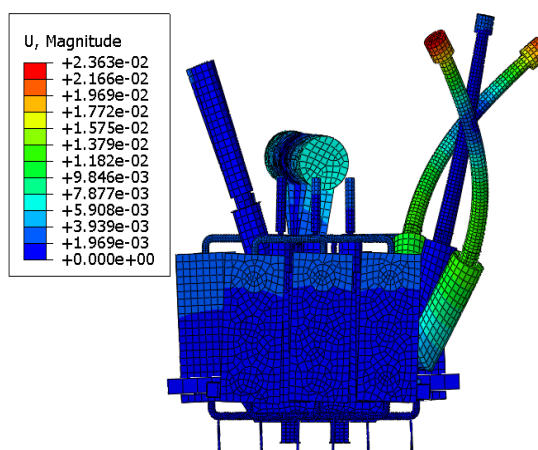
(c)中压套管绕 X 轴一阶弯曲



(d)中压套管绕 Y 轴一阶弯曲



(e)油枕 Y 向平动



(f)高压套管绕 Y 轴二阶弯曲

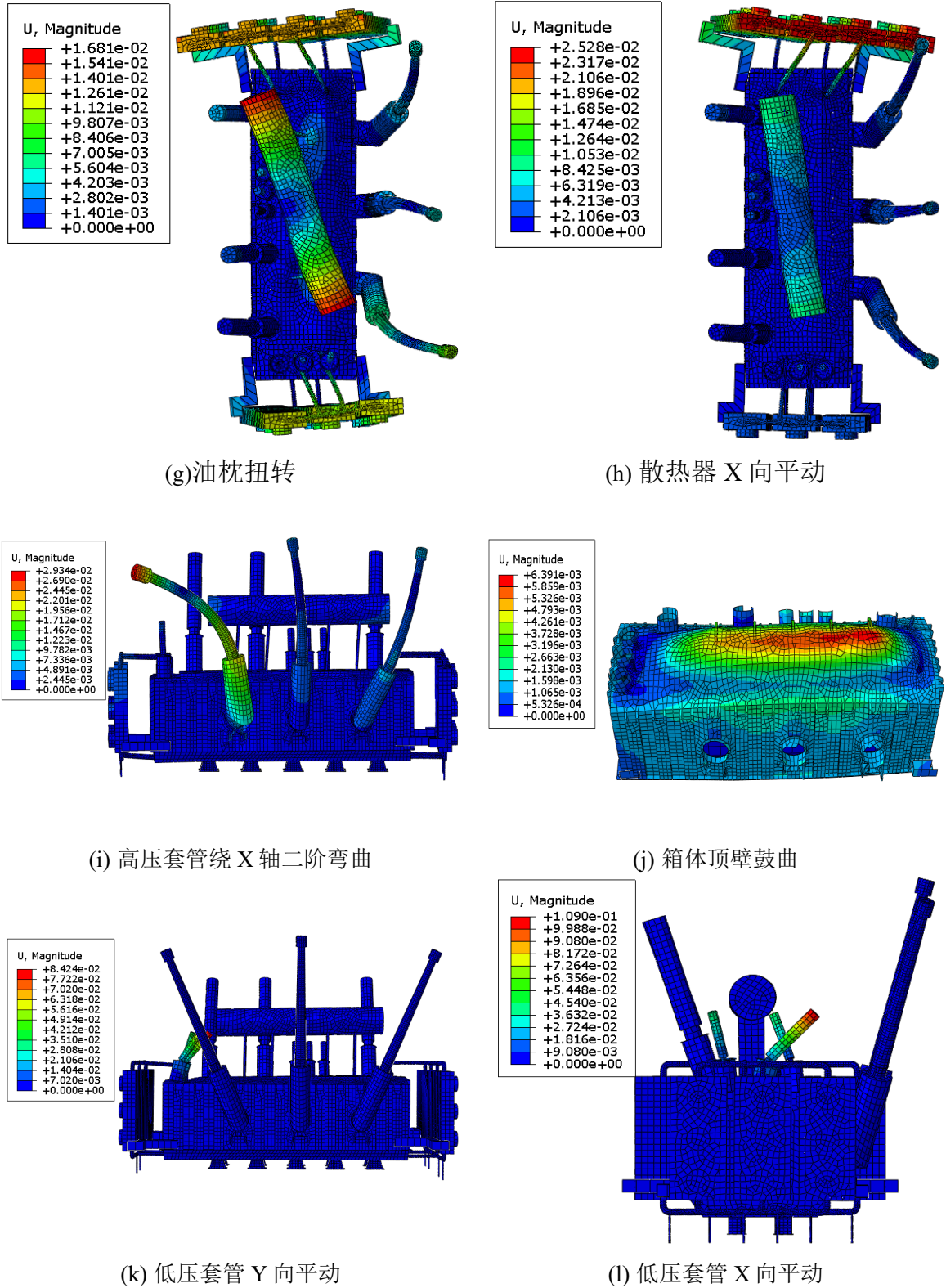


图 2.7 带钢支座的 500kV 电力变压器主要振型图

从图 2.7 可以看出，相比无钢支座变压器，带钢支座变压器中变压器-套管体系的振型出现更明显的耦合现象，具体表现为：A 套管发生绕 Y 轴弯曲的同时伴随着 B、C 套管也发生相近程度的绕 Y 轴弯曲；同样，在高压套管的第二

振型也有此现象，即有钢支座变压器高压套管 B 绕 Y 轴弯曲，伴随着 AC 套管发生相近程度的弯曲。此外，更为明显的耦合现象在高压套管发生二阶弯曲时也存在有钢支座变压器 A、B 套管同时发生二阶弯曲。

油枕振型分别为 Y 向平动和扭转振型，对应频率分别为 6.55Hz 和 8.01Hz，由于油枕没有电气功能的限制，因此可采取简单的加固措施进行改造以提升其抗震性能。散热器 X 向平动在第 22-23 阶振型出现，对应频率为 8.06-8.12Hz，由于其可以通过加固措施保证结构承载力，震损风险较低。值得注意的是由于钢支座的存在，带钢支座 500kV 变压器在 1~10Hz 内出现了箱体顶壁鼓曲的振型，频率为 8.95Hz。低压套管空气侧高度较低，抗弯刚度大，故其主要振型为绕对应升高座的整体转动，振动频率为 10.63~11.63Hz。

2.4.2 结构阻尼

在结构动力学领域，阻尼因素对于分析建筑物和其他结构在地震等动态荷载作用下的反应具有决定性的重要性。阻尼机制本质上是结构在运动状态中能量的耗散途径，其功能不限于缩减结构的振动振幅，更扩展至对结构动态行为的调控，进而增强结构的抗震能力。在对结构的地震反应进行评估时，阻尼参数的量化及其特性的理解成为预测结构动态性能的关键因素。

本文从实用角度出发，采用 Rayleigh 阻尼模型^[139]，其定义为：

$$C = \alpha M + \beta K \quad (2.1)$$

式中， M 为结构质量矩阵， K 为结构刚度矩阵， α 、 β 分别为 Rayleigh 质量阻尼和刚度阻尼系数，单位分别是 s^{-1} 和 s 。

各阶振型对应的 Rayleigh 阻尼比为：

$$\xi_n = \frac{\alpha}{2\omega_n} + \frac{\beta\omega_n}{2} \quad (2.2)$$

式中， ω_n 为第 n 阶振型的圆频率

变压器前两阶振型分别为，对应自振频率为 1.56Hz 和 1.95Hz。根据《电力设施抗震设计规范》^[62]（GB52060-2013）规定，取变压器阻尼比为 2%，计算可得到 $\alpha=0.2178$ ， $\beta=0.0018$ 。

2.5 地震响应分析

2.5.1 地震波输入选择

本文 500kV 三相一体变压器所在场地类别为 II 类场地，设计地震分组为第 3 组，特征周期为 0.45s。根据《电力设施抗震设计规范》^[22]（GB 50260）规定，采用 9 度抗震设防，设计基本地震加速度为 0.4g，特征周期为 0.5s。

根据《建筑抗震设计规范》（GB 50011）要求，为了更好评估变压器的地震响应以及考虑场地因素，选取七条地震波输入用于时程计算，其中包含两组人工模拟加速度时程曲线（人工波 1 国网、人工波 2 新松）和五组实际强震记录（按获取强震记录的台站分别命名为 ChiChi 波、Northridge 波、EI Centro 波、Kobe 波、八角波）。

国网波是根据 Landers 波修正得到，该人工波反应谱可以满足规范对于地震波的要求；新松波是根据 II 类场地的地震影响系数曲线拟合成的人工波，可以很好体现了 II 类场地上地震动的典型特征和动力效应；EI Centro 波、Taft 波、八角波是地震工程研究中常采用的三组典型 II 类场地地震波；Kobe 波和集集波分别是 1995 年日本神户地震和 1999 年台湾 ChiChi 地震中记录到的真实地震波，有利于分析近断层附近可能会受到竖向地震动竖向分量较大地震波作用的结构。7 组地震波三向是呈加速度曲线及反应谱曲线见图 2.8-2.14。由于大型变压器的自振周期不足 1s，因此对长周期成分的敏感度较低。在考虑地震动成分时，需要特别注意与其固有周期相近的部分。因此，在制作反应谱图时选择的周期范围为 1~3s。

七条地震波 X、Y、Z 三向按照 X:Y:Z=1: 0.85: 0.65 比例输入以获取关键部位的地震响应，其中主震方向（X 向）的加速度峰值为 0.4g。

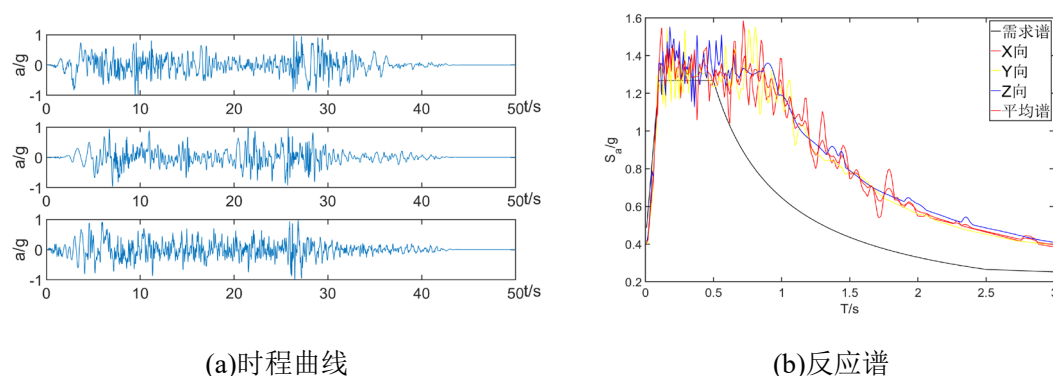


图 2.8 国网波加速度时程及反应谱

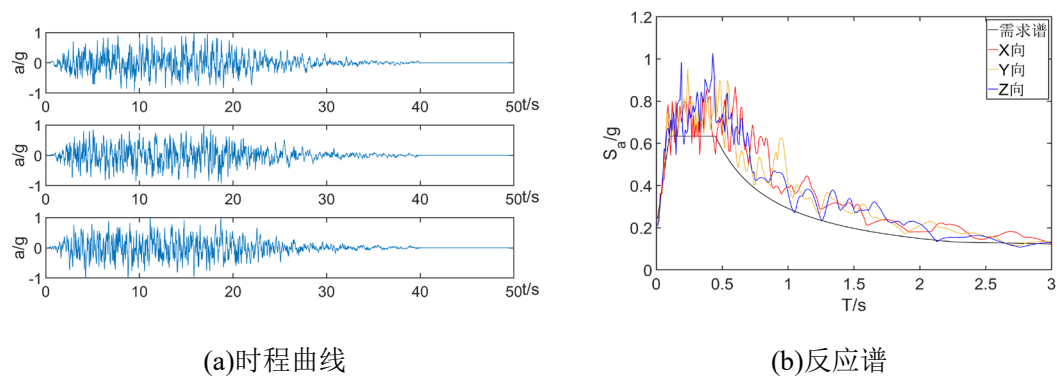


图 2.9 新松波加速度时程及反应谱

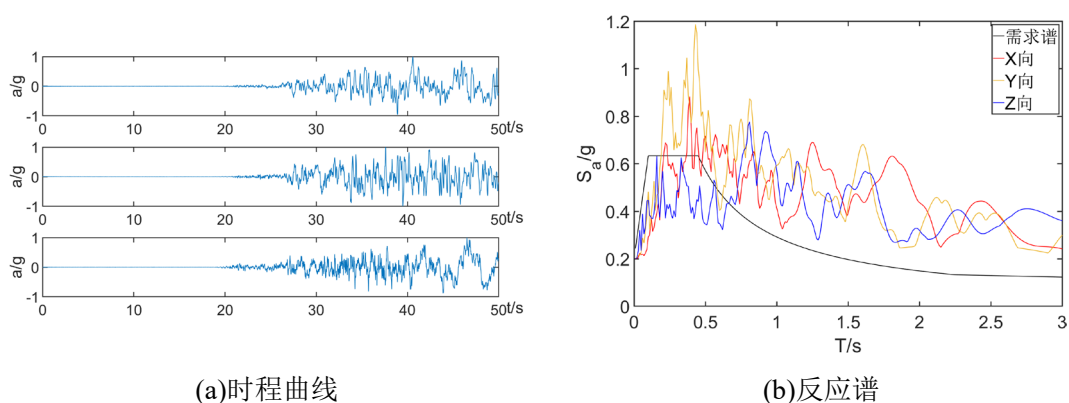


图 2.10 集集波加速度时程及反应谱

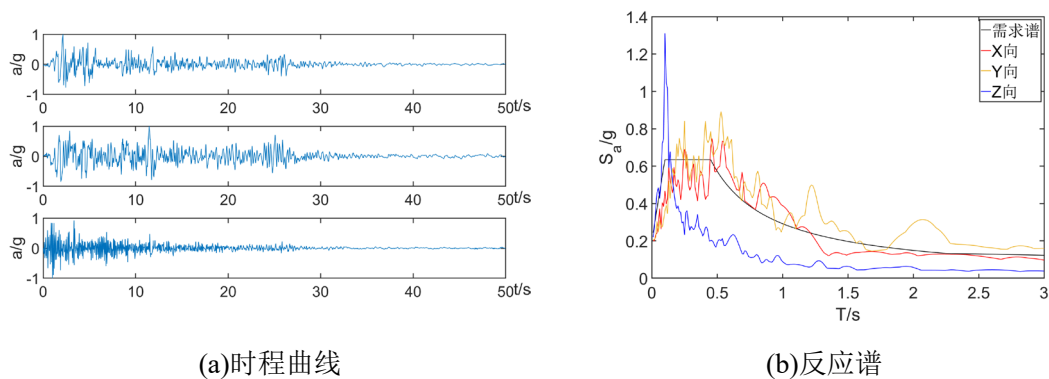


图 2.11 EI Centro 波加速度时程及反应谱

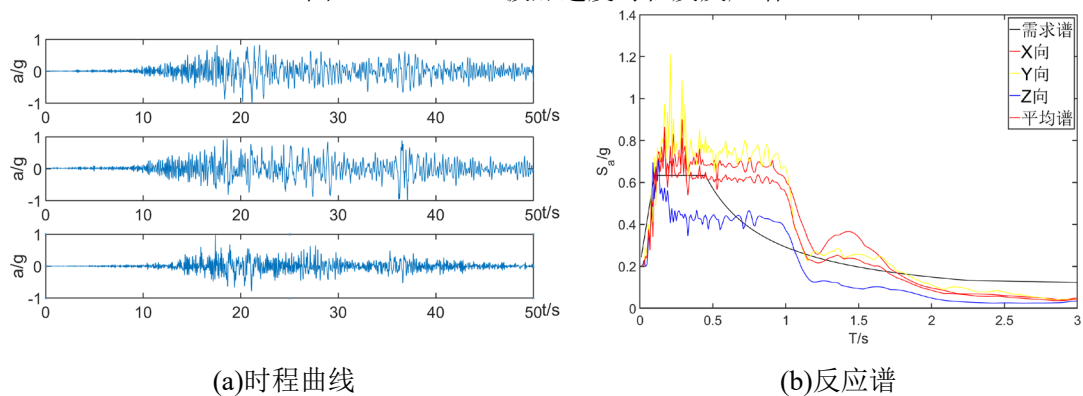


图 2.12 八角波加速度时程及反应谱

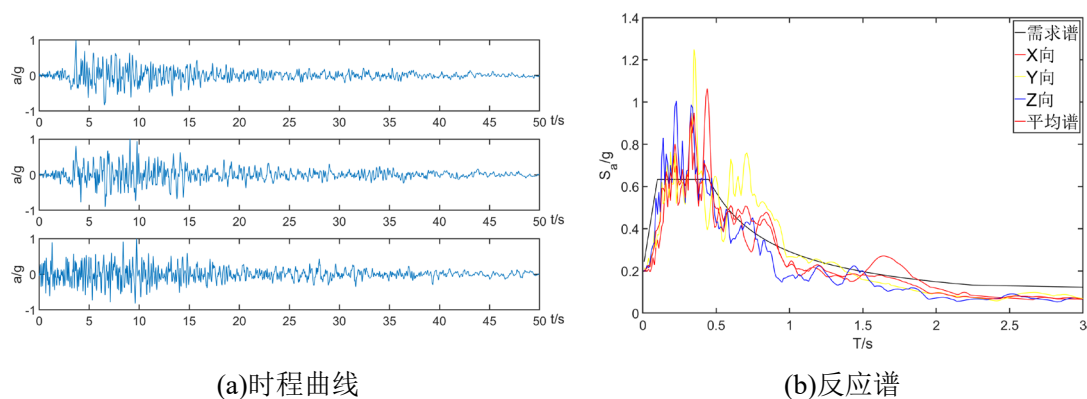


图 2.13 Taft 波加速度时程及反应谱

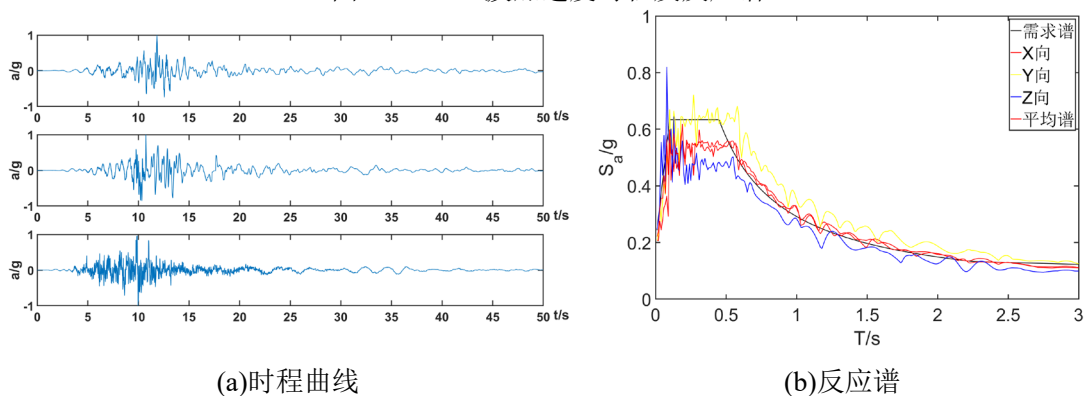


图 2.14 Kobe 波加速度时程及反应谱

注：三向加速度时程图从上到下依次是 X 向、Y 向、Z 向

7 组地震波平均反应谱及设计反应谱如图 2.15 所示，可见所选 7 组地震动在三个方向上的平均反应谱均在 0~6s 范围内可以良好吻合《电力设施抗震设计规范》规定的设计反应谱。

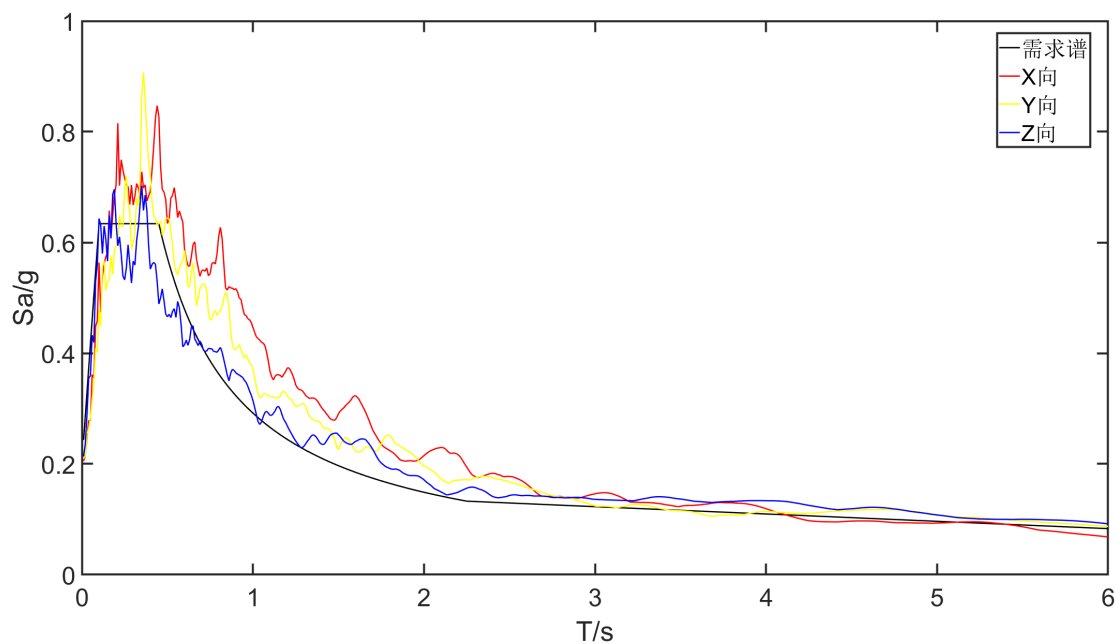


图 2.15 三向平均反应谱与需求谱

此外,《建筑抗震设计规范》(GB 50011)规定 7 组地震波的平均反应谱与规范地震影响系数在对应于结构主要振型的周期点上相差不大于 20%。表 2.4 给出了带钢支座的 500kV 变压器主要振型的周期点上平均反应谱与规范的对比。从表 2.4 可以看出三个方向上的反应谱与规范地震动响应系数相差均满足规范要求,因此所选的地震波符合规范要求。

表 2.4 Transformer 反应谱对比

自振周期/s	规范地震影响系数/g	反应谱/g			误差/%		
		X 向	Y 向	Z 向	X 向	Y 向	Z 向
0.12	0.63	0.538	0.558	0.580	-14.29	-11.11	-7.94
0.13	0.63	0.56	0.57	0.635	-11.11	-9.52	0.79
0.15	0.63	0.581	0.53	0.57	-7.94	-15.87	-9.52
0.22	0.63	0.703	0.649	0.610	11.11	3.17	-3.17
0.41	0.63	0.73	0.631	0.529	15.87	0.00	-15.87
0.49	0.58	0.678	0.644	0.471	17.24	12.07	-18.97
0.59	0.51	0.587	0.585	0.415	15.69	15.69	-17.65

2.5.2 套管根部应力响应

套管发生破坏时变压器在地震作用下的主要震害形式,对于本文的 500kV 三相一体变压器而言,升高座与高压套管两者全程 9.25m,且高压套管具材料强度较低等特点,加之其结构细长,因此在地震作用下会产生较大应力超过材料强度故存在较高的易损性。通过套管根部应力是我们最常用的判断依据。根据本文模型结构特点、动力特性以及相关设备的震害特点,高压套管和中压套管由于悬臂长度较大,地震作用下容易因根部弯矩较大发生破坏。提取高压、中压各三根套管根部应力响应见表 2.5,分析该变压器在地震作用下的性能及可能出现的破坏。由表 2.5 可知:

(1) 三根高压套管在七条地震动作用下其空气侧套管的平均峰值应力响应均超过材料极限强度,计算其安全系数分别为: 0.6、0.67、0.66。因此带钢支座的变压器高压套管在 PGA=0.4g 的地震动作用下存在极大的破坏风险。然而安装在箱体顶板的中压套管的根部平均峰值应力均小于极限强度 50Mpa,在 PGA=0.4g 地震动作用下破坏概况较低。

(2) 对于常规的 500kV 变压器抗震性能,部分学者已经展开过一定研究^[57],研究表明在相同地震动作用下,同类型套管的空气侧根部峰值应力相差较小。然而同样在同一组地震动作用下,带钢支座的变压器套管根部的峰值应力相差

较多，具体表现为套管 A 根部应力平均峰值应力较大，这说明钢支座增加了相同类型不同位置处套管响应的差异性。

表 2.5 带钢支座 500kV 变压器套管根部峰值应力

地震波	应力/Mpa					
	HA	HB	HC	MA	MB	MC
八角波	82.54	76.46	75.26	37.98	37.01	43.26
Chichi 波	89.28	74.15	70.93	26.71	34.84	40.79
Elcentro 波	82.97	83.94	85.31	30.76	27.38	31.71
人工波 1	81.28	86.03	80.73	39.82	48.27	45.00
Kobe 波	63.25	55.41	67.12	28.61	31.82	38.82
Taft 波	98.45	82.78	77.10	38.18	50.23	46.44
人工波 2	85.86	63.54	77.57	42.36	51.20	52.42
平均值	83.37	74.61	76.29	34.92	40.11	42.64

2.5.3 位移响应

由于变压器所承担的输电功能的要求，在变电站中变压器与相邻设备通过软导线相连接，软导线需要一定的冗余度。但变压器在地震作用下高压套管顶部有可能产生过大的位移而引起软导线牵拉，增大设备破坏风险。因此有必要对套管顶部相对地面的位移进行分析。此外，由于带钢支座变压器套管间地震响应存在差异性，因此有必要针对相同类型的每根套管进行分析。提取七条地震波作用下带钢支座的套管相对地面位移均值见表 2.6。由表 2.6 可知：

(1) 七条地震动作用下，三根套管的 X 向位移远大于 Y 向和 Z 向，其中 Z 向位移较小是由于该变压器三根套管的升高座底部设置有加劲肋，一定程度上限制其位移。具体地，三根高压套管顶部在 X 方向分别为 0.335m、0.306m、0.295m，三根套管在 Y 方向上位移平均值分别为 0.149m、0.136m、0.126m；Z 方向上三根套管顶部位移分别达到 0.12m、0.101m、0.122m。根据厂家提供的资料，母线的位移冗余度限值为 0.12m，而除了高压套管 B 在 Z 方向上小于 0.12m 外，其余套管在不同方向上位移均超过该限值。说明高压套管由于空气侧悬臂端长度较大，自身刚度较低，在地震作用下极大可能产生牵拉破坏。

(2) 结合一般变压器的高压套管顶部位移只存在部分超过冗余度限值的情况，可以发现安装的钢支座增大了地震作用下对套管位移响应的放大效应，带钢支座的高压变压器套管与其他变电站设备之间的软母线连接需要进一步设计

表 2.6 七组地震动下高压套管顶部位移

地震波	位移/m								
	HA			HB			HC		
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
八角波	0.384	0.165	0.125	0.326	0.145	0.106	0.307	0.171	0.129
Chichi 波	0.371	0.141	0.129	0.315	0.142	0.105	0.278	0.133	0.117
Elcentro 波	0.324	0.175	0.076	0.308	0.142	0.101	0.309	0.107	0.138
人工波 1	0.345	0.132	0.135	0.340	0.108	0.114	0.331	0.109	0.106
Kobe 波	0.279	0.092	0.065	0.229	0.114	0.076	0.209	0.119	0.120
Taft 波	0.337	0.176	0.170	0.325	0.164	0.105	0.323	0.111	0.122
人工波 2	0.306	0.161	0.141	0.297	0.140	0.101	0.311	0.133	0.123
平均值	0.335	0.149	0.120	0.306	0.136	0.101	0.295	0.126	0.122

2.5.4 加速度响应及动力放大系数

高压套管通过升高座、法兰安装在箱体侧壁上，而升高座及法兰有一定的弯曲刚度，在地震作用下对套管的加速度响有一定的放大作用。加速度放大系数 α 定义为：

$$\alpha = \frac{X_{i,\max}}{X_{i,g}} \quad (2.3)$$

式中 $X_{i,\max}$ 为所选点处某方向加速度响应峰值， $X_{i,g}$ 为结构底部输入地震波加速度峰值。

它反映了变压器不同部位对于地震动的放大作用。提取带钢支座变压器关键位置的峰值加速度数据，经过上式换算得到加速度放大系数。选择位置包括：升高座底部、升高座顶部、套管顶部、地面。三根高压套管加速度放大系数分布分别如图 2.16、图 2.17、图 2.18 所示，中压套管加速度放大系数见表 2.7。

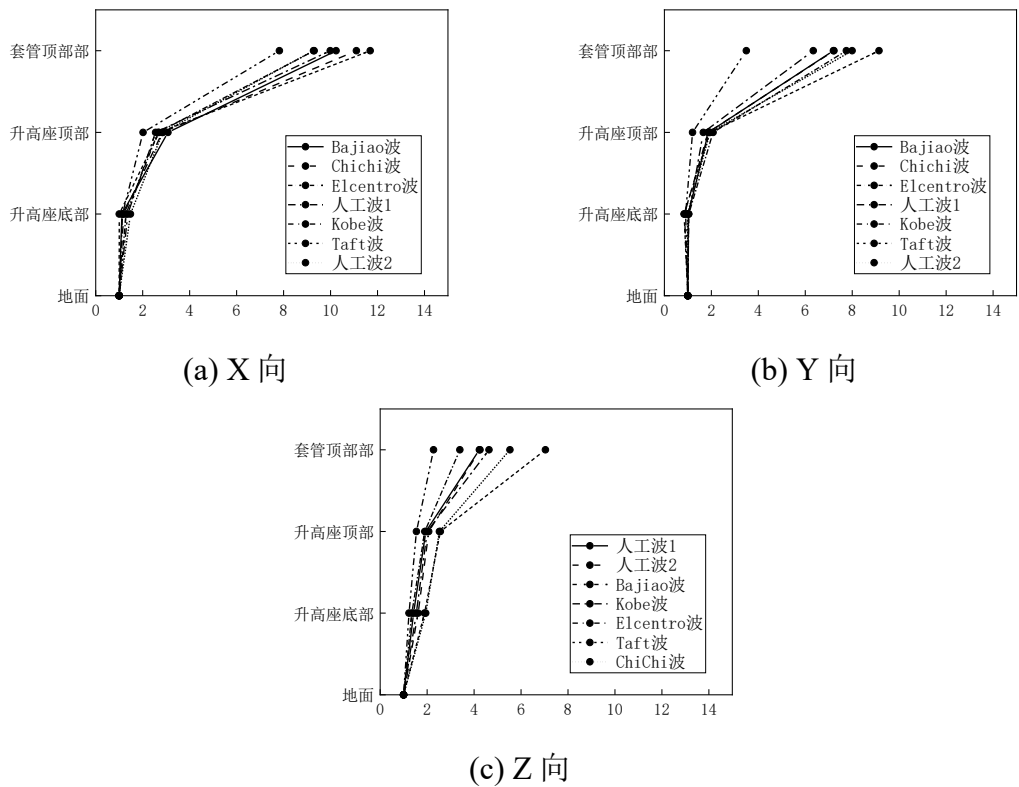


图 2.16 高压套管 A 顶部三向加速度放大系数分布

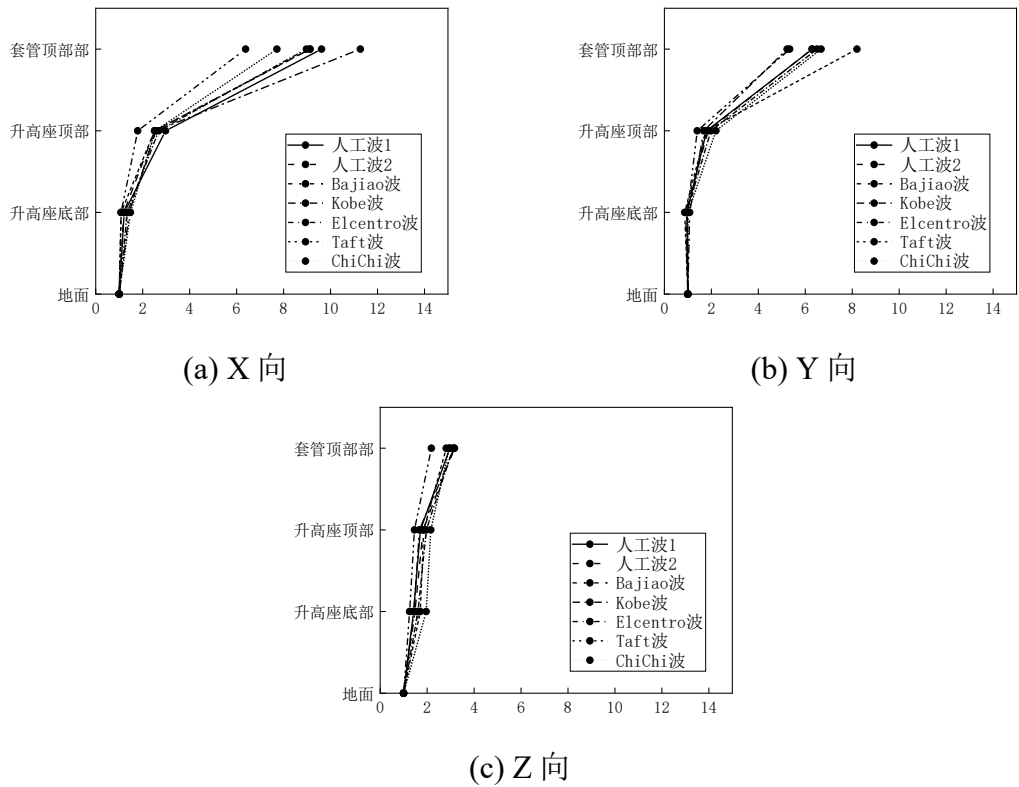


图 2.17 高压套管 B 顶部三向加速度放大系数分布

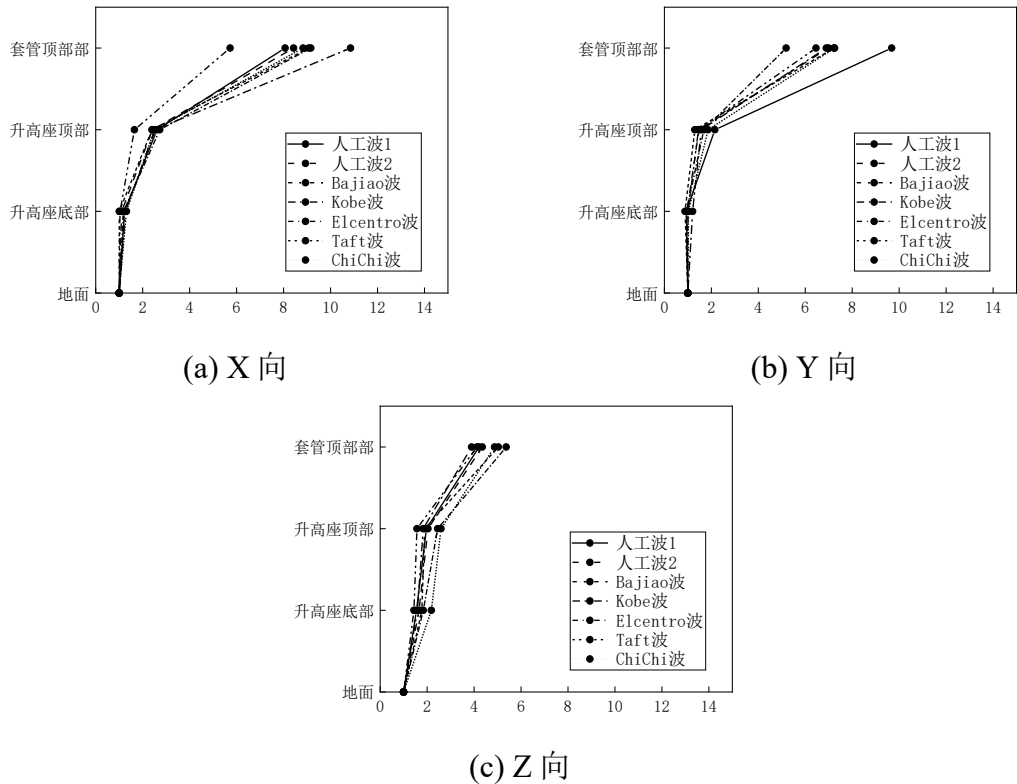


图 2.18 高压套管 C 顶部三向加速度放大系数分布

表 2.7 中压套管顶部加速度放大系数

地震波	X		Y		Z	
	TT	BT	TT	BT	TT	BT
八角波	1.51	6.25	1.02	4.93	1.06	2.51
Chichi 波	1.34	4.58	0.96	4.02	1.15	1.83
Elcentro 波	1.37	4.71	0.98	3.81	1.09	2.28
人工波 1	1.38	6.14	1.18	6.94	1.89	2.70
Kobe 波	1.47	3.85	0.79	4.00	1.08	1.68
Taft 波	1.51	4.83	0.87	6.65	1.89	2.06
人工波 2	1.42	5.69	0.99	8.03	1.75	2.53

从图 2.16-2.18 和表 2.7 可以得出：

- (1) 我国规范 GB 50260-2013 对于变压器升高座顶部的加速度放大建议取值为 2.0。带钢支座变压器在六条地震动作用下，X 方向上三根高压套管其升高座顶部的加速度放大系数均大于 2.0；Y 方向上一般的升高座顶部加速度放大系数小于 2.0；Z 方向上由于升高座底部设置有加劲肋，半数以上的加速度放大系数小于 2.0。而七条波地震动作用下中压套管升高座顶部加速度放大系数均未超过规范建议值。
- (2) 首先从安装位置方面可知，高压套管安装于变压器箱体侧壁，中压套

管安装于箱体顶部，而箱体顶部面外刚度大于箱体侧壁；其次从结构特点方面可知，中压套管及升高座为竖直圆筒状，高压套管的升高座为 L 型圆筒，而升高座水平段的部分会降低其刚度；此外由于高压套管长、重、柔的特性在地震作用下会对其升高座顶部响应相比中压高压处的升高座造成更大的放大效应。

- (3) 由于高压套管 A、C 与高压套管 B 安装角度（与水平面夹角）的不同，在不同方向上的动力响应特性也不相同。具体表现为：首先 Z 方向上套管 B 顶部加速度放大系数小于套管 A、C 且套管 B；其次套管 B 顶部加速度放大系数在 X 方向上远大于 Y 方向，而套管 A、C 顶部加速度放大系数在 X、Y 方向上接近。这是因为套管 A、C 由于安装角度过大，底部加劲肋对其的 Y、Z 向上的加固作用小于套管 B。
- (4) 套管 B 在 Z 方向上加速度放大系数在升高座底部、升高座顶部、套管顶部均相近而套管 A、C 则相差较大。结合底部加劲肋和套管布置方式可知对于 L 型套管而言，导致 Z 向地震作用放大的主要是与升高座底部连接处的箱体板变形和升高座水平段抗弯刚度有关。因此应着重于连接处加固以减少 Z 方向上地震响应。

2.6 钢支座影响分析

高压套管在变压器设备运行过程中起着至关重要的作用，根据本文之前的研究表明，该类带钢支座 500kV 变压器在地震作用下的响应均不满足要求，具有较高的易损性。然而根据以往研究表明^[54]，无钢支座变压器套管应力及加速度放大系数虽有部分超过规范的情况出现，但其无论套管根部应力及加速度放大系数均远小于本文分析的带钢支座类变压器。因此本小节以 A 套管为例，通过谱加速度、傅里叶谱分析钢支座的的存在对变压器产生的影响机制。

2.6.1 放大系数对比分析

IEEE693 规范规定计算与试验校核采用的套管根部加速度放大系数不应该大于 2.0。首先通过对比有无钢支座情况下放大效应以探究钢支座影响的表观机制。提取有无钢支座变压器各个部分加速度响应并计算其放大系数见图 7。

从图 7 可知，从升高座底部开始放大系数就有一定的增加且三条波下有钢支座的变压器升高座顶部放大系数分别为 2.16、2.49、2.46，均大于 2.0。此外，升高座顶部至套管顶部的放大系数曲线斜率有显著程度增加，这说明升高座及

套管本身的放大效应在钢支座影响下有一定程度的增加。

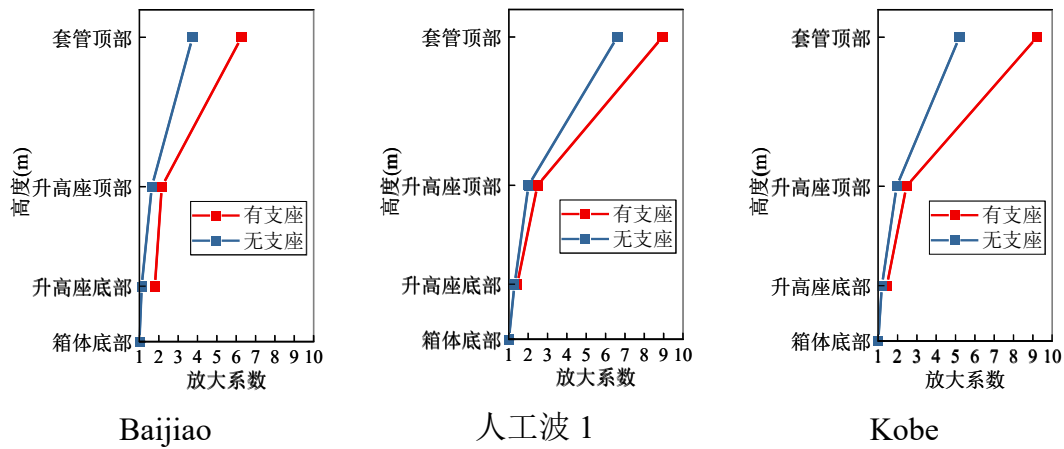


图 2.19 A 套管放大系数对比

2.6.2 新振型激发

为研究安装钢支座对变压器抗震性能的影响机制，以 A 套管为例提取并绘制七条地震波下增设钢支座前后套管顶部的加速度反应平均谱见图 2.20。以 A 套管为例提取并绘制七条地震波下增设钢支座前后套管顶部的加速度反应平均谱见图 2.20。

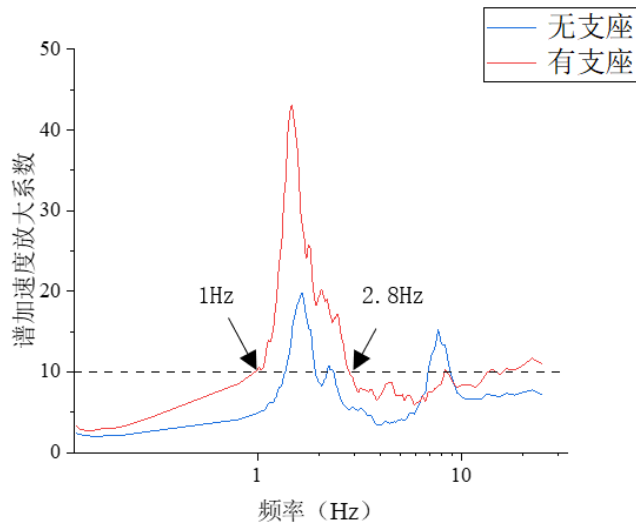


图 2.20 A 套管加速度反应平均谱

由图 2.20 可以看出：无支座情况下在 1.37~2.35Hz 内谱加速度放大系数达到 10 以上。而有支座情况下更多低频振型被激发，范围增大至 1~2.8Hz。其次，在被激发的频率范围内，有支座情况下的谱加速度放大系数相比无支座显著增大。无支座情况下谱加速度放大系数最大值为 19.81，有支座的变压器 A 套管谱加速度放大系数为 43.17。

此外，在安装钢支座后的 1-10Hz 中频率较高（6.25Hz-9.1Hz）的振型被抑制，谱加速度放大系数有所下降。综上，这说明安装的钢支座不仅改变了结构的动力特性，并且会增大在地震作用下参与套管响应的振型范围及其谱加速度放大系数，更应针对套管部位进一步采取有效加固及隔震措施。

由上述分析可知，有钢支座情况下更大范围内的低频振型被激发。因此为探究频率范围增大的原因，以八角波为例，隐去散热器等非关键部位后提取有无支座情况下被激发频率范围内结构振型见图 2.21。

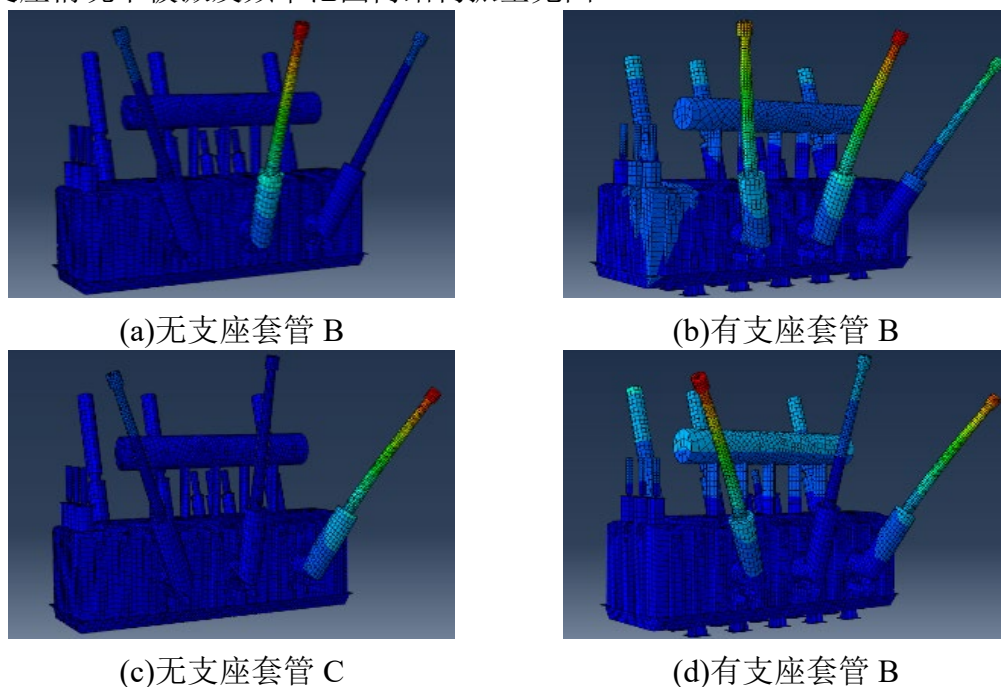


图 2.21 有无钢支座振型对比

从图 2.21 可以看出，无支座情况下 B,C 套管的一阶振型较为独立，而安装钢支座后 ABC 三根高压套管的振型出现耦合现象。以 A 套管为例，B、C 套管一阶振型激发 A 套管产生了 2.23Hz 和 2.6Hz 的新振型，而新振型的参与使得被激发的频率范围进一步扩大。

综上，结合第二节动力特性的改变可知，首先带有钢支座的变压器更多振型集中 1-10Hz，振型参与系数增大，即更多质量参与。其次相比无钢支座情况下高压套管的单一振型，在更多振型和参与系数增大的同时伴随着有钢支座的变压器中套管出现振型耦合的复杂情况，这使得更多振型的参与进而使其谱加速度放大系数显著的增大。

2.6.3 箱壁振动

为了进一步探究钢支座对变压器高压套管的影响机制，绘制八角波下 A 套

管顶部 X 向加速度傅里叶谱见图 2.22。

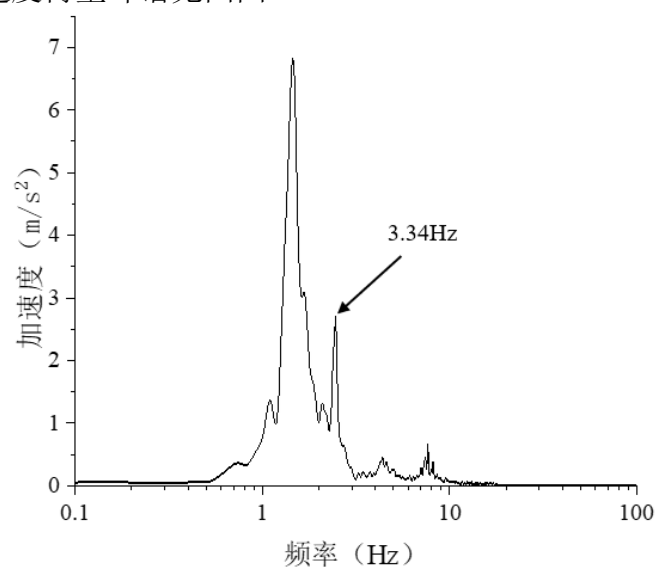


图 2.22 X 向加速度傅里叶谱

从图 2.22 可以看出，除了 A 套管的基频处外，在其加速度傅里叶谱中还出现了一个较大的峰值 3.34Hz，提取该峰值下有无支座情况下的变压器振型见图 2.23。通过隐去套管升高座及油枕部分，我们可以明显地发现与原变压器相比箱壁响应更大，这说明钢支座使得安装在箱壁发生振动进而导致升高座-套管响应进一步增加。

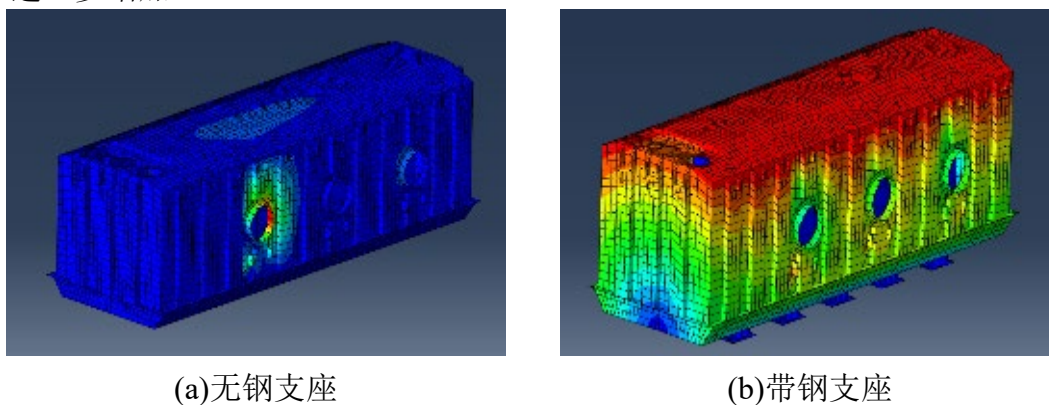


图 2.24 变压器箱体振型图

2.7 本章小结

本章以四川省攀枝花市某站的一台带钢支座的 500kV 三相一体变压器作为研究对象，建立了有限元数值模型，基于有限元数值仿真的方法对其进行了自振特性分析和地震响应时程分析。经过有限元分析得到了该变压器一套管体系的自振特征和关键位置的地震响应数据，总结了其地震响应特征。得到研究结论如下：

（1）带钢支座变压器的基本振型主要是安装于器身上的各个部件的振动，包括套管、升高座、油枕、散热器等，且以高压套管一升高座体系的一阶、二阶摆动为主。长、重、柔的高压套管一升高座体系基频在地震的卓越频率范围（1~10Hz）内，且相较于未增设钢支座的变压器其对应的一阶、二阶振型出现明显的耦合现象，地震作用下更易产生较大的地震响应，因此是地震响应分析的重点关注对象。

（2）三根高压套管是在地震作用下最易破坏的部件。由于该变压器增设钢支座，升高座顶部的加速度放大系数较大，其中高压套管升高座顶部加速度放大系数远大于高于规范(GB 50260)给出的建议值 2。此外相较于常规变压器，该类带钢支座变压器不仅 X 方向上位移响应超过限值，Y、Z 方向上也均超过。因此对于带钢支座类 500kV 变压器，其动力特性不再满足常规变压器的要求，现存设备存在较大破坏风险。因此在抗震设计中应当对其进行针对性有限元计算或试验研究。

（3）带钢支座类变压器三根高压套管在 X、Y、Z 三个方向上的应力、加速度、位移响应均表现出较大差异性。相比无钢支座变压器，带钢支座变压器升高座及套管体系自身放大效应增大。

（4）带钢支座变压器的三根套管振型出现耦合现象并且存在新振型的出现导致存在更多振型参与，进而导致地震响应增大。此外钢支座的存在引起箱壁发生明显振动，也是导致响应增大的原因之一。

第3章 近断层地震动作用下变压器地震响应影响分析

3.1 引言

电力变压器作为我国电力工程中的关键设备，其结构一般较为复杂，并且许多电力工程中的变电站建设场地环境复杂，绝大多数处在地震高烈度区。未来由于我国能源的需求电力工程必然需要进一步发展，并会有更多变电站建设在我国四川、云南、西藏等地震高烈度区；并且这些地区往往存在大量断层属于近断层地区。我国电力工程的投资是巨大的，一旦像变压器这类关键设备结构发生破坏不仅造成巨大的工程和经济损失，而且会造成严重的社会影响。正如本文绪论所述在以往多次地震中，大量以电力变压器为主的电力设备发生严重破坏，且部分地震中台站记录到长周期高脉冲及竖向地震动分量明显的地面运动，如1999年台湾的ChiChi地震^[140]。

然而我国虽然在2013年发布了《电力设施抗震设计规范》(GB 50260 – 2013),但未针对单独类型设备且未考虑竖向地震动的影响。相比美国和日本的电力抗震设计规范仍还有许多待完善和修订的地方，仍需要根据大量震害经验及理论和试验研究进行补充。实际上地震动是三维的，对结构的地震作用也是三维的，大量震害经验及地震动记录说明近断层附近的地震运动其竖向地震作用非常显著甚至超过水平地震作用，并导致结构发生更为严重的破坏。此外，近年来部分学者对变压器进行水平隔震研究并在工程中应用，如通过复摩擦摆进行隔震，然而规范也未考虑隔震后电力变压器在具有高脉冲特点的近断层地震动的作用下发生倾覆的可能。

本文主要采用有明显近断层地震动特点的地震波进行了电力变压器的三维地震反应分析，重点分析研究近断层地震动对电力变压器及隔震后电力变压器结构地震反应的影响。

3.2 近断层地震动特征及地震波选择

3.2.1 近断层地震动特点

近断层地震动是指在地震断层附近（通常在几十公里范围内）记录到的地面运动。这些运动由于其与断层的近距离，常常包含强烈的脉冲型运动和明显

的方向性特征。近断层地震动特点主要涵盖几个关键方面：

1. Fling Step（滑冲）效应：

近断层地震动中的滑冲效应是指由于断层两侧的相对位移，导致地面发生永久性位移的现象。这种效应在地震中尤为显著，尤其是在走滑断层中，表现为地面水平方向的显著错动。在正断层或逆断层中，滑冲效应可能导致地面隆起或下沉。

2. 上盘效应：

在断层近场区域，特别是逆冲断层的上盘（即断层上方的地表）常常会经历比下盘更为强烈的地震动。这是因为上盘地区更接近于断层破裂点，地震波在此区域的传播和放大效应更为显著。

3. 断层破裂方向效应：

断层破裂的传播方向对于地震动的影响也非常关键。当断层破裂朝向特定方向传播时，会在这个方向上的前方场地产生较高的地震动能量，导致所谓的“方向性效应”。这种效应在走滑断层尤其明显，能够在断层破裂前方的地区产生较长周期的脉冲型地震动。

4. 竖直与水平加速度比：

在近断层地区竖直加速度的表现尤为显著，经常达到或超过水平加速度，竖直与水平加速度峰值比甚至超过 1.0，表明竖直方向的地震动也可能引起严重的破坏。

4. 频率特点

近断层地震动的频率内容与远场地震动不同，通常包含更高的频率成分。这是由于地震波传播距离短，衰减较少所致。断层距 R_{rup} 越小，竖向地震动高频成分越强；地震动中频部分对断层距 R_{rup} 不敏感；低频成分的能量占比随断层距 R_{rup} 的增大而增大。

此外，近断层地震动引起的长周期响应大于远场地震动引起的长周期响应，对于长周期结构来说，近断层脉冲状地震动比远场地震动要严重得多。

3.2.2 地震波选择

正如上文所述，近断层区域极大可能出现破坏能力更强的竖向地震动，结构抗震有必要考虑竖向地震作用的影响。近断层区一般指断层距不超过 20km 的范围，但也有学者通过研究认为断层距不超过 60km 的范围较为合理。为了更好反应近断层地震动对变压器设备的抗震性能影响，本文采用 20km 作为近断层的断层距界限值。本文研究的电力变压器所在场地类别为 II 类，设计地震分组为

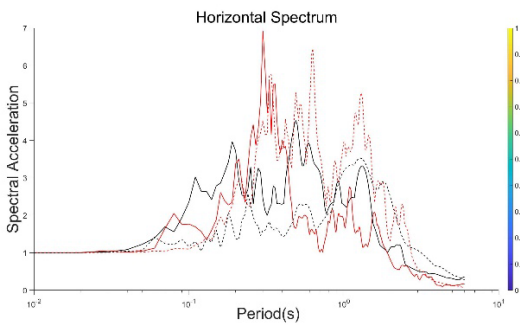
第三组，特征周期为 0.45s，抗震设防烈度为 7 度，地震影响系数最大值为 0.375，同时为避免选择的地震波中竖向地震动的强度不满足需求，按照以下选取方法在 Peer 网站上进行了筛选：

- 1) 断层距 $R_{rup} \leq 20\text{km}$,
- 2) 场地 30 米深度范围内平均剪切波速 $V_{s30}(\text{m/s}): 150, 250(\text{min}, \text{max})$
- 3) 震级 ≥ 5

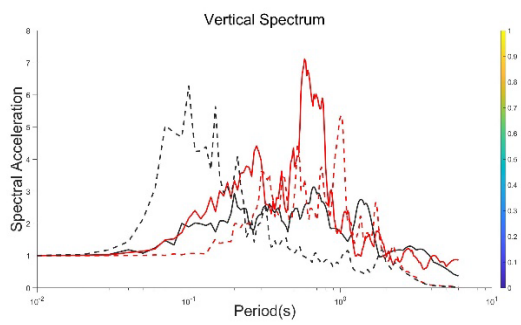
为了更好评估近断层区域竖向地震动对变压器（及隔震）抗震性能的影响，最终分别选择 2 条近场脉冲天然地震波 RSN170、RSN1203，2 条远场地震波 RSN2284、RSN5457，两条常用波 Taft、El centro，地震动记录信息见表 3.1，水平向及竖向反应谱见图 3.1。

表 3.1 时程分析输入地震动参数

类别	台站	水平	竖向	断层距 (km)
		PGA(g)	PGA(g)	
近场脉冲 (Type1)	EC County Center FF	0.212	0.245	7.31
	CHY036	0.273	0.148	16.04
远场 (Type2)	ILA044	0.021	0.012	99.17
	AKT002	0.035	0.015	122.43
常用 (Type3)	Taft	0.178	0.109	42
	El centro	0.313	0.205	12



(a)水平向加速度反应谱



(b)竖向加速度反应谱

注：图中红色为近断层地震动，黑色为远场地震动

图 3.1 水平向和竖向加速度反应谱

3.3 变压器抗震性能影响分析

3.3.1 换流变压器结构模型

本文采用西南某地区换流变电站中的一台 800kV 环流变压器作为分析对象，其在构造上与电力变压器具有相似性，同样包含套管、器身、散热器、箱体、油枕等核心部件。但相比电力变压器有以下几个显著特征：(1)体量更大。由于电气功能中对载流能力的要求，换流变各部件的尺寸重量更大；(2)经济成本高。其生产周期长，关键部件需以高额价格进口；(3)功能性更强。一旦发生损坏会严重影响电网系统的负荷能力大幅下降；(4)套管与地面倾斜角度更大。阀侧套管与地面安装角度更大，更容易受竖向地震作用下的影响。综上可知，换流变有必要就竖向地震作用下对其的影响进行研究，并探索合适的隔震技术开展进一步研究并应用于换流变压器设备，以降低其在竖向地震动作用下发生破坏的风险，故本章以换流变压器作为分析对象。

换流变压器箱总重 476t，箱体长 $\times$ 宽 $\times$ 高为：11.5 $\times$ 4.87 $\times$ 4.55m，套管主要有两根阀侧套管、一根网侧套管。阀侧套管重 6.4t，空气侧长 $\times$ 外径为 10 $\times$ 0.57m，油侧长 $\times$ 外径为 3.2 $\times$ 0.51m，网侧套管重 1.5t，长 $\times$ 外径为 5.5 $\times$ 0.34m，油侧长 1.89 $\times$ 0.3m。有限元仿真建模中选用壳（Shell）单元建模，套管作为最关键部件也是研究重点，选用实体（Solid）单元建模与升高座固接，变压器中绝缘油通过分布质量附着于变压器箱壁进行模拟。现场的换流变部件间通过螺栓连接，因此有限元模型中各部件之间通过 Tie 连接，精细化有限元模型如图 3.2 所示。

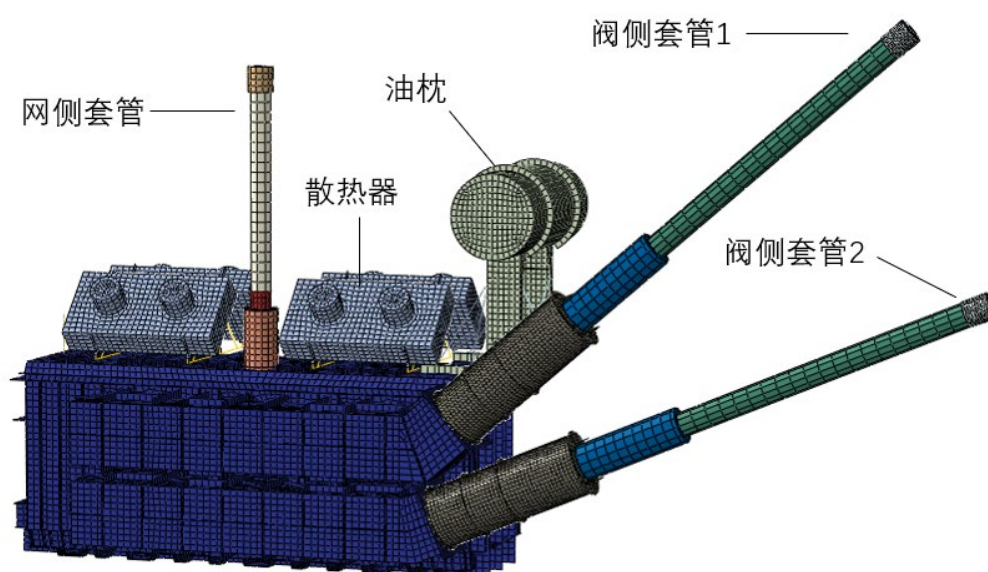


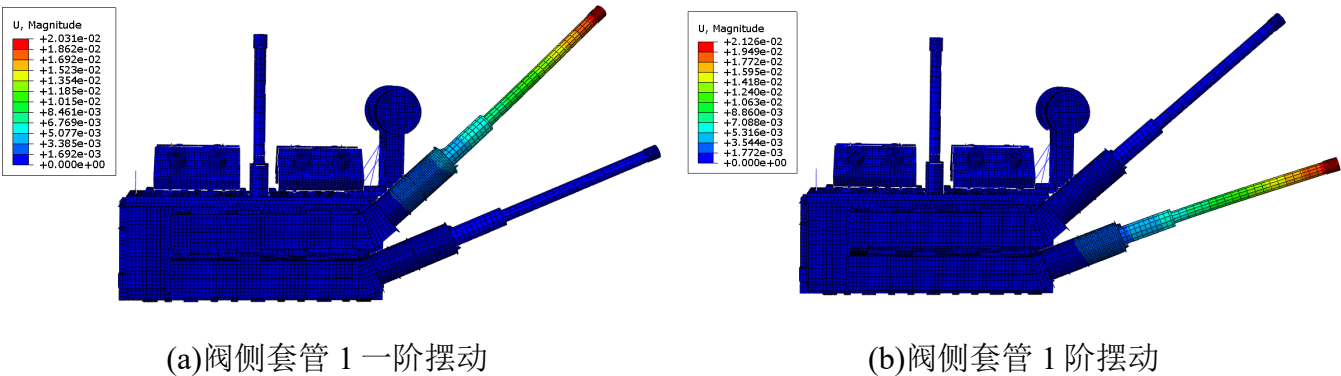
图 3.2 换流变压器有限元仿真模型

3.3.2 换流变压器模态分析

本文通过 Abaqus 有限元软件进行模态分析，计算换流变压器模型多阶模态（200 阶）。通过模态计算提取换流变压器 1-10Hz 振动频率和结构振型如表 3.2 和图 3.3 所示。

表 3.2 换流变压器 1-10Hz 振型及自振频率

模态	振型描述	频率/Hz	周期/s
1	阀侧套管 1 绕 Y 轴一阶摆动	1.483	0.674
2	阀侧套管 2 绕 Y 轴一阶摆动	1.673	0.598
3	阀侧套管 1 绕 X 轴一阶摆动	1.844	0.542
4	阀侧套管 2 绕 X 轴一阶摆动	1.853	0.540
5	油枕绕 X 轴一阶摆动	2.449	0.408
6	网侧套管绕 Y 轴一阶摆动	3.305	0.303
7	网侧套管绕 X 轴一阶摆动	3.726	0.268
8	油枕扭转	4.255	0.235
9	阀侧套管 1、2 绕 Y 轴二阶弯曲	5.486	0.182
10	阀侧套管 2 及升高座绕 Y 轴二阶弯曲	5.71	0.175
11	油枕扭转	6 818	0.147
12	阀侧套管 1 绕 X 轴二阶弯曲	7.087	0.141
13	阀侧套管 2 绕 X 轴二阶弯曲	7.245	0.138
14	阀侧套管 2 绕 X、Y 轴二阶弯曲	8.072	0.124



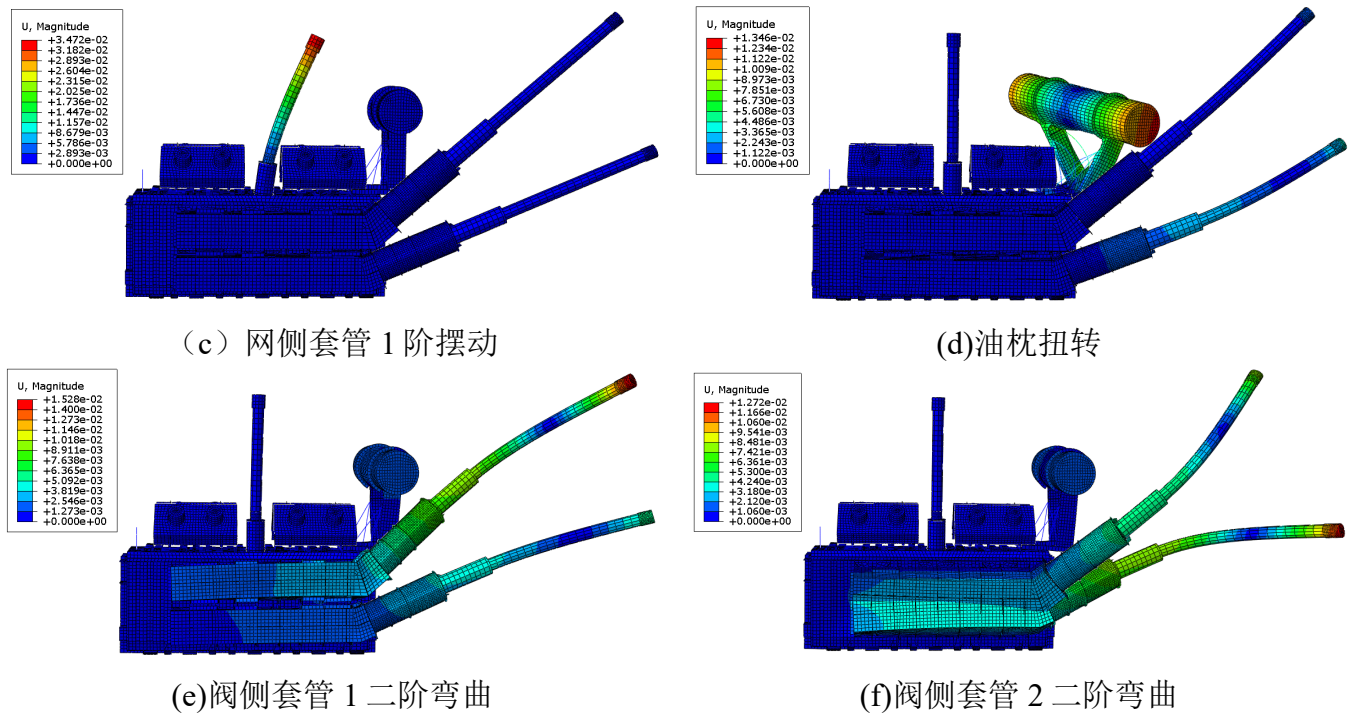


图 3.3 换流变压器主要振型

由表 3.2 和图 3.3 可以看出，换流变压器的基本自振模态以阀侧和网侧套管的振动为主且主要是套管沿不同方向上的一阶摆动和二阶弯曲。其中阀侧套管一阶自振频率为 1.48-1.83Hz，二阶弯曲为 5.48-8.07Hz，均处在地震的卓越频率 1-10Hz 的范围内，加之其悬臂的结构特点，在地震作用下易产生较大结构响应，且尤其会受竖向地震动的影响。

3.3.3 地震响应对比分析

本文对构建的换流变压器模型进行三维地震动反应分析，主要对比分析近断层、远场、常用地震动作用下结构的地震响应特征。根据《电力设施抗震设计规范》按照 9 度抗震设防烈度调整各地震波最大加速度为 0.4g，沿变压器三个方向按 X:Y:Z=1: 0.85: 0.65 输入。

根据以往震害调查来看，套管往往是换流变压器受损最严重，易损性最高的部件。由于换流变压器两根阀侧套管均为悬臂结构，因此在这里选取一根阀侧套管和网侧套管的地震响应进行分析。统计三组地震动三向激励下各套管的根部应力峰值见表 3.3，阀侧套管应力时程曲线图如图 3.4 所示。

表 3.3 不同类型地震动激励下套管应力

地震动类型	台站	应力/Mpa	
		网侧套管	阀侧套管 2

近断层	EC County Center FF	25.68	83.71
(Type1)	CHY036	27.33	88.47
远场	ILA044	19.77	46.26
(Type2)	AKT002	19.20	48.13
常用	Taft	24.95	70.96
(Type3)	Elcentro	23.03	68.95

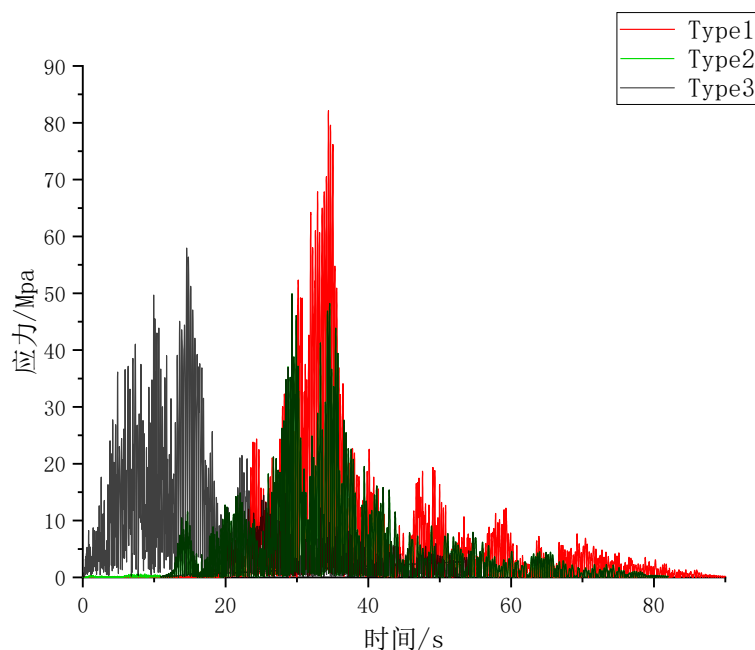


图 3.4 阀侧套管 2 根部应力时程响应图

从表 3.3 和图 3.4 可以看出:

(1) 在 Type1 (近断层) 地震动作用下, 阀侧套管根部峰值应力均大于其他两组的结果, 套管根部应力高出远场地震近一倍以上, 也远高于常用的 Taft 和 Elcentro 地震动作用下套管的根部应力, 分别增加了 28.31%和 17.97%。根据厂家提供信息, $\pm 800\text{kV}$ 换流变压器的阀侧套管采用复合材料, 材料极限强度为 70Mpa, Type1 (近断层) 组地震动激励下阀侧套管根部应力均超过 70Mpa, 可能导致其发生强度破坏因而变压器丧失使用功能。因此说明近断层地震动将导致阀侧套管根部应力峰值大幅增加, 进而造成其发生更为严重的破坏, 易损性较高。

(2)同时可以发现, 与阀侧套管不同的是网侧套管在 Type1 (近断层) 地震动作用下根部应力峰值相较其他两组地震波作用下相差不大, 相比远场地震动作用下网侧套管根部应力分别增长 5.91Mpa 和 8.13Mpa, 和常用地震动作用下

根部应力值相比则更为接近。导致网侧套管和阀侧套管在不同类型地震动作用下根部应力变化值存在较大差距的原因主要与两类套管的安装方式以及地震动特性有关，首先是两类套管的布置方式的不同，网侧套管垂直布置在箱体顶部，因此相较于阀侧套管的悬臂安装方式不容易竖向地震动的影响；其次近断层地震动具有竖向脉冲的特点，对于阀侧类悬臂式套管将产生较大影响，这中反应规律与图 3.3 中竖向加速度反应谱相吻合。

提取三组地震动作用下网侧及阀侧套管加速度响应时程曲线如图 3.5 所示，并计算加速度放大系数，绘制加速度放大系数分布图见图 3.6。

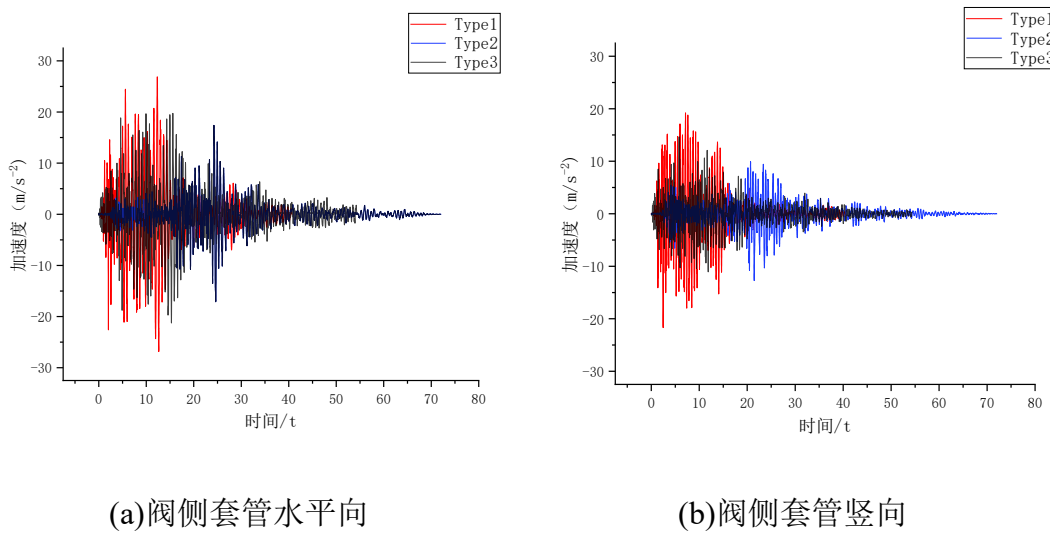
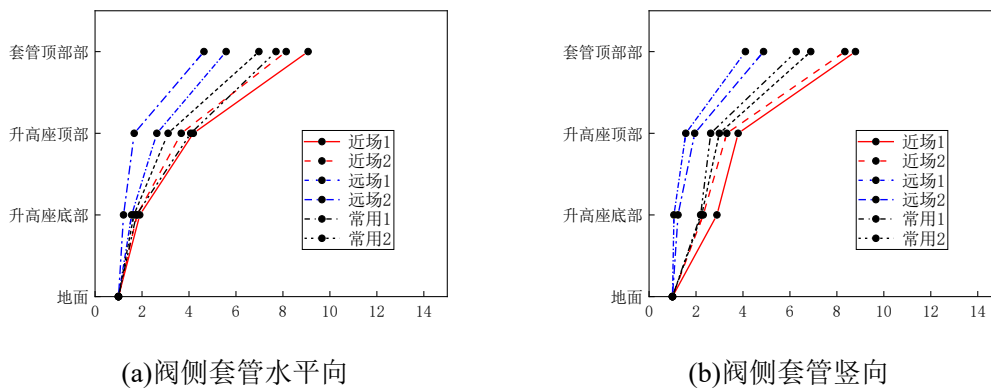


图 3.5 套管顶部加速度时程曲线



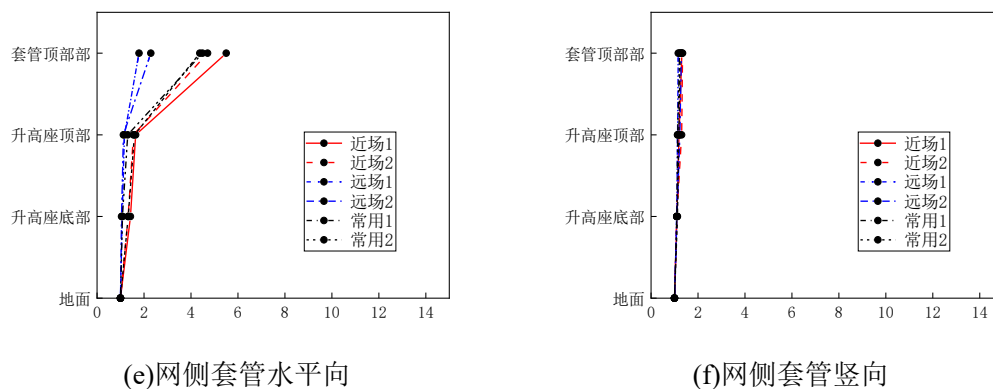


图 3.6 水平向和竖向加速度放大系数分布

从图 3.5 和图 3.6 可以看出，

在近断层地震动作用下，阀侧 X 向和 Z 向的加速度响应均显著增大，网侧套管仅在 X 向显著增大，Z 向相比于其他两组地震动作用下加速度基本保持不变。其中阀侧套管在近断层地震动作用下，其升高座顶部 X 向和 Z 向的加速度放大系数均远大于规范建议值 2.0，甚至达到近 2 倍大小，而这很大可能会导致套管发生破坏。因此近断层地震动除了对竖向抗震性能有较大影响外，对水平抗震性能也有一定的影响。

3.4 水平隔震变压器影响分析

近年来针对大型变压器设备的隔震研究已取得初步进展，如摩擦摆支座、橡胶隔震支座等已应用于工程实践当中。以往关于大型变压器的减隔震研究聚焦于水平隔震效果，在进行研究分析时大多仅考虑水平双向的地震动影响。然而我国大部分变电站位于近断层分布密集的西南地区，近断层地震动具有竖向分量，长周期，脉冲等特点，因此有必要研究近断层地震动对水平隔震后设备抗震性能的影响。此外，对于采用摩擦摆隔震支的变压器而言竖向地震动作用有让其发生倾覆的风险，这也是不可忽视的问题之一。鉴于此，本小节，从近断层对采用摩擦摆隔震后的大型变压器抗震性能的影响以及危险性角度进行分析。

3.4.1 地震响应对比分析

本文采用三组(Type1、Type2、Type3)共六条地震波按 X: Y: Z=1: 0.85: 0.65 进行输入获取不同类型地震动下结构套管关键位置的地震响应以研究近断层地震动对其产生的影响，上部结构模型采用第三节的换流变压器，摩擦摆隔

震支座布置位置如图 3.7 所示。

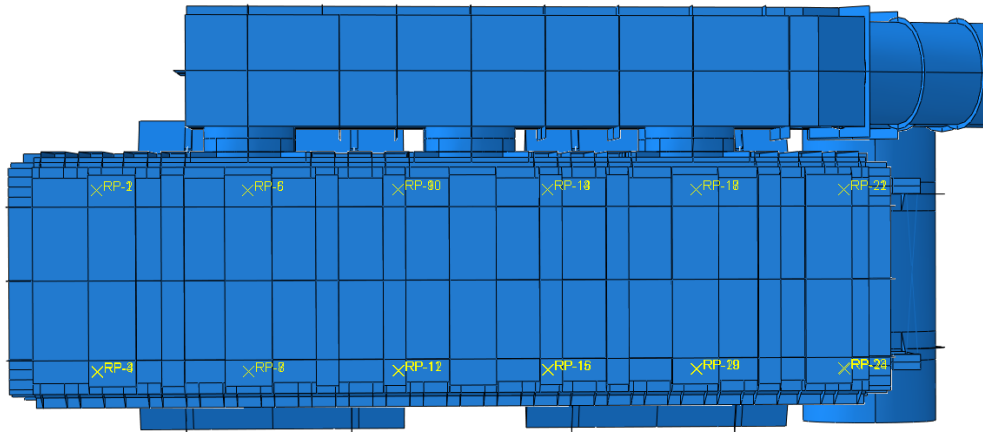


图 3.7 水平隔震支座布置示意图

经有限元数值仿真分析计算，提取六条地震动作用下阀侧套管根部应力如图 3.8 所示。

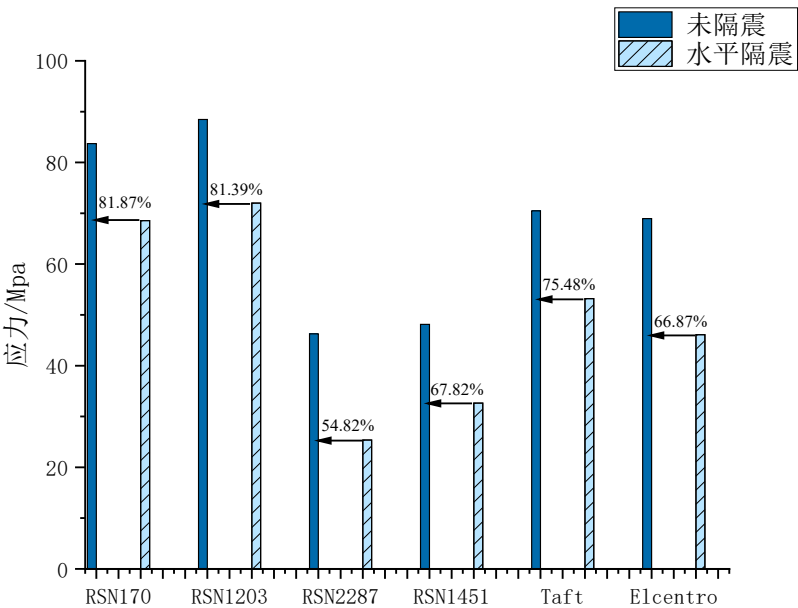


图 3.8 阀侧套管根部应力响应对比

从图 3.8 可以看出，在 Type1 近断层地震动下未隔震和水平隔震后换流变压器的套管根部应力均显著增加。即便变压器经过水平隔震，其套管根部应力在近断层地震动作用下仍超过材料极限强度 70Mpa，存在极大破坏风险；而在 Type2（远场）和 Type3（常用）地震动作用下套管根部应力均小于 70Mpa。水平支座的隔震效率也受到影响，在近断层地震作用下，隔震后套管根部应力是未隔震的套管根部峰值应力的 81.39%，而这一比值在剩余两组地震动作用下为 57.82%和 66.87%。值得注意的是在常用地震动作用下，未隔震的套管根部应力

和套管极限强度接近而隔震后应力远小于 70Mpa，满足隔震需求；近断层激励下则不然。这说明采用摩擦摆对变压器进行隔震时不能仅以常用地震动作为输入判断是否摩擦摆支座满足隔震需求。

提取各工况下变压器加速度响应并计算其放大系数如图 3.9 所示。

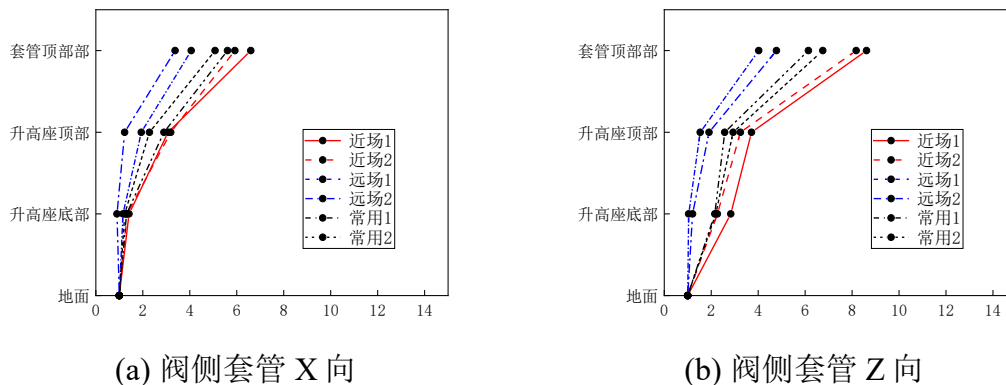


图 3.9 网侧套管加速度响应对比

从图 3.9 可以看出，近断层地震动对于水平隔震后变压器阀侧套管的竖向加速度响应影响显著，套管顶部放大系数分别是其他两组地震动的 1.4 倍和 2.1 倍。此外，对于水平隔震后阀侧套管 X 向加速度响应也有一定影响。结合地震波反应谱可知，其原因在于近断层地震动除脉冲特点外仍具有长周期特点，即在较长周期内具有较高地震动强度，因此在进行隔震后隔震体系自振周期增大但仍在近断层类地震动卓越周期内。

3.4.2 危险性分析

摩擦摆支座具有良好的非线性特点，随着地震动强度的增大，其隔震效果越发显著。然而，摩擦摆无法抗拉则是其需要关注的问题之一，变压器由于其长宽比大、重心高的结构特点，易发生沿长边的倾覆。因此在竖向分量较大的地震动作用下，摩擦摆因不抗拉而发生抬升进而上部结构发生倾覆的风险大大提高。变压器水平隔震体系在实际地震动激励下是否发生倾覆以及何时发生倾覆的问题较为复杂，不仅和支座提供反力大小有关也与三向地震动下的倾覆力矩做功相关。但若支座出现提拉则变压器-水平隔震体系则有发生倾覆的风险，即支座提拉是隔震体系发生倾覆的必要条件之一。鉴于此，本文采用有限元数值仿真的方法从摩擦摆支座在不同类型地震动作用下支座受力情况来进行危险性分析。

通过计算获取三组共六条地震波作用下各支座竖向压力，统计各支座在不同类型地震动输入下竖向压力最大值如图 3.10 所示，F12 支座和 F62 支座在 RSN1203 地震波作用下竖向力时程曲线如图 3.11 所示，摩擦摆支座布置示意图

如图 3.12 所示。

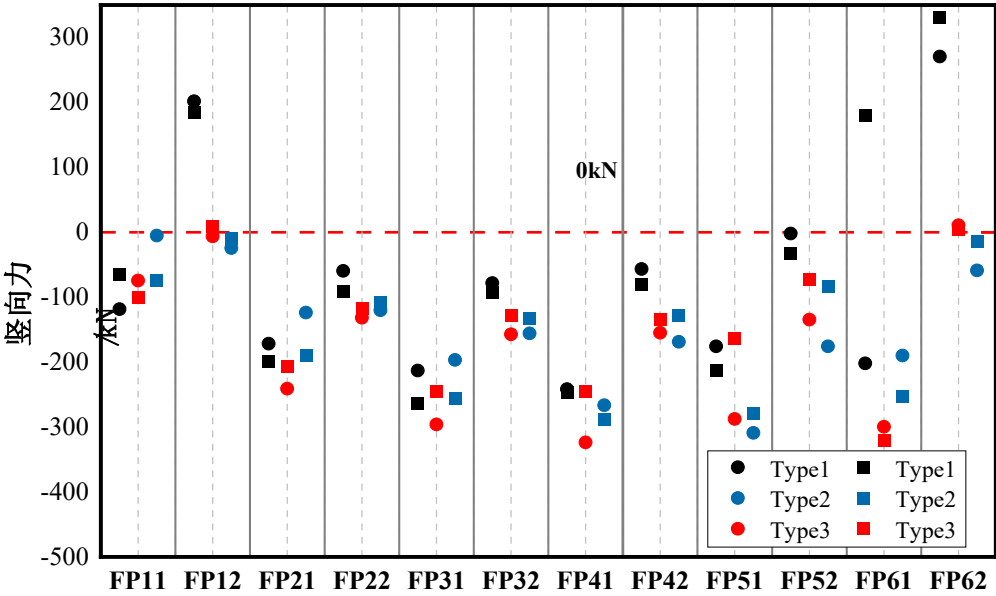


图 3.10 支座竖向力最大值分布

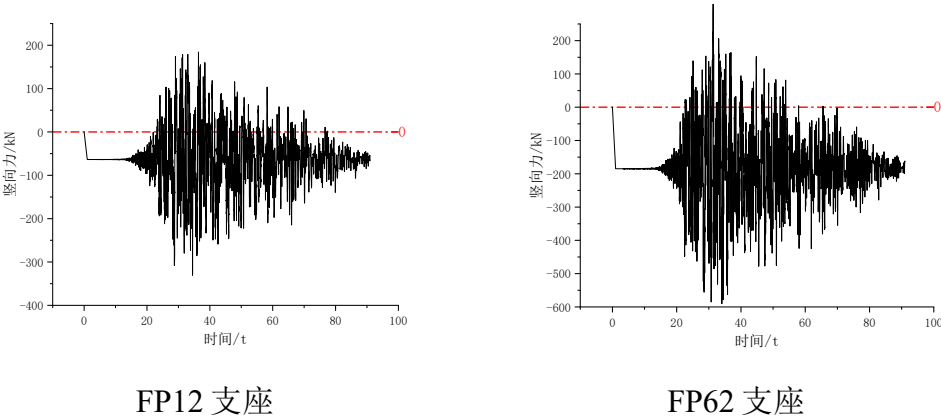


图 3.11 支座竖向力时程曲线

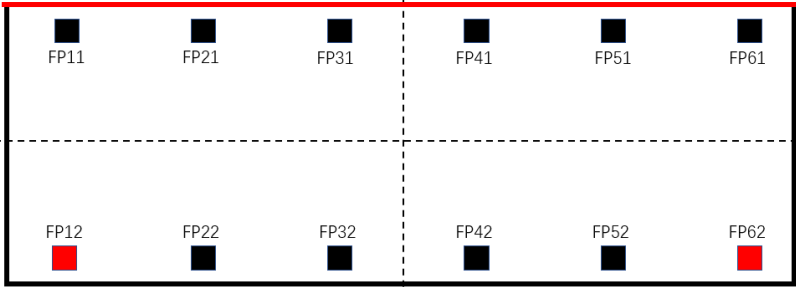


图 3.12 摩擦摆布置示意图

通过图 3.10- 3.12 可以看出：

- (1) 三组不同类型地震波作用下，FP12 和 FP62 支座均为该布置方式下最有可能出现拉力的支座，因此角点布置的支座需要特别关注，在设计时应该重点进行验算。
- (2) 变压器-隔震结构在近断层地震动作用下，其支座更易出现提拉现象。其中在 Type1（近断层）地震动作用下 FP12 支座和 FP62 支座最大拉力分别达到了 207.62kN 和 331.45kN；在 Type2（远场）地震作用下两个支座均未出现拉力，但其竖向力最大值均接近 0kN，分别为-24.37kN 和-9.05kN；在 Type3（常用）地震动作用下两个支座竖向力最大值分别达到 10.81kN 和 9.17kN。
- (3) 近断层地震动作用下支座竖向力出现拉力的时间较长，超过整个地震波市场的一半以上，这意味着在大部分情况下支座会反复出现提拉现象，实际是否发生倾覆还需进一步研究。但即便不发生倾覆破坏，支座在发生提拉现象后无法准确归位也会造成破坏，加之在近断层地震动作用下出现的反复提拉现象更增加了破坏的风险。同理，尽管在常用地震波（Elcentro 和 Taft）激励下支座竖向力最大值较小，但由于提拉后仍存在无法准确归位的情况，因此破坏风险仍然存在。

3.5 本章小结

本章首先建立了 $\pm 800\text{kV}$ 换流变压器并进行动力特性分析，随后采用3组共六条不同特性地震动时程记录作为地震输入，对比研究了未隔震换流变压器和水平隔震变压器的三维地震动力时程响应特点。主要得出一下结论：

- (1) 不同地震波作用下换流变压器结构地震响应相差较大，近断层地震动作用对换流变压器的变压器阀侧套管的地震响应影响非常显著，对网侧套管的影响较小。近断层地震动作用下阀侧套管根部应力是远场地震动作用下的应力值近2倍。此外，近断层地震作用下换流变压器阀侧套管根部应力分别为 83.71Mpa 和 88.47Mpa ，均超过材料极限强度，存在较大破坏风险。
- (2) 近断层地震作用下水平隔震的换流变压器阀侧套管应力峰值也均远大于其他两组，且隔震后套管根部应力仍超过材料极限强度，隔震效率降低。因此对于换流变压器水平隔震的设计应考虑将近断层地震动作为输入进行验算是否满足隔震需求。近断层地震动对阀侧套管竖向加速度响应影响显著，其加速度响应值是其他地震动作用下的2~3倍。此外，近断层地震作用下水平向加速度响应也相比其他两组地震动有一定增大。
- (3) 三组不同类型地震波作用下，角点布置的支座是最有可能出现拉力的支座，因此角点布置的支座需要特别关注，在设计时应该重点进行验算。变压器-隔震结构在近断层地震动作用下，其支座更易出现提拉现象，其中在Type1（近断层）地震动作用下FP12支座和FP62支座最大拉力分别达到了 207.62kN 和 331.45kN 。此外，近断层地震动作用下支座竖向力出现拉力的时间较长，超过整个地震波时长的一半以上，这意味着在大部分情况下支座会反复出现提拉现象，发生倾覆破坏的概率更高

第4章 碟簧-复摩擦摆三维隔震支座力学性能研究

4.1 引言

基础隔震技术通过增设隔震层于基础和上部结构之间，有效延长上部结构的自振周期，显著减少地震响应，大幅提升结构的抗震能力。叠层橡胶隔震支座作为传统隔震装置，已在建筑结构中广泛应用，展现出优异的隔震效果，但仍存在如下局限：首先，在地震作用下会产生较大的残余变形，不具备良好的自复位能力；其次，主要针对水平隔震（振），对竖向隔震无显著效果，无法满足位于高地震烈度区及近断层区域周边等重要设备结构的竖向隔震需求；此外，叠层橡胶支座存在橡胶老化等问题。

针对以上问题，本文提出并设计了一种创新型三维隔震支座结构。该支座由两个核心单元组成：一是基于碟簧组的竖向隔振单元，负责垂直方向的振动隔离；二是采用复摩擦摆技术的水平向隔震单元，旨在降低水平方向的地震响应。这两个单元通过螺栓连接系统实现协同工作，共同构成了一个高效的三维隔震系统。其中，水平向复摩擦摆支座因其由球形凹面板以及同曲率的滑块组成，具备较强的自复位能力，残余变形可以得到很好的控制。同时通过合理地设计其几何参数和摩擦面的摩擦材料，可以使其在运动中表现出不同的刚度和阻尼。碟形弹簧是一种理想的复位原件，也是非线性缓冲和减震的重要元件，具有构造简单，尺寸紧凑，布置灵活等特点。此外，碟簧的最大优势在于可通过叠合、对合或复合组合的方式来满足不同的变形、刚度以及承载力需求；采用复合组合时，碟簧锥面间存在一定摩擦作用，往复荷载作用下可表现出阻尼特性，耗散能量。

本章主要设计了一个由碟形弹簧与复摩擦摆支座组合成新型三维隔震支座，进行了力学性能测试并研究分析不同工况下的水平向、竖向的摩擦系数、等效刚度、等效阻尼比等力学参数的变化规律。此外基于试验所得滞回曲线以及水平向双线性恢复模型和竖向三线性恢复模型进行数值仿真模拟，验证了模拟方法的准确性。

4.2 三维隔震支座构造及原理

4.2.1 支座构造

该三维隔震支座主要由两部分组成，分别是装置下部用于水平隔震的复摩擦摆，装置上部用于竖向隔震的复合组合碟形弹簧，该新型三维隔震支座 3D 示意图如图 4.1 所示。

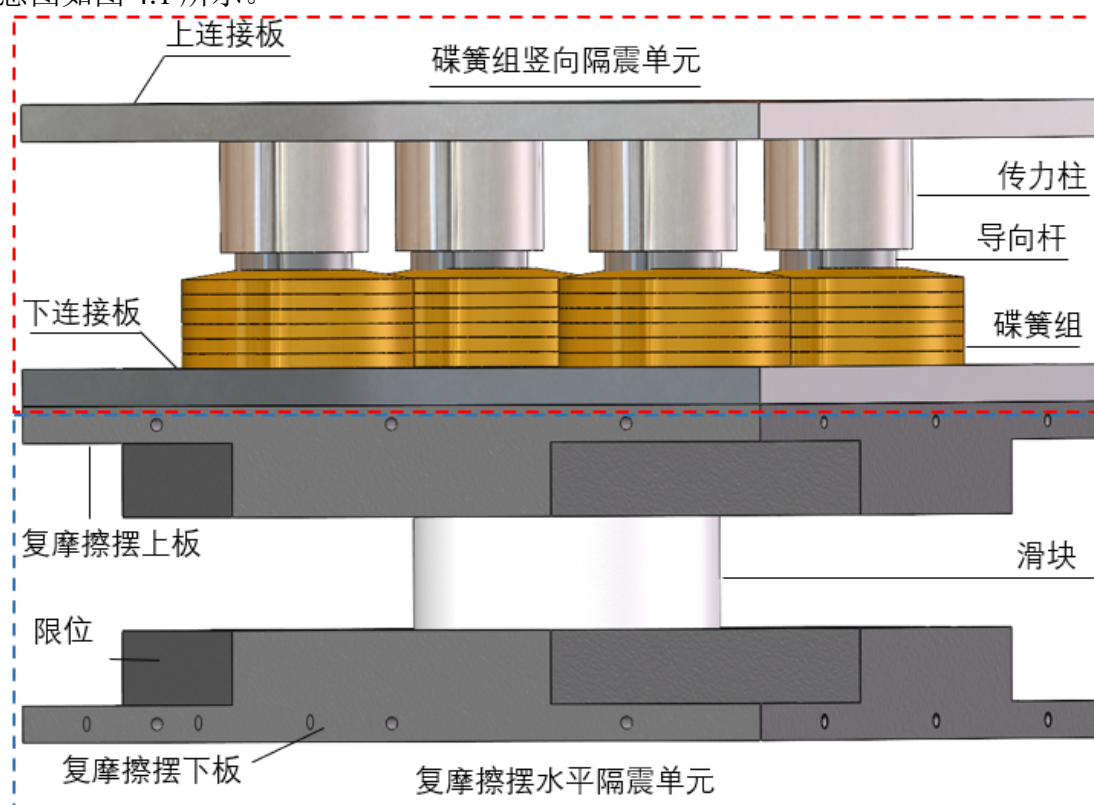


图 4.1 碟簧-复摩擦摆三维隔震支座示意图

复摩擦摆水平向由摩擦摆上板、摩擦摆下板、滑块构成。滑块具有上下两个球面，滑块上下球面均嵌有摩擦材料，可以在上下两个球面上滑动。当作用在摩擦摆支座上的侧向力大于其较小摩擦系数球面上摩擦力且小于其较大摩擦系数球面上摩擦力时，复摩擦摆支座的水平刚度变小，复摩擦摆支座的滑块开始在具有较小摩擦系数的球面上滑动，与具有较大摩擦系数的球面保持静止；当作用在摩擦摆支座上的水平力大于其较大摩擦系数球面上的摩擦力时，复摩擦摆支座的水平刚度进一步变小，复摩擦摆支座的滑块与上、下球面同时滑动，直至滑块接触上或下球面板的限位装置；然后滑块在剩余的球面板上滑动，刚度又变大，出现强化阶段，最后滑块完全接触上、下球面板的限位装置。

碟簧竖向隔振单元由四列蝶形弹簧组构成，辅以导向杆、传力柱以及上下板等附属部件。竖向荷载按照上碟簧板-传力柱-碟簧组-下碟簧板的路径传递。四组碟簧组按中心对称布置加之导向杆的导向作用避免了竖向荷载传递发生偏

心情况；同时由于导向杆高度的冗余设计降低了该支座在三向地震作用下发生倾覆的风险。横向荷载通过复摩擦摆上支座-下碟簧板—传力柱-导向杆-上连接板的路径传递给上部结构。

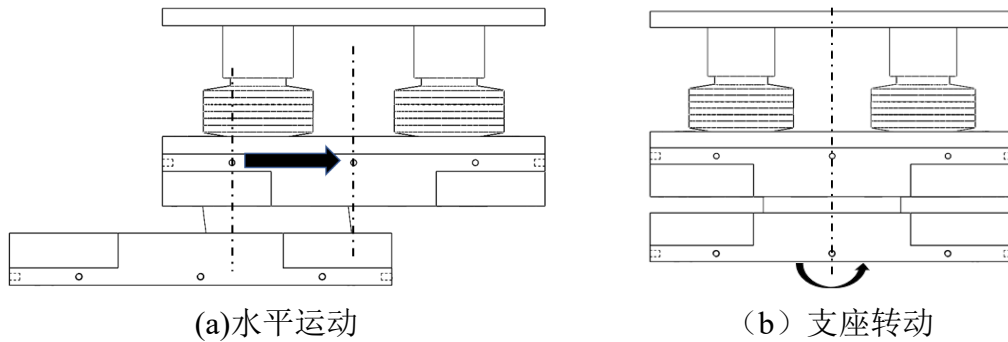


图 4.2 碟簧-复摩擦摆变形示意图

碟簧和复摩擦摆组成的三维隔震支座具备承载力高、耐久性强、性能稳定、的高性能三维隔震支座，拥有使用单一支座时不具备的以下优势：

- 1) 新型三维隔震支座的水平变形与竖向变形实现了有效解耦。通过滑块将荷载传递至摩擦摆的上部连接板，且该荷载始终聚焦于连接板的几何中心。碟簧组则采用中心对称的排布方式，确保竖向隔振单元在承受轴向力时，其受力点始终与质心重合。因此，即便支座发生转动或水平位移，上方竖向隔振单元的受力状态仍能保持稳定，互不影响，如图 4.2 所示。
- 2) 具备更强的抗倾覆能力。由于新型三维隔震支座的碟簧组刚度特性，因此在重力的影响下其预压变形较大。装置竖向为线弹性的情况下，从正常受压抬起到受拉状态需要外力做功，计算公式为 $E_v = N_v \cdot x_v / 2$ ，其中 N_v 为上部结构的自重， x_v 为装置竖向荷载作用下的变形量。由于碟簧组的耗能，因此支座在相同地震动激励下，相比一般 FPB 支座，本文设计的碟簧-复摩擦摆三维隔震(振)装置发生倾覆的风险性较小。

4.2.2 水平向复摩擦摆力学原理

复摩擦摆的运动状态分为三个阶段，不同位移阶段的示意图见图 4.3

图 4.3(a)展示了零位移情况下的复摩擦摆支座，并定义了每个物理量。 R_1 和 R_2 分别代表摩擦摆上下凹面曲率半径， H_1 和 H_2 分别代表滑块中心点到上下曲面的最大距离， d 为单个支座最大滑移距离。图 4.3(b)显示了滑块仅在摩擦摆下曲面上进行滑动，图 4.3(c)显示了滑块在上下曲面进行滑动。

复摩擦摆支座的滞回曲线呈现了多段线特性，具有渐变特性。随着滑块在最内侧球面上滑动到内侧球面在最外侧球面上滑动，其水平刚度逐渐变小，摩擦耗能能力逐渐变大，滞回曲线逐渐软化。当从次内侧球面接触到最外侧球面的限位挡板时，

到滑块接触到最内侧球面的限位挡板时，其水平刚度又逐渐增大，滞回曲线出现了强化段。

为了便于介绍和理解，本文后续均将复摩擦摆隔震支座简称为“摩擦摆”支座。

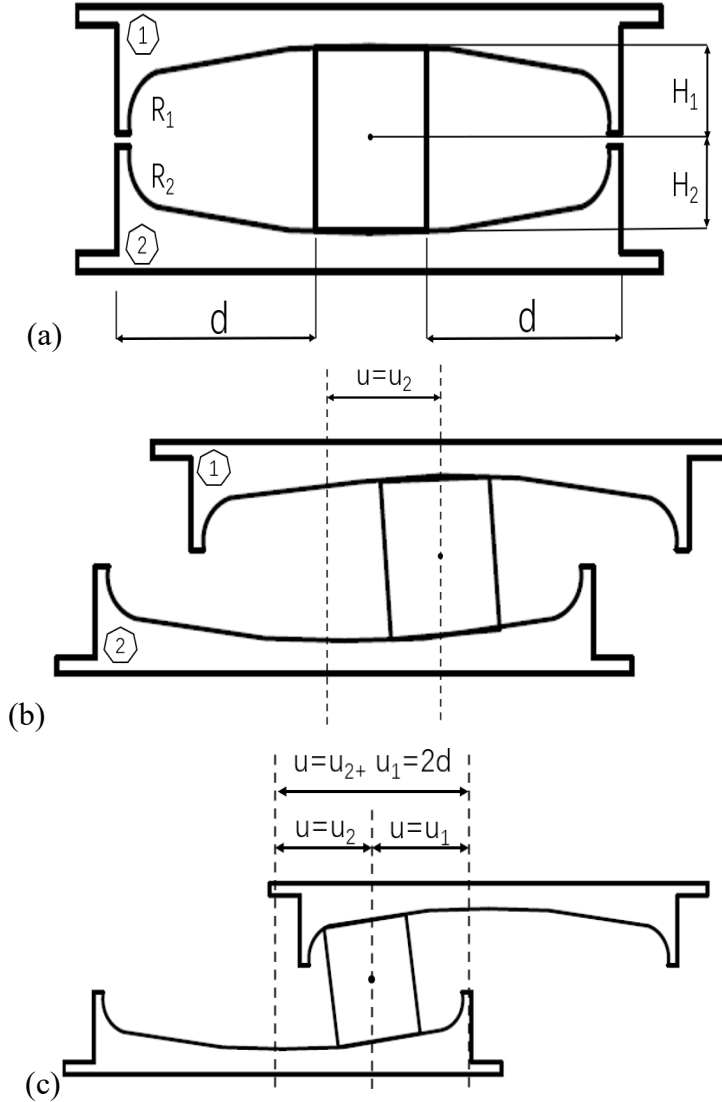


图 4.3 复摩擦摆在不同运动阶段示意图

为了推导复摩擦摆的力-位移关系，首先分别考虑复摩擦摆上下支座的运动，然后基于平衡和协调将其结合起来，得到完整支座的力-位移关系。复摩擦摆隔震支座在小变形假定下，受力如图 4.4 所示，作用在滑块上的力为：1) 竖向荷载 W ；2) 水平力 F_1 ，通过支座传递到滑块；3) 沿滑动面作用的摩擦力 F_{f1} ；4) 作用在滑动面上的法向压力合力 S_1

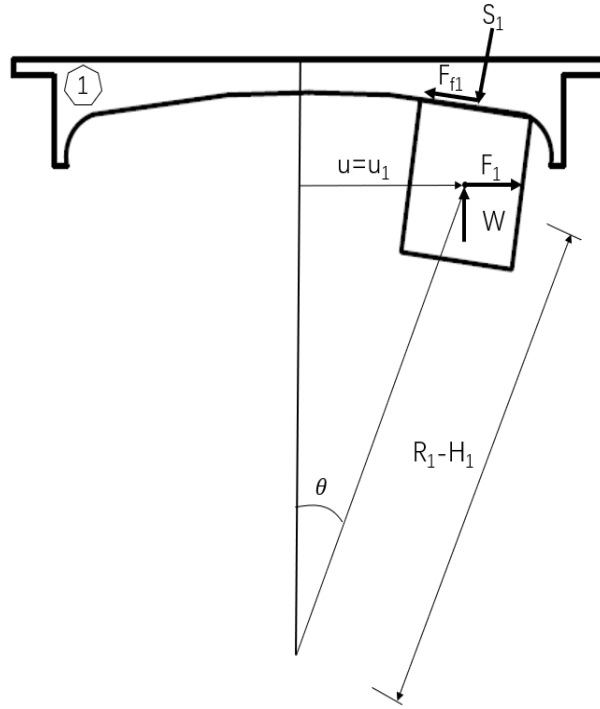


图 4.4 复摩擦摆受力示意图

根据水平方向和竖向的力平衡，可以得到滑块沿两个正交方向的力平衡公式如下：

$$F_1 - S_1 \sin \theta_1 - F_{f1} \cos \theta_1 = 0 \quad (4.1)$$

$$W - S_1 \cos \theta_1 + F_{f1} \sin \theta_1 = 0 \quad (4.2)$$

根据几何关系，滑块在曲面上的位移 x_1 为：

$$x_1 = (R_1 - H_1) \sin \theta_1 \quad (4.3)$$

其中 $R_1 - H_1$ 为球面中心点到滑块中心点的距离。

联立 4.1-4.3 式可得摩擦摆支座分别在上下曲面上单独滑动时的力位移关系式为：

$$F_1 = \frac{W}{(R_1 - H_1) \cos \theta_1} x_1 + \frac{F_{f1}}{\cos \theta_1} \quad (4.4)$$

$$F_2 = \frac{W}{(R_2 - H_2) \cos \theta_2} x_2 + \frac{F_{f2}}{\cos \theta_2} \quad (4.5)$$

式中 F_2 为通过支座下板传递作用在滑块上的力， x_2 为滑块在下曲面的位移， F_{f2} 为作用在下曲面的摩擦力。

通常情况下，曲率半径 R 远大于位移 x ，因此角度 θ 很小， $\cos \theta \approx 1$ 。此外对于整个摩擦摆支座，总位移等于上下表面之和，同时考虑水平向力的平衡可

以得到整个支座的力-位移表达式：

$$F = \left(\frac{W}{R_1 + R_2 - H_1 - H_2} \right) x + \frac{F_{f1}(R_1 - H_1) + F_{f2}(R_2 - H_2)}{R_1 + R_2 - H_1 - H_2} \quad (4.6)$$

以本文研究的支座为例，复摩擦摆上下曲面、摩擦系数相同，滑块到上下球面距离相等，因此三维隔震支座水平向力-位移表达式可简化为：

$$\begin{cases} F = \frac{W}{2(R-H)}x + \mu W (\text{加载过程}) \\ F = \frac{W}{2(R-H)}x - \mu W (\text{卸载过程}) \end{cases} \quad (4.7)$$

由此可以定义支座的双线性滞回模型，该模型的荷载一位移关系简洁明晰。这种结构代表了轴承在弱激励下具有显著的恢复力和重新定心能力，在强激励下仍具有足够的灵活性以达到理想的性能。作为一个示例，考虑 $R = 774 \text{ mm}$, $H = 60 \text{ mm}$, $\mu_1 = \mu_2 = 0.11$ 的复摩擦摆，承受一个完整的周期运动，完整的力-位移关系如图 4.5 所示。

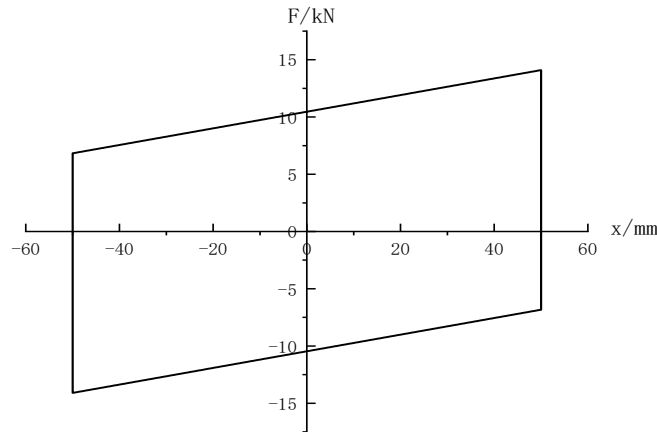


图 4.5 复摩擦摆双线性滞回曲线

4.2.3 竖向碟形弹簧力学原理

碟形弹簧是一种承受轴向负荷的碟状弹簧，其结构简单、尺寸紧凑，满足承载力需求的同时仍可以兼顾竖向刚度要求，拥有较好的耗能减震特性，普遍应用于竖向隔震（振）。根据《碟形弹簧 第一部分：计算》^[141]（GB/T 1972.1-2023），碟簧结构形式分为无支撑面弹簧和有支撑面弹簧，图 4.6 为单片无支撑面碟簧截面图，也是本文选取的碟簧弹簧类型。

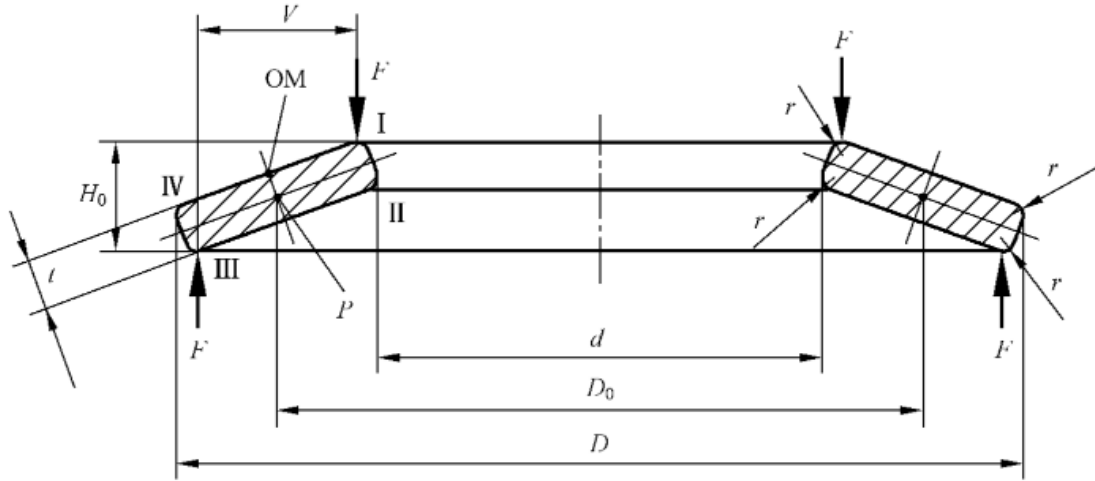


图 4.6 单片无支撑面碟簧截面图

其中， D —外径， d —内径， H_0 —单片碟簧自由高度， t —厚度， F —单片碟簧负荷， V —无支撑面碟簧杠杆臂长度。

此外碟形弹簧根据 D/t ， h_0 (H_0-t)/ t ，可以将其分为 A、B、C 三个系列，每个系列比值见表 4.1

表 4.1

系列	h_0/t	D/t
A	≈ 0.40	≈ 18
B	≈ 0.75	≈ 28
C	≈ 1.30	≈ 40

根据《碟形弹簧 第一部分：计算》^[141]（GB/T 1972.1-2023）可知，单片无支撑面碟簧负荷为：

$$F = \frac{4E}{1-\nu^2} \times \frac{t^4}{C_1 \times D^2} \times C_4^2 \times \frac{s}{t} \times \left[C_4^2 \times \left(\frac{h_0}{t} - \frac{s}{t} \right) \times \left(\frac{h_0}{t} - \frac{s}{2t} \right) + 1 \right] \quad (4.8)$$

式中， h_0 为无支撑面碟簧压平时变形量的计算值； E 为弹性模量； ν 为泊松比； C_1 、 C_4 为计算系数。

其中计算系数，

$$C_1 = \frac{1}{\pi} \times \frac{\left(\frac{\alpha-1}{\alpha} \right)^2}{\frac{\alpha+1}{\alpha-1} - \frac{2}{\ln \alpha}} \quad (4.9)$$

式中 α 为 D/d ，对于无支撑面碟簧， $C_4=1$ 。

由于单个碟形弹簧的变形量和承载能力通常难以达到实际应用的标准，因此需要对单片碟簧进行合理的组合设计以满足实际需求。

碟簧组的承载力主要包括碟簧刚度承担的主要荷载以及碟簧组在工作中摩擦力承担的部分荷载，而摩擦力包括：第一，碟簧与上下板间的摩擦力；第二，多片碟簧叠合时碟簧间的摩擦力；第三，碟簧与导向杆的摩擦力。通常，可以将碟簧组各向摩擦系数等效为竖向摩擦系数^[142] μ_{v1} 、 μ_{v2} 。由于碟簧刚度较大因而在碟簧组工作时竖向变形量处在小范围内，因此假定加载和卸载摩擦系数 $\mu_v = \mu_{v1} = \mu_{v2}$ ，则碟簧组力位移曲线表达式为：

$$\begin{cases} F = Kx(1 + \mu_v) & (\text{加载过程}) \\ F = Kx(1 - \mu_v) & (\text{卸载过程}) \end{cases} \quad (4.10)$$

其中 K 为碟簧组等效弹性刚度， x 为竖向位移。

4.3 碟簧-复摩擦摆支座力学性能测试

4.3.1 三维隔震支座选型及参数

试验中水平向隔震支座采用上、下支座板球面半径相同的复摩擦摆支座，其中上、下支座板外观相同，均为正方形，如图 4.10 所示。水平向隔震单元参数如表 4.1 所示

表 4.1 水平隔震单元参数

名称	参数
球面半径 R/mm	774
等效曲率半径/ mm	1428
滑块-球面距/ mm	60
摩擦材料	聚四氟乙烯
打孔深度/ mm	10
摩擦摆板材料	不锈钢 440c
摩擦材料厚度/ μm	100

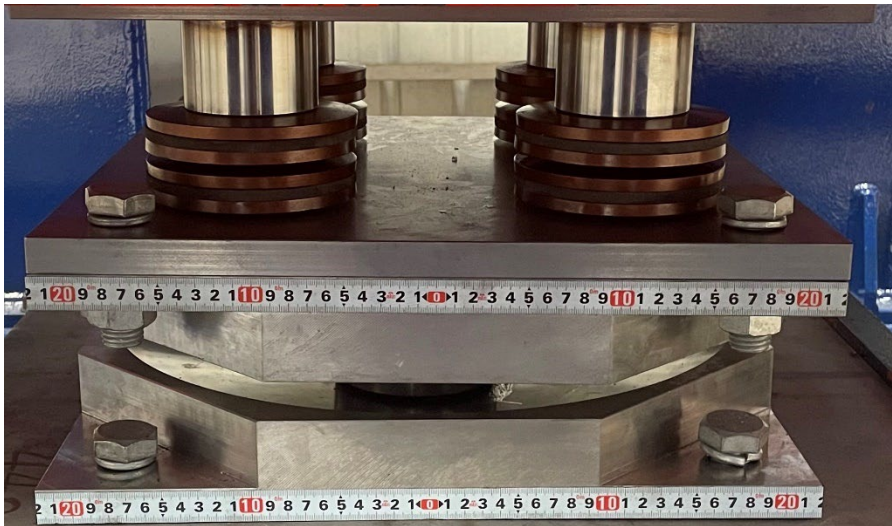


图 4.10 三维隔震支座实物图

碟簧竖向隔振单元采用如图 4.11 所示，四个碟簧组中心布置于碟簧板上，各碟簧组之间为并联形式。单个碟簧的尺寸及参数见表 4.2，其中刚度和极限承载力均为压缩量等于碟簧自由高度百分之七十五的情况，碟簧采用标准型号。竖向单元组合方式具体见表 4.3。每列碟簧组竖向割线刚度为单个碟簧的 n/i 倍，承载力为单个碟簧的 n 倍。碟簧组布置方式如图 4.11。

表 4.2 单个碟簧参数

型号	外径/mm	内径/mm	厚度/mm	自由高度/mm	承载力/N
A125	125	64	8	10.6	85900

表 4.3 碟簧组参数

型号	支座	对合数 i	叠合数 n	列数	设计刚度(kN/mm)	极限承载力(kN)
A125	1-1	2	2	4	176.21	687.2
	1-2	2	3	4	264.31	1030.8
	1-3	2	4	4	352.41	1374.4

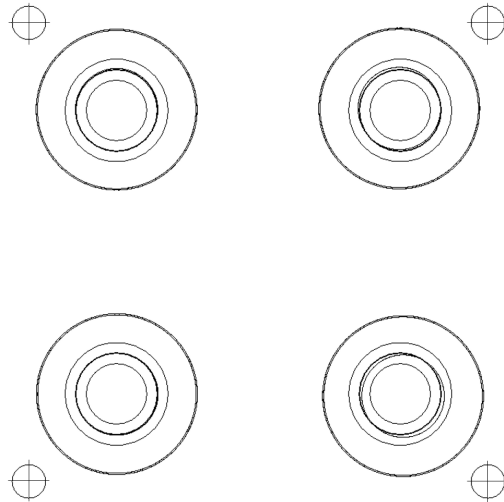
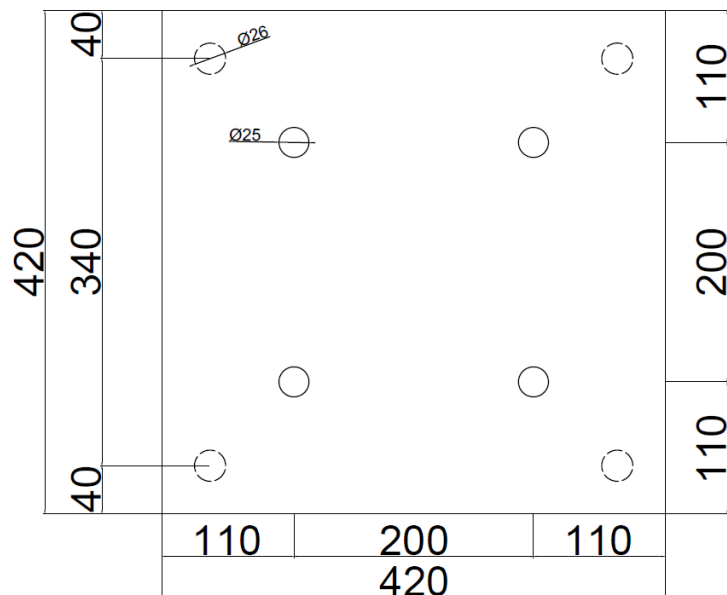


图 4.11 碟簧组平面布置图

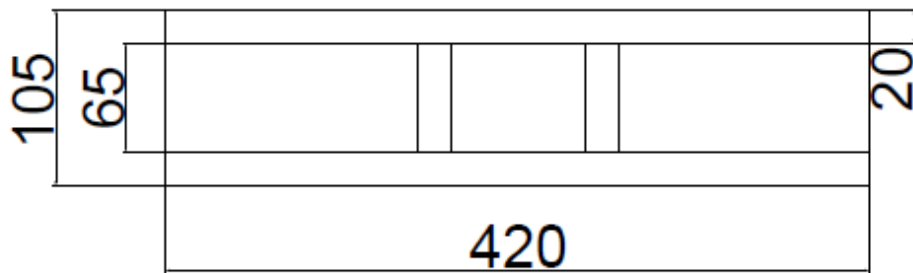
4.3.2 加载装置

(1) 连接件设计

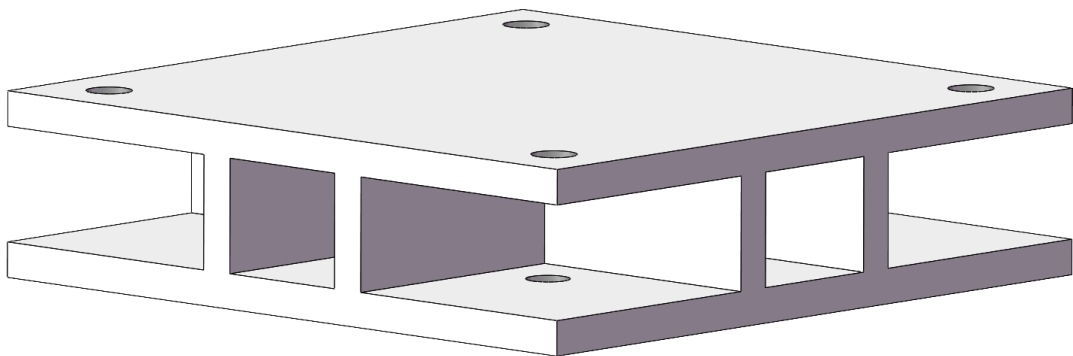
由于隔震支座无法直接与作动器连接，因此本文设计了如图 4.12 所示的连接板（420）。两块连接板均采用 Q235 钢板，板上留出的孔位分别对应试验机和摩擦摆的孔位以实现连接。连接板内部设计加劲肋以防止连接板发生弯曲变形，加劲肋及连接板中上下两块板采用焊接方式连接。两块连接板上下板均厚为 20mm，加劲肋厚 10mm，高 80mm，连接板总高 100mm。连接板、隔震支座及作动器之间使用高强螺栓相连接。



(a)连接板俯视图



(b)连接板正视图

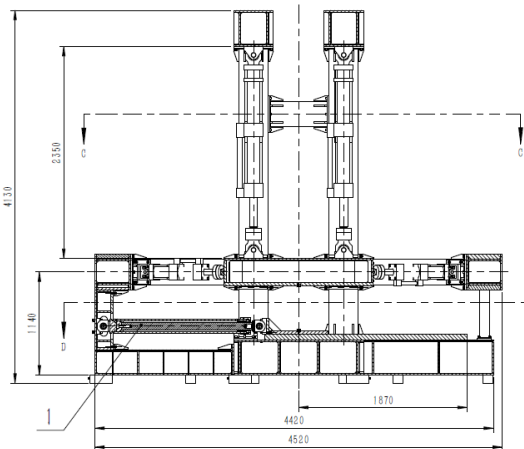


(c)连接板三维示意图

图 4.12

(2) 试验设备

本实验在中国地震局工程力学研究所实验室完成，水平向采用 FCS 佛力试验机完成试验加载，作动器水平向最大出力为 $\pm 300\text{kN}$ ，最大行程为 $\pm 100\text{mm}$ ；竖向采用材性试验机，竖向最大出力为 500t。试验使用 TML 公司的 SDP-100C 顶杆位移传感器测量摩擦摆上摆水平位移，量程为 100mm，精度为 0.02mm，采用东华动态采集设备进行实验数据采集和记录，试验机实物图如图 4.13 所示。



(a)试验机安装图



(b)试验机实物图

图 4.13 试验机安装及实物图

4.4 碟簧-复摩擦摆支座力学性能试验结果与分析

4.4.1 碟簧-摩擦摆三维隔震支座水平向性能试验

滑块半径为 110mm 的隔震支座在不同竖向荷载下水平向荷载-位移（ F_H - x_H ）滞回曲线和理论对比结果如图 4.14 所示。

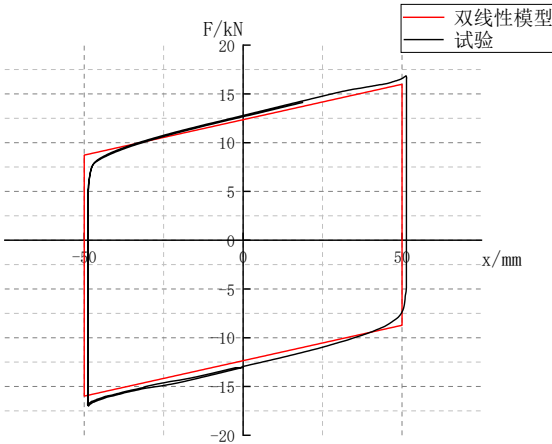


图 4.14 水平滞回曲线对比

由图 4.14 可见，试验测得的水平向滞回曲线与理论得到的曲线吻合较好，可用于后续根据双折线理论进行有限元模拟奠定基础。整体滞回曲线接近平行四边形，主要由于摩擦力影响的原因。通过滞回曲线两极值点割线确定水平向等效刚度 K_H ，等效刚度大于无摩擦时支座水平刚度。得到实测等效刚度后将竖向荷载作为上部结构自重进一步获取支座的实测水平自振周期 T_H 等效阻尼比 ξ_{eq} ，具体按下式计算，计算结果如表 4.4 所示：

$$K_{eff} = \frac{Q_2 - Q_1}{X_1 - X_2} \quad (4.11)$$

$$\xi_{eq} = \frac{4\mu PD}{2\pi K_{eff} D^2} \quad (4.12)$$

$$T_H = 2\pi \sqrt{\frac{P}{K_H g}} \quad (4.13)$$

表 4.4 110 滑块 三维隔震支座水平刚度与水平自振周期

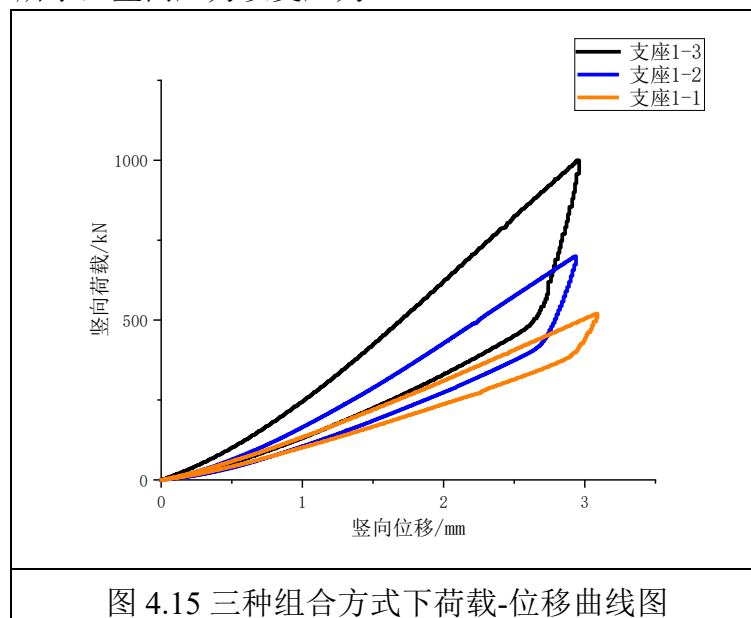
F_v/kN	$X_{\max}/\text{mm}$	$k_H(\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	T_H/s	ξ_{eq}	摩擦系数
95	50	0.337	1.065	0.547	0.112

4.4.2 碟簧-摩擦摆三维隔震支座竖向性能试验

在进行隔震支座设计时，需根据上部结构质量的不同选择不同刚度的支座以满足隔震需求，因此需要对碟簧进行不同方式组合，以得到不同刚度的隔震支座。本章中，通过碟簧-复摩擦摆三维隔震支座竖向性能试验，主要考虑了在单调加载和循环加载条件下，不同组合方式下支座的滞回性能。同时，我们对对比研究了加载幅值、加载速率以及橡胶板对支座竖向性能的影响。具体试验方案如下：

- (1) 获取不同组合方式下碟簧-复摩擦摆三维隔震支座的竖向力学性能；1-1、1-2、1-3 四个支座根据设计荷载设定加载幅值分别为 250kN、520kN、700kN、1000kN，加载速率为 5kN/mm。
- (2) 研究不同单调和循环加载下三维隔震支座竖向力学性能；1-1 支座、1-2 支座加载速率取 5kN/s，
- (3) 研究在不同架子啊幅值下三维隔震支座竖向循环的滞回性能，1-1 支座循环加载幅值分别取 120kN、240kN，1-2 支座加载幅值取 400kN。

首先获取不同组合方式下三维隔震支座的竖向力学性能，均以 5kN/s 速率加载，三种组合方式的支座力控制分别加载至加载幅值 520kN、700kN、1000kN。首次试验中叠合碟簧之间直接接触，不添加其他阻尼装置。不同组合方式对应不同刚度下三维隔震支座在单调加载工况下竖向荷载-位移 (F_{vn} - X_{vn}) 曲线如图 4.1 所示，竖向压力以受压为正。



从图 4.15 可知，碟簧组工作时提供耗能能力主要由碟簧间及碟簧和导向杆间摩擦力提供，碟簧组种碟簧叠合数量越多，碟簧组的耗能能力越强。根据本

章第二节碟簧组的三线性模型，通过计算可以获得以上三种组合方式的碟簧组其等效线性刚度、摩擦系数如表 4.5 所示。

表 4.5 不同组合碟簧组试验结果

支座	等效线性刚度 kN/mm	单调加载刚度 kN/mm	摩擦系数
1-1	149.83	168.28	0.123
1-2	198.14	156.55	0.210
1-3	262.46	187.07	0.287

考虑三维隔震支座在单调加载和循环加载以及循环加载中不同加载幅值时竖向力学性能，分别对 1-1、1-2 支座进行单调加载及循环加载，加载速率为 5kN/s，此外针对 1-1 支座进行不同幅值下循环加载，循环加载幅值取 120kN 和 240kN，分别进行三次循环加载。1-1 和 1-2 支座在单调加载与循环加载下竖向以及 1-1 支座在不同加载幅值情况下的竖向荷载-位移（ F_v - X_v ）曲线分别如图 4.16 和图 4.17 所示。三维隔震支座在不同加载幅值情况下竖向等效刚度及阻尼比如表 4.6 所示

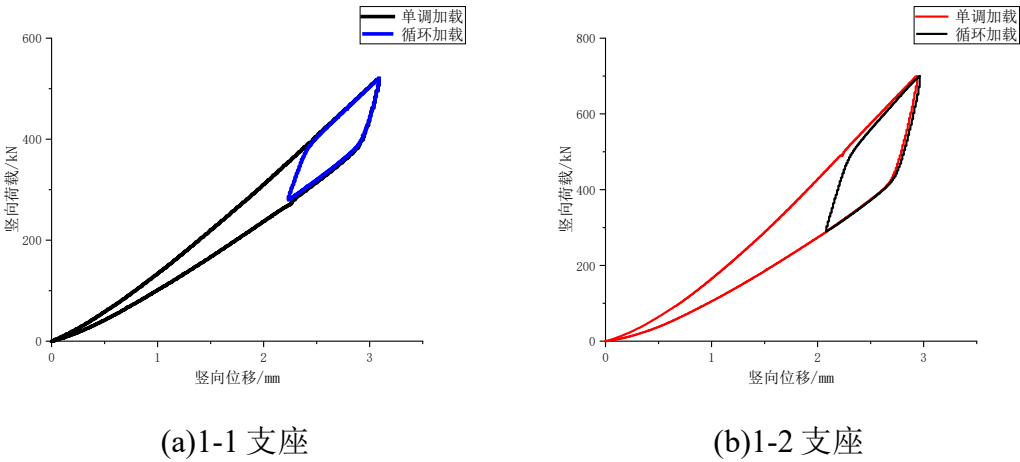


图 4.16 单调加载与循环加载荷载-位移曲线图

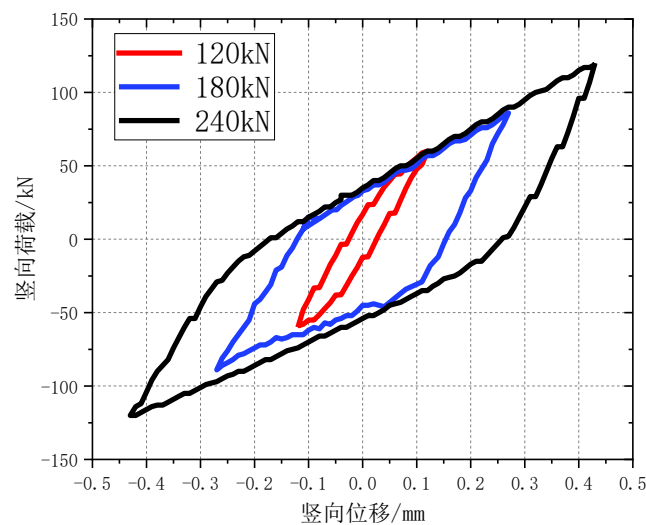


图 4.17 不同加载幅值下 1-1 支座滞回曲线

表 4.6 1-1 支座不同加载幅值下等效刚度及阻尼比

加载幅值/kN	循环刚度 $k_H(\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	等效阻尼比 ξ_{eq}
120	500.04	0.178
180	324.07	0.318
240	279.07	0.292

由图 4.16、图 4.17 及表 4.6 可知：

- (1) 隔震支座竖向循环刚度远大于竖向单调刚度，通过计算可得 1-1 和 1-2 支座竖向循环刚度分别为 281.13kN/mm 和 464.65kN/mm ，分别是其竖向单调刚度的 1.87 倍和 2.34 倍。试验机加载初期由部分碟簧组先进入工作状态，待一定位移后所有碟簧组共同工作，因而隔震支座竖向单调刚度小于设计刚度。此外由于试验机加载初期竖向隔震单元的四组碟簧组并未全部参与工作因此最初单调加载曲线的斜率较低。
- (2) 隔震支座竖向的滞回曲线面积随加载幅值的增加而增加，滞回曲线更加饱满，这说明支座的竖向耗能能力与加载幅值呈正相关。这是随着竖向荷载的增大，碟簧间以及碟簧和导向杆之前的摩擦力增大，摩擦耗能增加，滞回曲线也因此更加饱满。碟簧-复摩擦摆三维隔震支座的竖向等效刚度与竖向加载幅值呈负相关趋势，然而等效阻尼比则不同，随激励幅值的增大而先增大后降低。

4.5 三维隔震支座等效数值模拟及验证

三维隔震支座因其自身力学性能特点，在三个方向上均具有较强的非线性特点，然而若采用实体单元进行有限元模拟将在后续隔震响应分析中因几何非线性导致计算量过大以及不收敛问题。因此在获得三维隔震支座三个方向的滞回性能的基础上对其进行有限元等效模拟，使其在保证计算精度的条件下反映出三维隔震支座的力学性能，为后续三维隔震的地震响应分析奠定基础。

4.5.1 模拟方法

根据复摩擦摆的力学原理可知，支座反力主要通过向心恢复力以及滑块和摩擦摆球面之前的摩擦力产生的，其中向心恢复力是一种二阶反力，具有几何非线性。不同于常规模拟方法，即根据隔震支座的力学原理在有限元软件中进行参数设置，本节从试验结果出发在有限元软件中输入关键点进行等效模拟。Abaqus 中连接器单元选择 Bushing Connector 可以模拟隔震支座在 X 、 Y 、 Z 、 α_x 、 β_y 、 γ_z 六个自由度的力学特点以及弹性、刚性、塑性、摩擦、阻尼等力学行为，Connector 连接图示及行为概念图如图 4.18 所示。

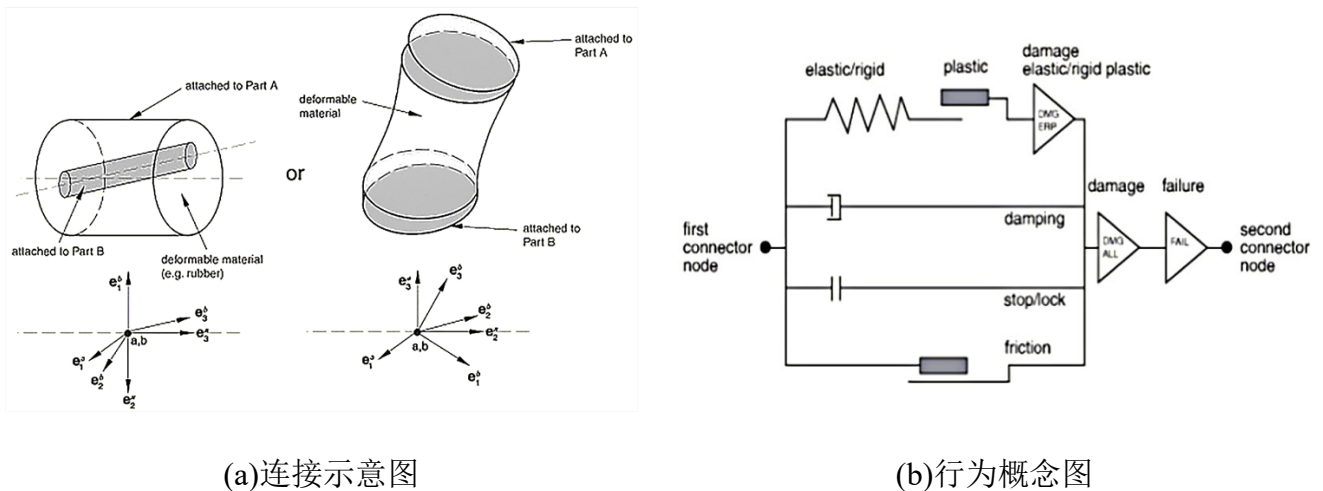


图 4.18 Bushing Connector 行为概念及连接示意图

有限元仿真中 ConnectorX、Y 向的 Elasticity 和 Plasticity 模拟摩擦摆屈服前弹性刚度和屈服后力以及塑性位移；通过 Elasticity 设置模拟碟簧等效刚度；Friction 中通过设置摩擦系数模拟碟簧受压后碟簧间摩擦出力的特性；Friction 中 Elastic Slip 模拟碟簧在刚受压时的材料弹性位移。

本文提出的三维隔震支座水平向和竖向分别按以下方法进行等效模拟：

(1) 水平向：

根据本章前两节可知，三维隔震支座的水平向恢复力由向心力和摩擦力构成，在滑动过程中通过摩擦耗能。支座在实际运动过程中并非从一开始就起滑，当水平力小于 μW 时只发生微小的弹性变形，这一阶段也成为复摩擦摆的弹性阶段，此时的弹性刚度较大；当水平力大于摩擦力 μW 时，支座屈服进入塑性阶段开始滑动。本小节根据水平向复摩擦摆双折线模型，并结合试验结果来准确模拟复摩擦摆滞回曲线的特性，参考图 4.19。

双折线模型中两个刚度 k_1 和 k_2 计算公式如下：

$$k_1 = \frac{W}{2(R-H)} + \frac{\mu W}{X_y} \quad (4.14)$$

$$k_2 = \frac{W}{2(R-H) \cdot (X_{\max} - X_y)} X_y \quad (4.15)$$

Bushing Connector 中 Elasticity 设置中 X、Y 方向的刚度即为 k_1 。接下来介绍 Plasticity 中 Specify kinematic hardening 的参数设置。首先不难理解 A 点即为塑性阶段的初始点，即塑性位移将要发生时的点，此时的屈服力为 $\frac{W}{2(R-H)} X_y + \mu W$ ，屈服位移为 0。根据图 4.19 塑性阶段最终点的屈服力为 $\frac{W}{2(R-H)} X_{\max} + \mu W$ ，屈服位移的极限值根据下式计算：

$$X_{\text{塑}} = X_{\max} - X_y - \frac{\frac{W}{2(R-H)} \cdot (X_{\max} - X_y)}{k_1} \quad (4.16)$$

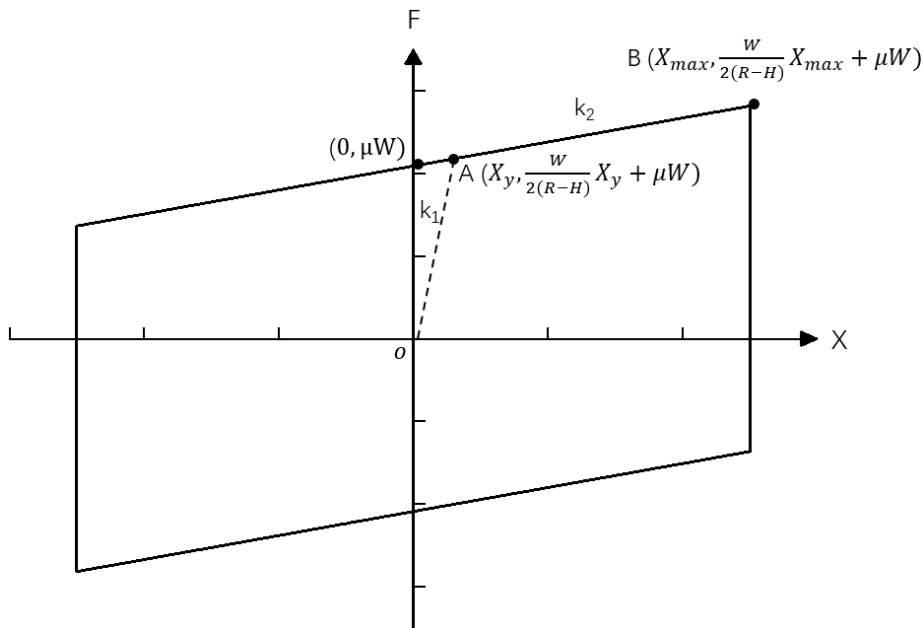


图 4.19 三维隔震支座水平向双折线模型

其中, X_y 代表复摩擦摆支座的屈服位移, 根据《建筑摩擦摆隔震支座》规范可知屈服位移 X_y 为 2.5mm; W 为支座上方的竖向荷载; μ 为滑动曲面摩擦系数; $R-H$ 为复摩擦摆支座有效曲率半径; $X_{\max}$ 为支座的极限位移。

(2) 竖向:

根据本章前两节可知, 碟簧的承载主要由碟簧弹性力和碟簧间的摩擦力组成, 其中碟簧间的摩擦力又承担耗能的作用。根据上一节的试验结果可知, 三折线模型可以有效反映碟簧的工作原理。本小节根据竖向碟簧组的三折线模型, 并结合试验结果来准确模拟三维隔震支座的竖向力学性能, 参考图 4.20, 这里以试验中的一组数据为例说明计算方法。

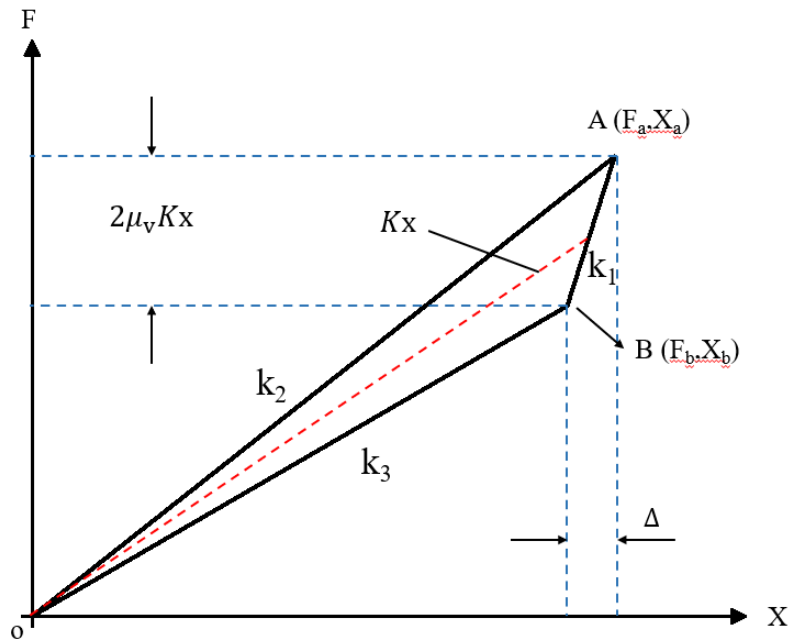


图 4.20 碟簧组等效刚度模型

以 1-2 支座工况获取的荷载-位移曲线作为示例, 具体计算如下:

$$k_2 = k + \mu k = 337.84 \text{ kN/mm}$$

$$k_3 = k - \mu k = 184.61 \text{ kN/mm}$$

根据上式计算可得等效刚度 k 为 261.23kN/mm, 摩擦系数 μ 为 0.29。

4.5.2 模拟结果验证

采用 Abaqus 有限元软件进行仿真分析, 上下板采用实体单元用以模拟隔震支座的上下板。连接器与上下板之间采用耦合连接用以传递竖向荷载及水平向

位移，支座下板固接。采用隐式通用静力学分析，水平向以正弦波加载，竖向以和试验加载方式相同的 5kN/s 加载速率匀速加载。分别计算不同组合方式下及不同加载幅值下三维隔震支座的荷载-位移曲线。隔震支座等效计算模型如图 4.21 所示

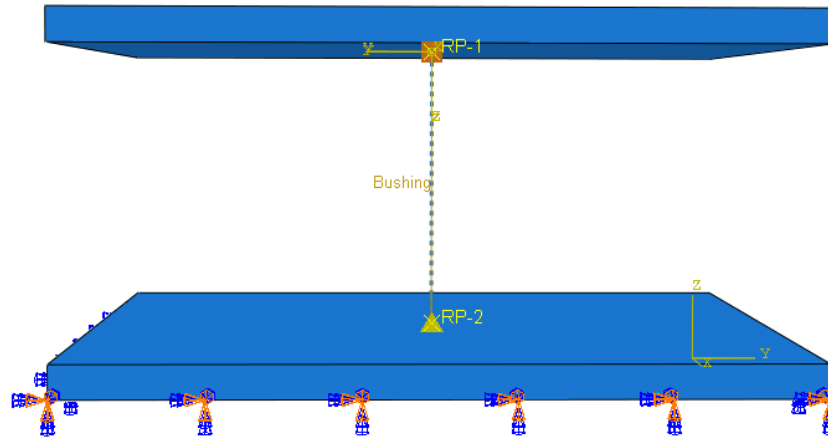


图 4.21 三维隔震支座有限元等效计算模型

三维隔震支座水平向滞回曲线对比结果如图 4.22 所示。支座的等效刚度和等效阻尼比如表 4.22 所示。

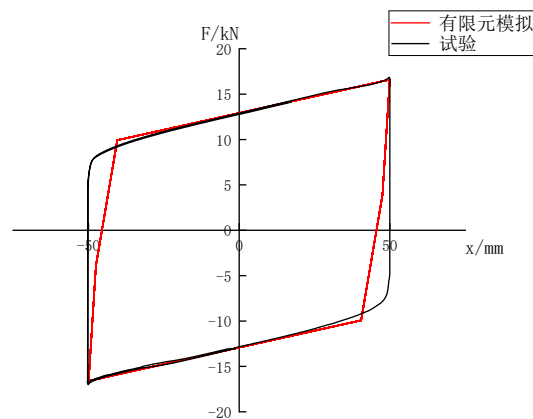


图 4.22 支座滞回曲线对比

表 4.7 隔震支座水平向等效刚度及等效阻尼比对比

支座类型	等效刚度 $K_{\text{eff}}(\text{kN/m})$			阻尼比 ξ_{eq}		
	试验	模拟	误差	试验	模拟	误差
110	0.337	0.332	1.405%	0.547	0.522	4.633%

从图 4.22 及表 4.7 可以看出，采用本文方法进行有限元计算得到的结果与实验结果匹配度较高。根据试验结果可知，110 滑块的水平向等效刚度为

0.337kN/mm，有限元模拟的等效刚度为 0.332kN/mm，误差为-1.405%；试验得到的支座水平向等效阻尼比为 0.547，有限元模拟结果为 0.522，误差为-4.633%。对于 180 滑块，其等效刚度和阻尼比的模拟误差分别为-1.213%和-4.216%。尽管相比试验得到的滞回曲线，有限元仿真分析的滞回曲线饱满程度略低，耗能能力较差，但误差均控制在 5% 以内。

三维隔震支座的竖向荷载-位移曲线对比结果如图 4.23 所示。有限元数值仿真对于不同支座分别计算了单调加载及循环加载下支座的荷载-位移曲线。黑色曲线为试验结果，蓝色曲线为有限元模拟得到的荷载-位移曲线。

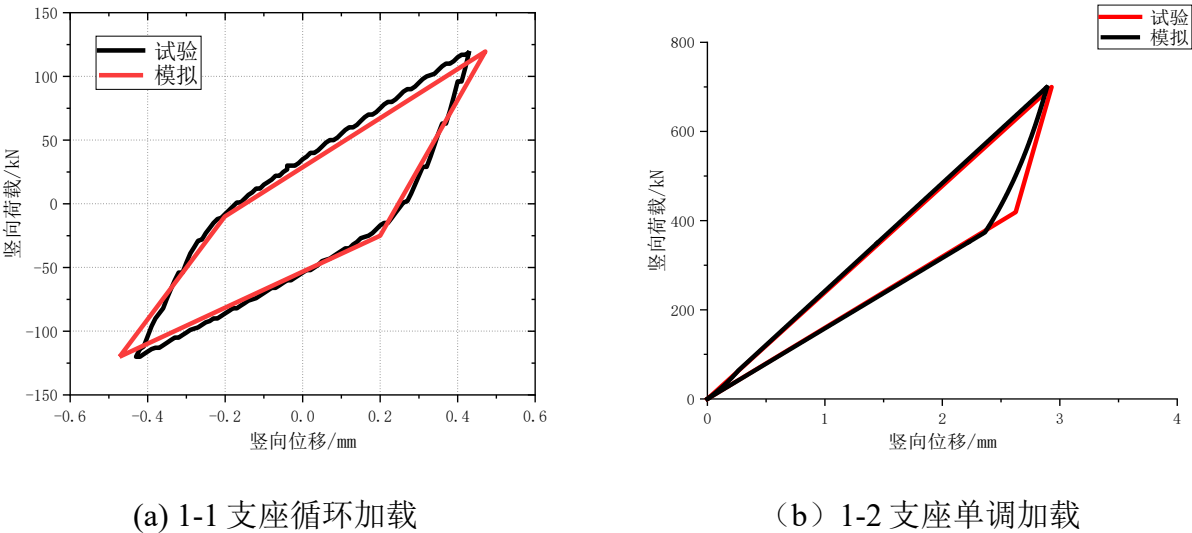


图 4.23 隔震支座竖向荷载-位移曲线对比

从图 4.23 可知，1-1 支座循环加载和 1-2 支座单调加载的有限元等效数值模拟结果均与试验结果吻合较好。循环加载工况下，支座在较大位移时有限元模拟得到的支座的耗能能力和等效刚度有所降低，但误差分别控制在 10%和 15%，如表 4.8 所示。

表 4.8 隔震支座竖向等效刚度及等效阻尼比对比

支座类型	等效刚度 K_{eq} (kN/m)			阻尼比 ξ_{eq}		
	试验	模拟	误差	试验	模拟	误差
110	279.07	254.24	8.897%	0.283	0.243	14.13%

结合水平向模拟结果可知，可以认为该模拟方法可以有效模拟本文三维隔震支座在三个方向上力学性能并用于下一步的地震响应分析。

4.6 本章小结

本章提出并设计了一种由复摩擦摆和碟簧组构成的三维隔震支座，该支座分别由竖向碟簧组隔振单元及水平向复摩擦摆隔震单元实现三维隔震，并以此对研究对象，在水平向对竖向力学原理的基础上对隔震支座水平向复摩擦摆和竖向碟簧组进行了压剪试验研究，得到了该三维隔震支座的滞回性能。此外，为了进一步验证该支座的性能，采用有限元分析方法进行了等效的数值仿真模拟，并与实验数据进行了详细的对比。得到以下结论：

- (1) 本文提出的三维隔震支座将水平变形与竖向变形解耦，水平向和竖向的力学性能互相独立。碟簧组和复摩擦摆通过螺栓串联连接，保证其受力始终处在竖向，避免下部复摩擦摆支座因转动以及上部荷载偏心造成的影响。此外，三维隔震支座由于碟簧组存在一定的预压变形，因而在地震作用下将其抬起则需要更多的能量，相比水平复摩擦摆具备一定的抗倾覆能力。
- (2) 本章碟簧-复摩擦摆三维隔震支座的竖向单调刚度小于竖向循环刚度，两种不同组合方式的支座竖向循环刚度分别为单调循环刚度的 1.87 倍和 2.34 倍。隔震支座的竖向滞回耗能能力与竖向加载幅值成正相关，随着加载幅值的增加，竖向滞回曲线更加饱满，而支座竖向循环等效刚度与竖向加载幅值成负相关。
- (3) 本文基于水平摩擦摆双线性模型及碟簧三线性模型通过 **Bushing Connector** 进行的三维隔震支座有限元模拟方法是合理的。有限元数值仿真分析结果与压剪试验对比表明，等效数值模型可以有效模拟支座在三个方向上的滞回性能且与试验结果匹配良好，误差均控制在 6% 以内，可以用于后续支座的减隔震响应分析。

第5章 三维隔震变压器地震响应分析

5.1 引言

隔震技术可以有效降低结构的地震响应，减小结构在地震作用下的破坏风险。目前我国西南地区部分变电站内已逐步采用摩擦摆支座开展不同电压等级的电力变压器水平隔震改造，通过试验及有限元分析获取变压器套管响应，结果表明采用摩擦摆进行水平隔震可以有效降低电力变压器部件损坏的风险。然而，断层在我国西南地区分布较多，近断层地震具有竖向地震动分量大的特点，通过水平隔震的变压器无法降低竖向加速度带来的影响，甚至发生倾覆危险，仅通过水平隔震已无法满足电力变压器的隔震需求。此外，针对一些套管布置倾斜角较大的变压器如换流变压器，其本身因结构特点会产生较大的竖向位移这也是水平隔震无法解决的问题。因此需要使用三维隔震支座进行减隔震。

在第四章的三维隔震支座试验及有限元模拟研究中，设计和支座了一种三维隔震支座并通过试验测试支座的滞回特性。此外，通过有限元模拟与试验结果的对比，验证了模拟方法的合理性和准确性。本章将基于有限元数值仿真的方法，以 500kV 三相一体变压器为例，进行变压器三维隔震体系的地震响应分析。将结果与水平隔震及未隔震的变压器计算结果进行对比，研究其隔震效率并对比水平隔震和三维隔震支的隔震效果以论证三维隔震支座在变压器隔震设计中的优越性。

5.2 三维隔震变压器有限元模型及隔震支座参数

本文为便于比较分析，本章采用第三章选取的西南地区某站在运行的 ±800kV 换流变压器模型作为分析对象，换流变压器总重 476.5t，详细模型参数见第二章。

首先根据变压器重量确定竖向隔震单元参数。根据《电力设施抗震设计规范》要求，9度抗震设防烈度地区设计基本地震加速度为 0.4g。此外考虑到分析对象处于我国断层分布较密集的西南地区，竖向地震动作用明显，若按照 1:0.85:0.65 进行输入无法对该结构进行全面分析。因此按 0.6g 进行设计以保证支座可以提供足够的承载力：

$$\sum_i^n F_{vi} \geq mg + 0.6mg \quad (5.1)$$

式中， F_{vi} 代表所有支座提供的支持力。

由于考虑到变压器底部钢板刚度无法承受较大荷载，因此在箱体底部设置 12 个支座。采用碟簧作为竖向隔震单元，不仅确保了较高的承载能力，还允许通过调整其结构参数来灵活改变刚度，从而满足特定的隔震性能需求。根据上式计算可得每个支座至少需要提供 623kN 竖向力。设计中考考虑四组每组 4 个对合碟簧，碟簧规格为外径 D125mm，内径 d64mm，厚度 t 为 8mm，单片碟簧承载力为 85.9kN。竖向单元和水平向单元参数如表 5.1 和 5.2 所示，支座布置位置如图 5.1 所示。

表 5.1 竖向单元参数

碟簧型号	对合数 i	叠合数 n	列数	设计刚度(kN/mm)	极限承载力(kN)
A125	2	4	4	352.41	1374.4

表 5.2 水平向单元参数

曲率半径(mm)	摩擦系数	滑块高度(mm)	滑块半径(mm)	初始刚度(kN/mm)
774	0.1	120	180	31.05

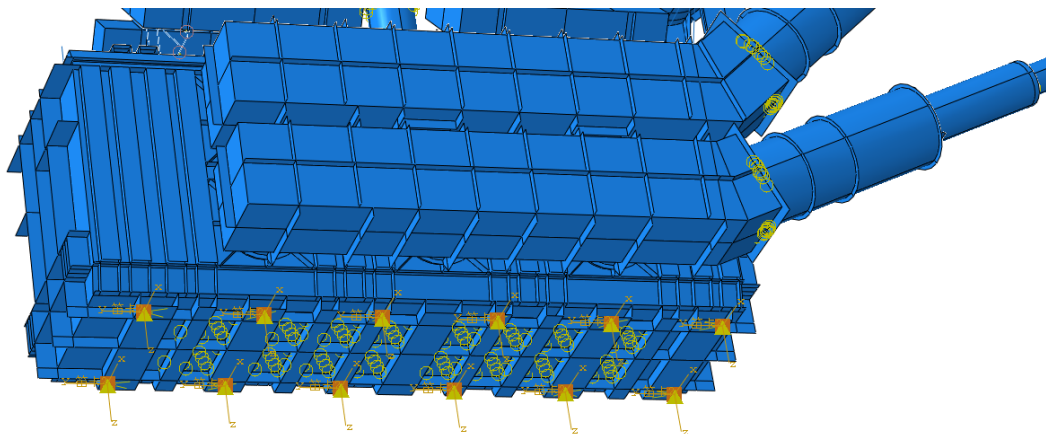


图 5.1 换流变压器三维隔震支座布置

三维隔震单元由水平向复摩擦摆和竖向碟簧构成。上部变压器结构质量分布不对称，而三维隔震支座中水平向复摩擦摆支座的恢复力、等效刚度与上部荷载相关，因此需要在有限元模型中先进行 Gravity 步计算获得每个支座上部压力。根据第四章模拟方法进行参数设置及得到的竖向荷载，各隔震支座有限元

仿真参数设置见表 5.2。与水平向复摩擦摆支座不同的是竖向隔震单元碟簧组的刚度、摩擦等参数与上部结构自重无关，支座的布置位置也不会影响力学参数的设置，因此在有限元仿真中根据试验所得参数进行统一设置，具体参数见表 5.3 和表 5.4。

表 5.3 三维隔震支座水平向有限元仿真参数

支座	竖向荷载/kN	摩擦系数	弹性刚度 kN/mm	塑性位移/mm
T11	410.23	0.11	16.70	154.79
T12	161.31	0.11	6.57	154.79
T21	454.49	0.11	18.50	154.79
T22	205.80	0.11	8.38	154.79
T31	498.71	0.11	20.30	154.79
T31	250.02	0.11	10.18	154.79
T41	542.94	0.11	20.10	154.79
T42	294.22	0.11	11.97	154.79
T51	587.16	0.11	23.90	154.79
T52	338.41	0.11	13.77	154.79
T61	631.67	0.11	25.71	154.79
T62	382.50	0.11	15.57	154.79

表 5.4 三维隔震支座竖向有限元仿真参数

支座	弹性位移/mm	等效刚度 kN/mm	摩擦系数
T11-T62	0.32	231	0.28

5.3 模态分析

利用有限元软件对三维隔震后变压器体系进行模态分析获取其自振频率及振型，提取隔震前后以套管为主要振型的前 10 阶模态见表 5.5 所示。

表 5.5 变压器及三维隔震变压器自振模态

模态	振型描述	自振频率/Hz	
		未隔震	3DCDFPS
1	阀侧套管 1 绕 Y 轴一阶摆动	1.483	1.438
2	阀侧套管 2 绕 Y 轴一阶摆动	1.673	1.626

3	阀侧套管 1 绕 X 轴一阶摆动	1.844	1.834
4	阀侧套管 2 绕 X 轴一阶摆动	1.853	1.851
5	网侧套管绕 Y 轴一阶摆动	3.305	3.347
6	网侧套管绕 X 轴一阶摆动	3.726	3.375
7	阀侧套管 1、2 绕 Y 轴二阶弯曲	5.486	5.634
8	阀侧套管 2 及升高座绕 Y、Z 二阶弯曲	5.71	5.92
9	阀侧套管 1 绕 X 轴二阶弯曲	7.087	7.18
10	阀侧套管 2 绕 X 轴二阶弯曲	7.245	7.41

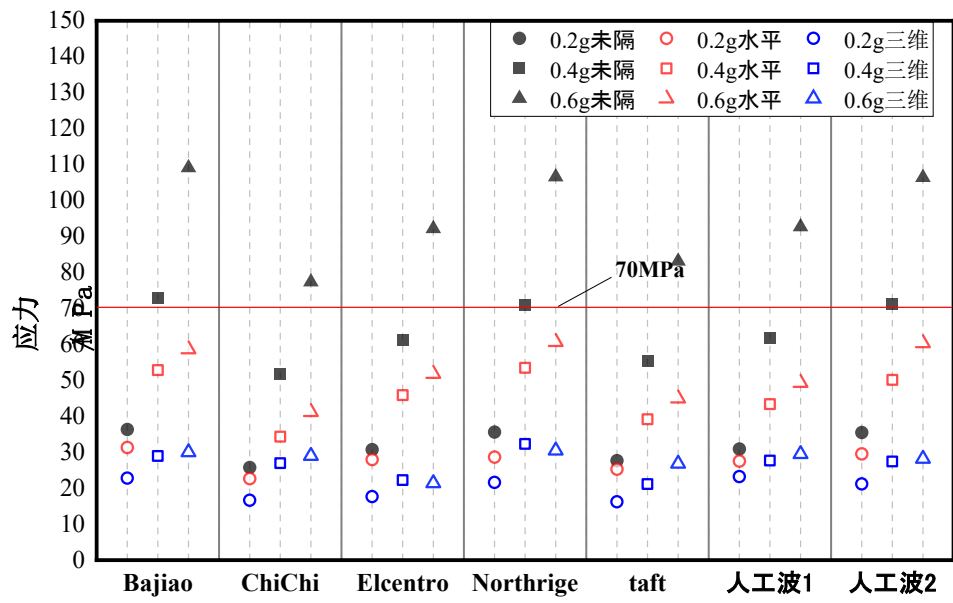
通过表 5.5 可以发现，采用三维隔震支座前后结构的基本自振频率相近，这主要由于模态分析是支座未进入屈服情况下的模态，支座在水平向未滑动之前等同于刚性连接，而此时由于刚度较大不会降低上部结构和地面之前的力传递作用。

5.4 变压器三维减隔震地震响应分析

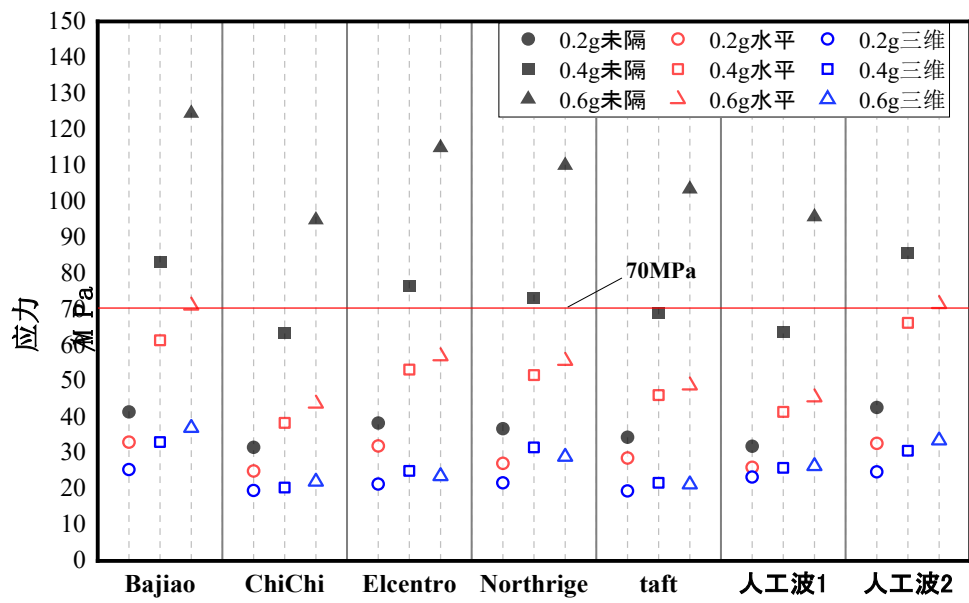
在变压器三维隔震体系有限元模拟中输入地震波以获取重要部件地震响应。进行时程分析时按 9 度罕遇地震标准输入地震加速度时程最大值，对每组主震方向地震波分别输入计算主震方向峰值地面加速度 0.2g、0.4g、0.6g 工况。其中 0.2g、0.4g 分别对应《电力设施抗震设计规范中》抗震设防烈度的 8 度及 9 度区。三向峰值地面加速度比值为：X:Y:Z=1:0.85:0.65。通过有限元计算获取未隔震水平隔震及三维隔震后变压器关键部位地震响应，并对比两种不同支座的计算结果，分析总结三维隔震支座的优越性。

5.4.1 套管根部应力响应

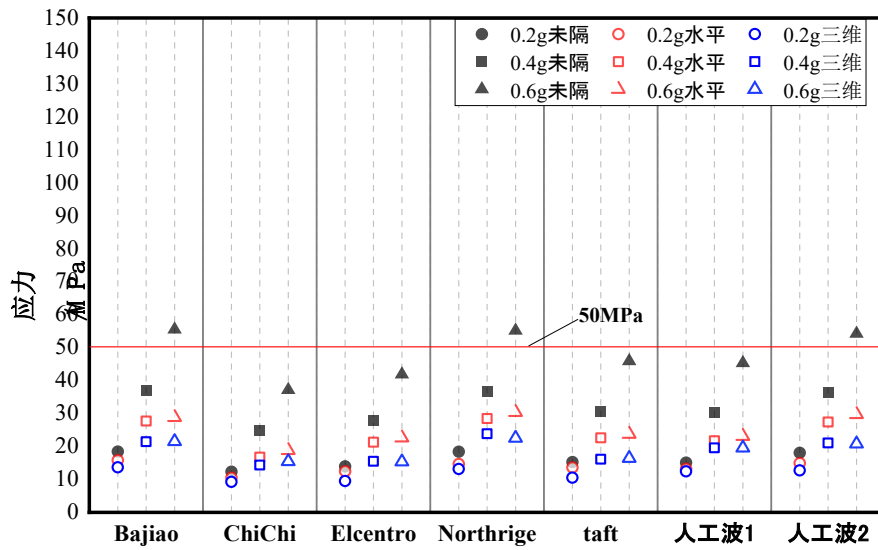
根据第三章分析可知变压器套管是地震作用下易损性最高的部件，因此本小节选取±800kV 换流变压器三根高压套管作为变压器失效分析对象，对比分析计算结果和套管材料强度以判断变压器是否发生破坏。七组地震波作用下，未隔震、水平隔震和三维隔震体系的套管根部峰值应力结果对比如图 5.2 所示，套管 A 应力时程曲线对比如图 5.3 所示。



(a) 阀侧套管 1



(b) 阀侧套管 2



(c)高压套管 C

图 5.2 高压套管根部峰值应力对比

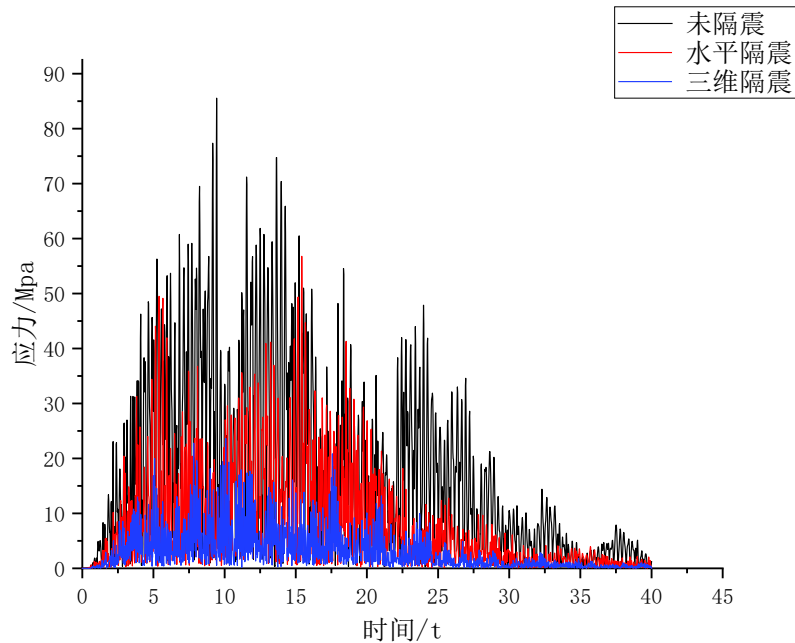


图 5.3 阀侧套管 1 根部应力时程曲线图

从图 5.2 和图 5.3 可知：

- (1) 未隔震体系在 $\text{PGA}=0.4\text{g}$ 地震动作用下，两根阀侧套管均已开始出现峰值应力大于材料极限强度的情况，易损性较高；而网侧套管在 $\text{PGA}=0.6\text{g}$ 地震动作用下才开始出现强度破坏的情况。其原因在于阀侧套管质量及长度均大于网侧套管，加之布置方式为悬臂导致其除了受

平地震动影响外，竖向地震动对其的影响也较大，因此在三向地震动共同作用下阀侧套管相较网侧套管更容易破坏。

- (2) 使用隔震支座进行隔震后，两种隔震方式下阀侧套管相较隔震前降低，并且由于支座非线性特性，套管根部应力随着 PGA 的增加而出现更大幅度的降低。其原因有如下两点：第一，随着 PGA 的增加三维隔震支座在水平向逐渐从弹性阶段进入屈服状态，而支座水平向屈服后刚度较低表现出更柔的特性，传递地震作用能力有限；第二，由于支座在震作用下做往复运动，由上一章试验可知，三维隔震支座在循环加载工况下其等效刚度随加载幅值的增加而减小，因此在更大 PGA 地震动作用下竖向更柔，传递力的能力降低。
- (3) 通过对比水平隔震支座和三维隔震支座可以发现：第一，三维隔震在水平隔震的基础上进一步降低了换流变压器套管的地震响应，尤其对于换流变压器的阀侧套管。其原因在于阀侧套管为悬挑布置，易受竖向地震动的影响；而对于竖直布置的网侧套管，三维隔震仍在水平隔震基础上降低了其地震响应，但相较于阀侧套管降低较少。

表 5.6 换流变压器套管根部峰值应力对比

PGA	隔震情况	部件		
		阀侧套管 1	阀侧套管 2	网侧套管
0.2g	未隔震	36.72	34.97	17.55
	FPB 水平隔震	31.22	30.33	14.99
	三维隔震	22.21	21.90	14.27
0.4g	未隔震	78.84	69.96	35.12
	FPB 水平隔震	58.05	52.34	28.79
	三维隔震	30.60	27.08	22.14
0.6g	未隔震	110.16	104.88	52.65
	FPB 水平隔震	77.27	74.64	37.83
	三维隔震	38.96	37.83	30.07

统计 7 组地震波作用下套管的计算结果如表 5.6 所示。由表 5.6 可以看出，对于阀侧套管而言三维隔震支座的隔震效果远好于水平隔震支座，对于网侧套管两种支座隔震效果差别不明显。

5. 4. 2 加速度响应及放大系数

汇总 7 条地震波作用下套管加速度响应并计算得到加速度放大系数如图 5.4

所示。

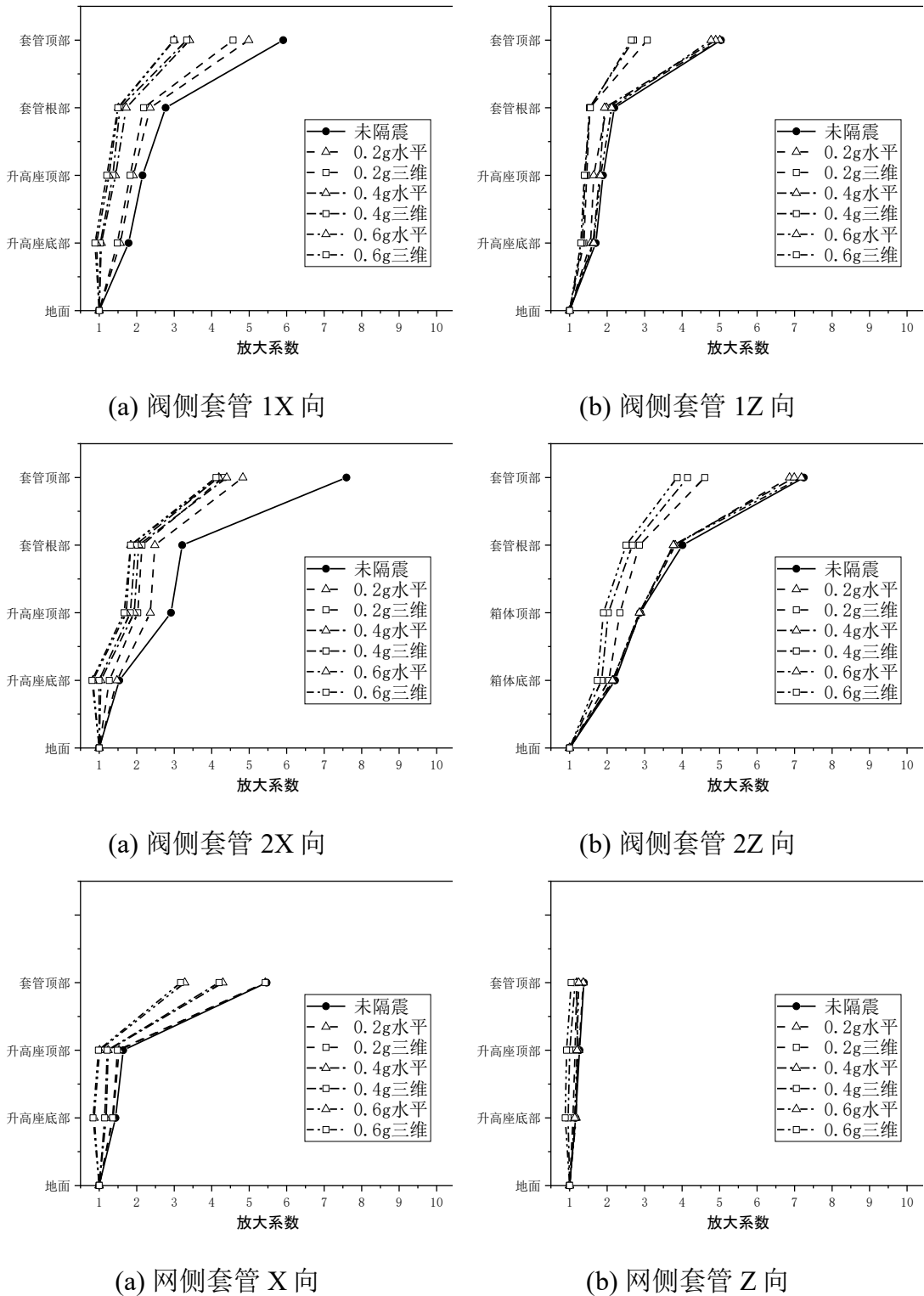


图 5.4 网侧套管加速度响应对比

对比图 5.4 中隔震前、水平隔震、三维隔震后阀侧套管的加速度放大系数及时程响应可知：

(1) 未隔震体系加速度放大系数随 PGA 改变而保持不变, 水平隔震及三维隔震体系加速度放大系数随 PGA 增加而降低。其原因在于未隔震变压器为线性体系, 结构响应随激励增大而线性增加, 而加速度放大系数为输出和输入的比值因此不随 PGA 增加而变化。结合第四章碟簧组试验结果可知, 其中 Z 向加速度放大系数随 PGA 的增加而降低主要由于碟簧组在更大激励作用下循环刚度越小。

(2) 通过对比不同方向上不同隔震方式的加速度放大系数变化可知, 三维隔震变压器的 X、Y 向的加速度放大系数和水平隔震变压器加速度放大系数相近, 但仍有一定降低, 主要由于不同方向的地震响应存在耦合, Z 向地震响应的降低会影响水平向地震响应, 因而三维隔震后变压器水平地震响应有一定降低。三维隔震变压器加速度放大系数的降低在 Z 向上则更为明显, 套管顶部的加速度放大系数远小于水平隔震和未隔震的换流变压器, 在 PGA 为 0.4g 时阀侧套管 1 和阀侧套管 2 分别降低 41.7% 和 50.03%, 而水平隔震和未隔震的变压器加速度放大系数接近。

5.5 隔震效率

根据上文分析可知三维隔震相比水平隔震有一定优越性。为对比分析水平隔震和三维隔震的隔震性能, 首先需要定义支座隔震效率评价指标。根据以往震害调查结果显示, 在历次地震中, 变压器的主要发生破坏的位置集中在套管根部, 套管应力响应也是研究者最受研究人员关注。因此以套管根部应力作为隔震效率的评价指标, 定义隔震前后套管根部应力减少值与未隔震套管根部应力的比值为支座的隔震效率, 如式 5-2 所示

$$\lambda = \frac{\sigma_{origin} - \sigma_{iso}}{\sigma_{origin}} \quad (5.2)$$

式中, λ 为隔震效率, σ_{origin} —未隔震套管根部峰值应力; σ_{iso} —隔震后套管根部峰值应力。根据式 5-1 计算后统计水平隔震和三维隔震的隔震效率对比如图 5.5 所示。

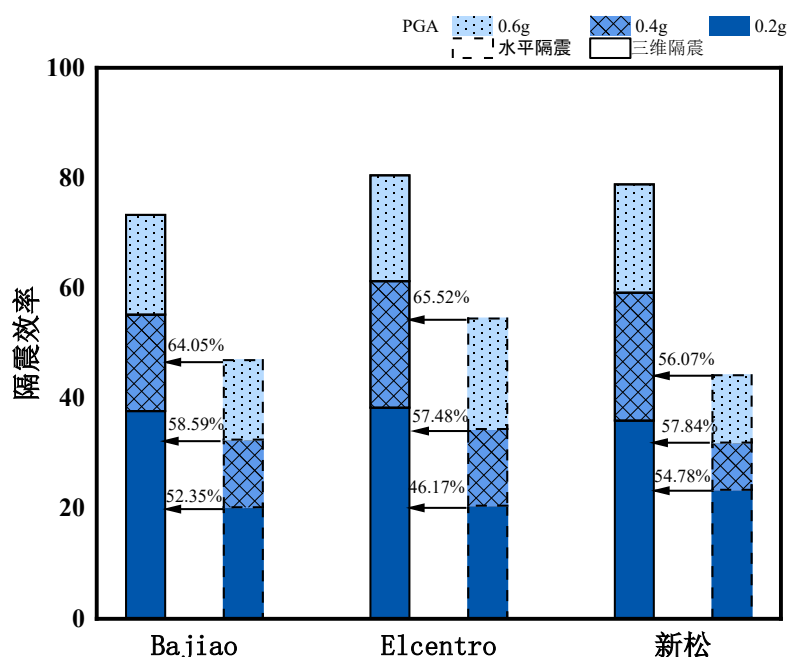


图 5.5 三条地震波作用下隔震效率对比

从图 5.5 可知：

- (1) 两种隔震支座的隔震效率均与 PGA 大小呈正相关，水平隔震支座在 PGA 达到 0.4g 时其隔震效率均超过 35%，三维隔震支座隔震效率则均超过 50%；PGA 为 0.8g 时水平隔震支座能够实现 45%以上的隔震效率，三维隔震支座则可以达到 70%以上的隔震效率。
- (2) 三维隔震支座在小、中、大震作用下对于换流变压器具备优于水平隔震支座的隔震效果。在 PGA 为 0.2g、0.4g 及 0.6g 时，水平隔震支座的隔震效率分别仅为 50%~60%。其主要原因在于水平隔震支座无法提供竖向减隔震，而换流变压器的阀侧套管布置方式为悬臂，受竖向地震动影响较大。

上述计算结果表明，尽管两种隔震支座在地震作用下均表现出良好的隔震效果，但三维隔震支座在不同地震动强度作用下隔震效果均优于水平隔震支座，隔震效率平均高 50%。因此对于同换流变压器类设备，即套管布置方式为悬臂的变压器，应考虑采用三维隔震支座用于隔震设计，将更有利于变压器的地震响应控制。

5.6 本章小结

本章首先根据换流变压器有限元模型进行了三维减隔震支座设计，确定了支座力学性能参数并建立变压器-三维减隔震有限元仿真模型，通过计算了水平和三维两种隔震体系的地震响应，对比分析了未隔震体系、水平隔震体系和三维隔震体系的地震响应，分析两种隔震支座的隔震效果，论证了三维隔震支座在换流变压器隔震设计中的优越性。研究得到以下结论：

- (1) 未隔震的换流变压器阀侧套管根部应力在 PGA 为 0.4g 时超过材料极限强度，而网侧套管根部应力则在 PGA 为 0.6g 地震动作用下超过材料极限强度，阀侧套管更易发生破坏。
- (2) 等效数值仿真支座可以有效用于三维减隔震响应分析。三维隔震支座可以较好的降低换流变压器阀侧套管的地震响应作用。PGA 为 0.2g 时可以实现 35%以上的隔震效率，PGA 为 0.4 时隔震效率达到 55%以上，而 PGA 为 0.6g 时隔震效率超过 70%。三维隔震支座对于网侧套管地震响应降低则不明显，主要由于其布置方式为竖向安装于箱体顶部，但对其套管根部应力仍有一定降低。
- (3) 三维隔震支座在三向上非线性特征明显，三维隔震体系的地震响应并未随 PGA 增大而线性变化，随着 PGA 增大，隔震效果更加明显。其主要原因一方面是水平向隔震层随 PGA 的增加进入屈服状态后刚度降低，另一方面是竖向碟簧组的等效刚度随地震动的强度增加也进一步降低，这一点与第四章试验结果相一致。
- (4) 竖向上水平隔震支座对于网侧套管几乎没有隔震效果，而三维隔震支座可以有效降低阀侧套管加速度响应，阀侧套管 1 和阀侧套管 2 相比于未隔震和水平隔震体系降低 41.7 和 50.03%。水平向，三维隔震变压器的 X、Y 向的加速度放大系数和水平隔震变压器加速度放大系数相近，但仍有一定降低，主要由于不同方向的地震响应存在耦合，Z 向地震响应的降低会影响水平向地震响应，因而三维隔震后变压器水平地震响应有一定降低。

第6章 结论与展望

6.1 本文主要研究结论

本文首先对带钢支座类变压器进行了地震响应分析,明确薄弱位置,初步揭示了钢支座对变压器的影响机制,随后通过对比分析不同特性地震动下变压器及隔震后变压器的地震响应,研究近断层地震动对其抗震性能的影响;接下来提出并设计一种新型三维隔震装置,对其进行了试验研究并提出有效的等效数值模拟方法;最后分析换流变压器三维隔震体系的地震响应特征,论证了三维隔震支座在换流变隔震设计中的优越性。本文研究得到的主要结论如下:

(1) 带钢支座变压器的基本振型主要是安装于器身上的各个部件的振动,包括套管、升高座、油枕、散热器等,且以高压套管—升高座体系的一阶、二阶摆动为主。长、重、柔的高压套管—升高座体系基频在地震的卓越频率范围(1~10Hz)内,且相较于未增设钢支座的变压器其对应的一阶、二阶振型出现明显的耦合现象。升高座顶部的加速度放大系数较大,相较于常规变压器,该类带钢支座变压器不仅X方向上位移响应超过限值,Y、Z方向上也均超过。因此对于带钢支座类500kV变压器,其动力特性不再满足常规变压器的要求,在抗震设计中应当对其进行针对性有限元计算或试验研究。带钢支座变压器的三根套管前2阶振型出现耦合现象并且存在绕X、Y轴弯曲的新振型出现导致存在更多振型参与,进而导致地震响应增大。此外钢支座的存在引起箱壁发生明显振动,也是导致响应增大的原因之一。

(2) 近断层地震动作用对换流变压器的变压器阀侧套管的地震响应影响非常显著,其中阀侧套管顶部竖向加速度分别是其他两组地震动的2~3倍。此外,近断层地震动对隔震后的变压器地震响应影响也比较明显,在PGA达0.4g时在隔震后阀侧套管应力仍高于极限材料强度,隔震效率远低于其他两组地震动。近断层地震动作用下水平隔震变压器支座竖向力发生提拉现象,倾覆破坏概率有所增加。

(3) 本文提出并设计的碟簧-复摩擦摆三维隔震支座构造合理,传力明确,在三向均具有良好的非线性。三维隔震支座竖向具备变刚度特性,竖向等效刚度随竖向加载幅值的增加而减小,竖向滞回耗能能力随加载幅值的增加而增大。三维隔震支座的力学性能参数试验结果与理论计算温和较好,数值仿真等效模型的计算结果也与试验结果相匹配,等效刚度及阻尼比误差均在百分之6%以内,

可以用于后续的三维隔震体系地震响应计算。

(4) 三维隔震支座能够较好的降低换流变压器阀侧套管的地震响应，且随着 PGA 的增加隔震效果愈发明显，在 PGA 达到 0.4g 及以上时隔震效率超过百分之 60%，在水平向和竖向均具有良好的非线性。对于网侧套管由于其布置特点，三维隔震支座与水平隔震支座的隔震效果相近。相比水平隔震支座甚至会轻微放大阀侧套管的竖向加速度，三维隔震支对阀侧套管的隔震效果明显，在 PGA 为 0.4g 及以上时，套管顶部竖向加速度相比水平隔震减小 50%以上，可以有效减小隔震层对地震动的放大作用。

6.2 进一步的工作方向与展望

大型电力变压器是完成我国“西电东送”战略中的重要设备，其结构复杂、维修成本极高，一直以来针对该类型设备的抗震性能及隔震改造等相关研究是我国输电工程中的难点。本文首先研究分析了一种带有钢支座的大型变压器抗震性能并且在水平隔震基础上针对变压器的三维减隔震进行了支座试验、数值模拟、三维隔震支座设计及变压器三维隔震地震响应分析进行了一定的研究。目前，由于我国电网工程的发展需求，由一批变电站将建立在我国地震频发以及断层分布广泛的西南地区，因此针对电力变压器的三维减隔震仍有许多工作有待进一步研究：

(1) 本文对带有钢支座类的大型变压器的抗震性能及三维减隔震研究主要基于有限元分析方法，有必要进行该类型变压器仿真模型的振动台试验进一步验证数值仿真的准确性。

(2) 本文对带钢支座类变压器的抗震性能分析中主要针对 500kV 三相一体变压器研究其关键部位地震响应以及钢支座对变压器结构的影响分析，缺少带钢支座类变压器的理论模型以进行深入分析，有必要进一步研究钢支座对不同影响机理并归纳出针对不同类型带钢支座变压器的评估方法。

(3) 除了振动台试验和有限元仿真分析角度研究，接下来应从理论层面出发，建立电力变压器三维减隔震理论模型。

(4) 本文对变压器三维减隔震的初步探索主要针对于单个设备的地震响应及隔震效率分析，不能适用于其他不同类型的电力变压器，有必要针对不同类型变压器进行合理的三维减隔震设计研究并进行多维地震动作用下的三维减隔震参数优化方法研究。

(5) 本文提出的三维隔震支座在小震情况下不易滑动，此时无法实现隔震

甚至会放大地震作用，进而造成破坏。因此有必要研究变摩擦或多重摩擦摆的三维隔震支座，以满足小震-中震-大震情况下的隔震需求。

（6）本文进行的变压器三维减隔震研究针对于换流变压器，有必要进一步完成针对不同结构设备的三维减隔震设计，建立更具有普适性的设计方法。

（7）人工智能发展是这个时代不可或缺的技术革命。对于电力变压器的三维减隔震研究应当在本文以及第三、四点的数据基础上，建立深度学习模型以完成对不同变压器的三维减隔震设计以及参数优化，实现电力变压器减隔震智能化。

参考文献

- [1] 陈竞成. 输电网安全形势与对策[J]. 电力安全技术, 2003(8): 1–5.
- [2] 孙建锋, 葛睿, 郑力, 等. 2010 年国家电网安全运行情况分析[J]. 中国电力, 2011, 44(5): 1–4.
- [3] Amoiralis E I, Tsili M A, Kladas A G. Transformer Design and Optimization: A Literature Survey[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2009, 24(4): 1999–2024.
- [4] 曹耀武, 朱英浩. 变压器的结构与工艺[M]. 沈阳: 沈阳变压器厂, 1987.
- [5] 谢毓城. 电力变压器手册[M]. 北京: 机械工业出版社, 2014.
- [6] Schiff A. Guide to Improved Earthquake Performance of Electric power Systems[R]. Virginia: American Society of Civil Engineers, 1999.
- [7] 律方成, 秦春旭, 郭文义, 等. 高海拔地区 $\pm 800\text{kV}$ 特高压直流输电系统绝缘子带电自然积污特性[J]. 高电压技术, 2013, 39(3): 513–519.
- [8] 张锐, 黄道春, 吴光亚, 等. 交流特高压支柱瓷绝缘子的自然积污特性研究[J]. 电网技术, 2014, 38(11): 3217–3223.
- [9] 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[J]. 电网技术, 2011, 35(3): 221–226.
- [10] 隋彬, 曹建军. 超特高压阀侧套管的绝缘配合与电热场分析[J]. 电气开关, 2014, 52(1): 85–88.
- [11] 姜斌. 变压器-套管体系抗震性能分析及振动台试验研究[D]. 同济大学, 2019.
- [12] Richter H L. Post-quake lessons for power utilities[J]. IEEE Spectrum, 1988, 25(13): 46–48.
- [13] American Society of Civil Engineering Technical Council on Lifeline Earthquake Engineering (ASCE-TCLEE). Northridge earthquake lifeline performance and post-earthquake response[R]. Reston: ASCE, 1997.
- [14] 日本建築学会. 阪神淡路大震災調査報告共通編 3: 都市防災システム[R]. 东京: 日本丸善株式会社, 1998: 268–271.
- [15] 日本阪神大地震考察组. 日本阪神大地震考察报告[R]. 北京: 地震出版社, 1997.
- [16] Cochran R S. Seismic Base Isolation of a High Voltage Transformer[A].

- ELECTRICAL TRANSMISSION AND SUBSTATION STRUCTURES 2015: TECHNICAL CHALLENGES AND INNOVATIVE SOLUTIONS IN GRID MODERNIZATION[C]. Branson, MO: 2015.
- [17] Takhirov S M, Fenves G L, Fujisaki E M et al. Ground Motions for Earthquake Simulator Qualification of Electrical Substation Equipment[R]. California: Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, 2005.
- [18] Takhirov G L, Fujisaki E M. Seismic Qualification and Fragility Testing of Line Break 550kV Disconnect Switches[R]. California: Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, 2004.
- [19] Evans N, McGhie C. The Performance of Lifeline Utilities following the 27th February 2010 Maule Earthquake Chile[A]. Proceedings of the Ninth Pacific Conference on Earthquake Engineering, Building an Earthquake-Resilient Society[C]. Auckland, New Zealand: 2011.
- [20] Kwasinski A, Eidinger J, Tang A, 等. Performance of Electric Power Systems in the 2010–2011 Christchurch, New Zealand, Earthquake Sequence[J]. Earthquake Spectra, 2014, 30(1): 205–230.
- [21] Eidinger J, Davis C, Tang A et al. M9.0 Tohoku Earthquake March 11 2011 performance of Water and Power System[R]. Oakland: GandE Engineering Systems Inc, 2012.
- [22] 東京電力株式会社. 東北地方太平洋沖地震に伴う電気設備の停電復旧記録[R]. 東京: 東京電力株式会社, 2013.
- [23] 张大长, 赵文伯, 刘明源. 5·12 汶川地震中电力设施震害情况及其成因分析[J]. 南京工业大学学报(自然科学版), 2009, 31(1): 44–48.
- [24] 于永清, 李光范, 李鹏, 等. 四川电网汶川地震电力设施受灾调研分析[J]. 电网技术, 2008(11): 5–10.
- [25] 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(8): 1–6.
- [26] Xie Q, Zhu R Y. Earth, wind, and ice[J]. IEEE Power & Energy Magazine, 2011(9(2)): 28–36.
- [27] Zhao B, Taucer F. Performance of Infrastructure During the May 12, 2008 Wenchuan Earthquake in China[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2010, 14(4): 578–600.
- [28] ASCE-TCLEE. Wenchuan, Sichuan Province, China, earthquake of 2008:

- Lifeline performance[R]. Reston: ASCE, 2014.
- [29] 董伟民, 周书瑞. 少油断路器及其减震体系的抗震研究[J]. 电力建设, 1982(1): 25-33+71.
- [30] 吴慧中, 周纪卿, 徐健学, 等. KW4-500 型空气断路器地震响应分析[J]. 高压电器, 1983(6): 4-12.
- [31] Wilcoski J, Smith S J. Fragility testing of a power transformer bushing: Demonstration of CERL equipment fragility and protection procedure[R]. Champaign: Illinois: US Army Corps of Engineers Construction Engineering Research Laboratories, 1997.
- [32] Gilani A S, Whittaker A S, Fenves G L, et al. Seismic evaluation and retrofit of 230 kV porcelain transformer bushings[R]. California: Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, 1999.
- [33] Gilani A S, Chavez J W, Fenves G L, et al. Seismic evaluation of 196 kV porcelain transformer bushings[R]. California: Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, 1998.
- [34] Gilani A S, Whittaker A S, Fenves G L, et al. Seismic evaluation of 550 kV porcelain transformer bushing[R]. California: Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, 1999.
- [35] Whittaker A S, Fenves G L, Gilani A S J. Earthquake Performance of Porcelain Transformer Bushings[J]. Earthquake Spectra, 2004, 20(1): 205-223.
- [36] Koliou M, Filiatrault A, Reinhorn A M. Seismic Response of High-Voltage Transformer-Bushing Systems Incorporating Flexural Stiffeners I: Numerical Study[J]. Earthquake Spectra, 2013, 29(4): 1335-1352.
- [37] Koliou M, Filiatrault A, Reinhorn A M. Seismic Response of High-Voltage Transformer-Bushing Systems Incorporating Flexural Stiffeners II: Experimental Study[J]. Earthquake Spectra, 2013, 29(4): 1353-1367.
- [38] 谢强, 马国梁, 何畅, 等. 1100kV 气体绝缘开关设备瓷套管抗震性能振动台试验研究[J]. 高电压技术, 2016, 42(8): 2596-2604.
- [39] 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.
- [40] 谢强, 何畅, 杨振宇, 等. 1100 kV 特高压变压器瓷套管地震作用破坏试验与分析[J]. 高电压技术, 2017, 43(10): 3154-3162.
- [41] He C, Xie Q, Yang Z, 等. Seismic evaluation and analysis of 1100-kVUHV porcelain transformer bushings[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering,

- 2019, 123: 498–512.
- [42] 孙宇晗, 程永锋, 卢智成, 等. 1100 kV 复合外绝缘套管地震模拟振动台试验研究[J]. 高电压技术, 2017, 43(10): 3224–3230.
- [43] 金松安, 李龙, 魏劲容, 等. 1100kV 变压器套管抗震性能研究[J]. 高压电器, 2016, 52(3): 100–104.
- [44] Ersoy S, Saadeghvaziri M A. Seismic Response of Transformer-Bushing Systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2004, 19(1): 131–137.
- [45] Bellorini S, Salvetti M, Bettinali F, 等. Seismic qualification of transformer high voltage bushings[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 1998, 13(4): 1208–1213.
- [46] Villaverda R, Pardoen G, Carnalla S. Ground motion amplification at base of bushings mounted on electric substation transformers[R]. California: Pacific Earthquake Engineering Research Center, Pacific Gas and Electric Corporation, University of California, Irvine, 1999.
- [47] Villaverde R, Pardoen G C, Carnalla S. Ground motion amplification at flange level of bushings mounted on electric substation transformers[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2001, 30(5): 621–632.
- [48] Filiatrault A, Matt H. Experimental Seismic Response of High-Voltage Transformer-Bushing Systems[J]. Earthquake Spectra, 2005, 21(4): 1009–1025.
- [49] Filiatrault A, Matt H. Seismic Response of High Voltage Electrical Transformer–Bushing Systems[J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(2): 287–295.
- [50] Ersoy S. Seismic responses of transformer bushing systems and their rehabilitation using frictional pendulum system[D]. New Jersey Institute of Technology, 2002.
- [51] 曹枚根. 大型电力变压器及套管振动台抗震试验研究[D]. 广州: 广州大学, 2011.
- [52] 曹枚根, 周福霖, 谭平, 等. 大型电力变压器及套管振动台抗震试验研究[J]. 振动与冲击, 2011, 30(11): 122–129.
- [53] 朱瑞元, 陈迪, 谢强. 仿真变压器套管体系振动台试验研究[J]. 电网技术, 2013, 37(10): 2830–2837.
- [54] 朱瑞元. 变压器-套管体系抗震分析与振动台试验研究[D]. 同济大学, 2013.
- [55] 谢强, 马国梁, 朱瑞元, 等. 变压器–套管体系地震响应机理振动台试验研究[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(21): 5500–5510.

- [56] 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, 2018, 44(6): 1878–1883.
- [57] 李晓璇. 大型变压器滑动摩擦摆支座隔震性能及设计方法研究[D]. 同济大学, 2023.
- [58] Klopfenstein A, Conway B J, Stanton T N. An approach to seismic evaluation of electrical substations[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1976, 95(1): 231–242.
- [59] Institute of Electrical and Electronics Engineers. IEEE Std-693-2005 Recommended practice for seismic design of substations[J]. New York: IEEE Press, 2006.
- [60] 日本電学会. JEAG5003-1998 電所等における電設備の耐震設計指針[J]. 东京: 日本電学会, 1998.
- [61] International Electro Technical Commission. IEC/TS-61463-1996 Bushings-Seismic Qualification[J]. New York: IEEE Press, 1996.
- [62] 中华人民共和国住房和城乡建设部. GB50260-2013 电力设施抗震设计规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2013.
- [63] 国家电网公司. Q/GDW 11132-2013 特高压绝缘电气设备抗震设计及减震装置安装 与维护技术规程[J]. 2013.
- [64] 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.
- [65] 程永锋, 朱祝兵, 邱宁, 等. 特高压电气设备抗震试验共振拍波适用性及合理地震动输入研究[J]. 高电压技术, 2015, 41(5): 1753–1759.
- [66] 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(4): 25–28.
- [67] Vanzi I. Seismic reliability of electric power networks: methodology and application[J]. Structural Safety, 1996, 18(4): 311–327.
- [68] 孟敏婕, 陈伶俐, 叶志明. 油浸式高压变压器地震易损性分析[J]. 世界地震工程, 2007(3): 163–167.
- [69] Zareei S A, Hosseini M, Ghafory-Ashtiany M. Seismic failure probability of a 400kV power transformer using analytical fragility curves[J]. Engineering Failure Analysis, 2016, 70: 273–289.
- [70] Kitayama S, Lee D, Constantinou M C, 等. Probabilistic seismic assessment of seismically isolated electrical transformers considering vertical isolation and vertical ground motion[J]. Engineering Structures, 2017, 152: 888–900.

- [71] 谢强, 文嘉意, 庞准. 大型变压器-套管体系基底隔震及其经济效用分析[J]. 高电压技术, 2020, 46(3): 890–897.
- [72] 卿东生, 陈星, 李晓璇, 等. 大型变压器抗震加固方法及其经济效用分析[J]. 高压电器, 2021, 57(11): 139–147.
- [73] 孙新豪. 换流变压器隔震体系地震响应分析及抗震韧性评估方法研究[D]. 同济大学, 2021.
- [74] 谢强, 孙新豪, 李晓璇. 特高压换流站换流变体系抗震韧性评估方法[J]. 高电压技术, 2022, 48(9): 3582–3592.
- [75] 朱旺, 毛宝俊, 谢强. 1100 kV 特高压变压器套管震后力学性能快速评估方法[J]. 高电压技术, 2022, 48(12): 4904–4914.
- [76] 张蓬鹤, 邓泽官, 吴巍, 等. 变压器震后剩余寿命评估模型的研究[J]. 高压电器, 2013, 49(6): 62–66.
- [77] Zhu W, Wu M, Xie Q, 等. Post-Earthquake Rapid Assessment Method for Electrical Function of Equipment in Substations[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2023, 38(5): 3312–3321.
- [78] 黄忠邦. 电力变压器的抗震加固[J]. 高电压技术, 1994(1): 73–76.
- [79] 马国梁, 谢强, 卓然, 等. 1000 kV 电力变压器的抗震性能[J]. 高电压技术, 2018, 44(12): 3966–3972.
- [80] Ma G-L, Xie Q, Whittaker A. Dynamic Interaction of High-Voltage Power Transformer Bushings, Turrets, and Tanks[J]. Earthquake Spectra, 2018, 34(1): 397–421.
- [81] Bender J, Farid A. Predicting Power-Transformer Bushings' Seismic Vulnerability Mounting Stiffness and Coupling[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2019, 33(3): 04019023.
- [82] Bender J, Farid A. Seismic vulnerability of power transformer bushings[J]. Engineering Structures, 2018, 162: 1–10.
- [83] 谢强, 孙新豪, 赖炜煌. 变压器-套管体系抗震加固理论分析及振动台试验[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(19): 6390–6399.
- [84] 林森, 程永锋, 卢智成, 等. ± 1100 kV 换流站内避雷器抗震及减震研究[J]. 高电压技术, 2017, 43(10): 3198–3207.
- [85] Xie Q, Yang Z, He C, 等. Seismic performance improvement of a slender composite ultra-high voltage bypass switch using assembled base isolation[J]. Engineering Structures, 2019, 194: 320–333.
- [86] Yang Z, Xie Q, He C, 等. Isolation design for slender ultra-high-voltage

- p composite equipment using modal parameters considering multiple responses[J].
- Engineering Structures*
- , 2019, 200: 109709.
- [87] Alessandri S, Giannini R, Paolacci F, 等. 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.
- [88] Alessandri S, Giannini R, Paolacci F, 等. 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.
- [89] 杨振宇, 谢强, 何畅, 等. 特高压直流换流阀减振控制技术及地震响应分析[J]. *中国电机工程学报*, 2017, 37(23): 6821-6828+7073.
- [90] 石高扬, 谢强. 支柱类电气设备中间层三维隔震振动台试验研究[J]. *土木工程学报*, : 1–10.
- [91] 石高扬, 谢强, 刘匀, 等. 变电站支柱类设备减隔震设计方法[J]. *振动与冲击*, 2023, 42(24): 109-116+142.
- [92] 杨振宇, 冯志伟, 徐俊鑫. 特高压支柱绝缘子阻尼支架设计及减震效果分析[J]. *高压电器*, 2022, 58(8): 183–188.
- [93] Fujita T, Fujita S, Yoshizawa T. Base isolation support of heavy equipment with laminated rubber bearings-1[R]. Tokyo: The Japan Society of Mechanical Engineers, 1984.
- [94] Fujita T, Fujita S, Yoshizawa T. Base isolation support of heavy equipment with laminated rubber bearings-2[R]. Tokyo: The Japan Society of Mechanical Engineers, 1984.
- [95] Suzuki H, Sugi T, Kuwahara H, 等. Studies on Aseismic Isolation Device for Electric Substation Equipment[A]. 见 : *Developments in Geotechnical Engineering*[M]. Elsevier, 1987, 43: 347–357.
- [96] Murota N, Feng M Q, Liu G Y. Experimental and analytical studies of base isolated systems for seismic protection of power transformer[R]. New York: The Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, 2005.
- [97] Murota N, Feng M Q, Liu G Y. Earthquake Simulator Testing of Base-Isolated Power Transformers[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2006, 21(3): 1291–1299.
- [98] Oikonomou K, Constantinou M C, Reinhorn A M, 等. Seismic isolation of electrical transformers[R]. New York: The Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research(MCEER), 2016.

- [99] Kong D, Reinhorn A M. Seismic evaluation and protection of high voltage disconnect switches[R]. Reston: ASCE, 2009.
- [100] Kong D. Evaluation and protection of high voltage electrical equipment against severe shock and vibrations[D]. State University of New York at Buffalo, 2010.
- [101] 曹枚根, 范荣全, 李世平, 等. 大型电力变压器及套管隔震体系的设计与应用[J]. 电网技术, 2011, 35(12): 130–135.
- [102] 曹枚根, 周福霖, 谭平, 等. 大型电力变压器及套管振动台抗震试验研究[J]. 振动与冲击, 2011, 30(11): 122–129.
- [103] 曹枚根, 周福霖, 谭平, 等. 变压器及套管隔震体系地震反应及隔震层参数分析[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(13): 166-174+206.
- [104] 马国梁, 朱瑞元, 谢强, 等. 变压器–套管体系基础隔震振动台试验[J]. 高电压技术, 2017, 43(4): 1317–1325.
- [105] 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(3): 946–956.
- [106] 程永锋, 孟宪政, 卢智成, 等. 特高压变电站电抗器隔震试验[J]. 高电压技术, 2017, 43(3): 814–821.
- [107] 建筑抗震设计规范[S]. 中国建筑工业出版社, 2002.
- [108] Uniform Building Code[J]. 1997.
- [109] Papazoglou A J, Elnashai A S. Analytical and Field Evidence of the Damaging Effect of Vertical Earthquake Ground Motion[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1996, 25(10): 1109–1137.
- [110] Yang J, Lee C M. Characteristics of vertical and horizontal ground motions recorded during the Niigata-ken Chuetsu, Japan Earthquake of 23 October 2004[J]. Engineering Geology, 2007, 94(1–2): 50–64.
- [111] 董娣, 周锡元, 徐国栋, 等. 集集地震中场地条件对地震动特性的影响[J]. 地震地质, 2006(1): 22–36.
- [112] 周锡元, 徐平, 王国权, 等. 1999 年台湾集集地震近断层竖向与水平反应谱比值的研究[J]. 地震地质, 2006(3): 325–335.
- [113] Wang D, Xie L. Attenuation of peak ground accelerations from the great Wenchuan earthquake[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2009, 8(2): 179–188.
- [114] 王国权, 周锡元, 马宗晋, 等. 921 台湾地震近断层强地面运动的周期和幅值特性[J]. 工程抗震, 2001(1): 30–36.
- [115] 倪永军, 朱晞. 近断层地震的加速度峰值比和反应谱分析[J]. 北方交通大学

- 学报, 2004(4): 1–5.
- [116] 贺秋梅, 闫维明, 董娣, 等. 震源机制和场地条件对近场强震地面运动特性的影响[J]. 地震研究, 2006(3): 256-263+317.
- [117] 徐龙军, 谢礼立. 竖向地震动加速度反应谱特性[J]. 地震工程与工程振动, 2007(6): 17–23.
- [118] 贾俊峰, 欧进萍. 近断层竖向与水平向加速度反应谱比值特征[J]. 地震学报, 2010, 32(1): 41-50+136.
- [119] Khoshnudian F, Motamedi D. Seismic response of asymmetric steel isolated structures considering vertical component of earthquakes[J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2013, 17(6): 1333–1347.
- [120] Yang H, Yin X, Hao H, 等. Theoretical Investigation of Bridge Seismic Responses with Pounding under Near-Fault Vertical Ground Motions[J]. Advances in Structural Engineering, 2015, 18(4): 453–468.
- [121] Loghman V, Khoshnoudian F, Banazadeh M. Effect of vertical component of earthquake on seismic responses of triple concave friction pendulum base-isolated structures[J]. Journal of Vibration and Control, 2015, 21(11): 2099–2113.
- [122] 刘德稳, 赵洁, 刘阳. 竖向近断层地震下隔震结构-非结构系统耦合控制研究[J]. 振动与冲击, 2019, 38(22): 130-136+177.
- [123] Mechanical properties of laminated rubber bearings for three-dimensional seismic isolation[A]. .
- [124] SUHARA J, MATSUMOTO R, OGURI S, et al. Research on 3-D base isolation system applied to new power reactor 3-D seismic isolation device with rolling seal type air spring—Part 2[A]. .
- [125] 熊世树, 唐建设, 梁波, 等. 装有 3DB 的三维隔震建筑的平扭-竖向地震反应分析[J]. 工程抗震与加固改造, 2004(5): 17–22.
- [126] 张玉敏, 苏幼坡, 梁军, 等. 碟形弹簧竖向减震装置的研究[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2005(12): 1678-1680+1697.
- [127] 魏陆顺, 周福霖, 任珉, 等. 三维隔震新技术保障地铁平台上部安全[J]. 建设科技, 2007(9): 38–39.
- [128] 赵亚敏, 苏经宇, 周锡元, 等. 组合式碟形弹簧竖向隔震支座的设计与性能试验研究[J]. 北京工业大学学报, 2009, 35(7): 892–898.
- [129] 王涛, 王飞, 丁路通. 核电厂三维隔震技术的理论和试验研究[J]. 土木工程学报, 2012, 45(S1): 238–242.

- [130] 谭平, 王斌, 金建敏, 等. 纤维增强工程塑料板夹层橡胶隔震支座有限元分析[J]. 振动与冲击, 2014, 33(24): 95–100.
- [131] 颜学渊, 张永山, 王焕定, 等. 高层结构三维基础隔震抗倾覆试验研究[J]. 建筑结构学报, 2009, 30(4): 1–8.
- [132] 贾俊峰, 欧进萍, 刘明, 等. 新型三维隔震装置力学性能试验研究[J]. 土木建筑与环境工程, 2012, 34(1): 29-34+53.
- [133] Cimellaro G P, Domaneschi M, Warn G. Three-Dimensional Base Isolation Using Vertical Negative Stiffness Devices[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2020, 24(12): 2004–2032.
- [134] Lee D, Constantinou M C. Combined horizontal–vertical seismic isolation system for high-voltage–power transformers: development, testing and validation[J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2018, 16(9): 4273–4296.
- [135] 王志远. 主变类设备三维变刚度隔震体系分析与试验研究[D]. 哈尔滨工业大学, 2021.
- [136] 田金梅. 梁单元与壳单元在固有振动计算中的比较[J]. 核动力工程, 2008(1): 50-52+80.
- [137] 陆军. 地震作用下变电站设备结构损伤识别方法研究[D]. 同济大学, 2021.
- [138] 曹枚根, 周福霖, 谭平. 变压器及套管隔震体系振动台试验及地震响应分析[J]. 振动与冲击, 2012, 31(21): 22–29.
- [139] 克拉夫. 结构动力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2006.
- [140] Chang K C, Mo Y L, Chen C C, 等. Lessons Learned from the Damaged Chi-Lu Cable-Stayed Bridge[J]. Journal of Bridge Engineering, 2004, 9(4): 343–352.
- [141] 全国弹簧标准化技术委员会. GB/T 1972.1-2023 碟形弹簧 第 1 部分: 计算[S]. 北京: 中国标准出版社, 2023.
- [142] 常海林. 三维隔震支座力学性能及其适用性研究[D]. 北京工业大学, 2020.

致谢

时光荏苒，转眼在同济的三年研究生生活将要画上句号，似乎三年前带着行李箱踏入同济校园的那一天仅仅发生在上个学期。

首先将最诚挚的感谢献给我的导师薛松涛教授，得遇良师，人生之幸。感谢您每次在重要时刻给予我切实的建议和无私的帮助，让一位怀有理想但稍显迷茫的青年人坚定自己前进的方向。您对于科学研究细致严谨的态度，让我无论在学习科研中还是工作生活中，都能时刻提醒自己要认真对待每一件事，力争上游；您的谆谆教诲，学生铭记于心。感谢副导师谢强教授，为我的研究提出宝贵建议，不仅在学术上提供资源、指明方向，也在思维方式和研究方法上给予启迪，指引我不断前行；还有谢丽宇老师对于我的关怀与学术指导让我受益匪浅，深表感激。学生愚钝，在科研起步阶段能有幸与各位明师相遇并受教于各位，荣幸之至。

感谢我的教研室的兄弟姐妹，在生活和科研上提供无私的帮助。感谢李晓璇、石高扬、文嘉意、张力、陆军、刘潇、梁黄彬、朱旺、闫聪、张欣、车兴儒、唐云、汤培森、毛宝俊、吴海楠、廖洋洋等师兄师姐们对我科研上的无私帮助与指点，感谢同门谢靖、吴通海、叶旭琛、王喆、胡晋语、徐哲、史钦豪、龙盼、范永瑞琛、魏淼淼、张文静、李钰睿、庞琳、李清璇等在这三年一起经历的快乐时光，感同时感谢师弟师妹们对我的帮助，祝愿大家科研进步。感谢叶鼠队的好兄弟们周子安、金玉童、褚泽仁、何一凡、张卓然、周峰、刘世辉、张之瑞给我带来的无尽欢乐，祝愿你们前程似锦。感谢舍友何元、孔维均，祝你们。

最后感谢我最伟大的父母。二十余年取得的每次取得的一点点进步都离不开您们的帮助。正是你们对我一如既往的支持、信任，让我能够有足够的勇气与信念去迎接求学路上的每一次挑战；正是你们对我二十余年的谆谆教诲与关怀，让我在受挫时仍可以突破自我，不断奋进。正是你们成就了现在的我，希望以后可以让你们为我感到更加自豪。

杜宇坤

2024年5月22日

个人简历、在读期间发表的学术成果

个人简历:

杜宇坤, 男, 1997 年 12 月生

2020 年 6 月毕业于西安建筑科技大学 土木工程专业 获学士学位。

2021 年 9 月入博洛尼亚大学攻读硕士研究生

2021 年 9 月入同济大学攻读硕士研究生

已发表论文:

- [1] 杜宇坤, 谢强, 薛松涛. 带钢支座类 500kV 变压器抗震性能及影响分析. 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, 2024

待发表论文:

- [1] 谢靖, 谢强, 薛志航, 杜宇坤, 叶旭琛. Ms6.2 积石山地震下 750kV 变压器震害机理分析. 高电压技术

研究报告:

- [1] 谢靖, 杜宇坤, 王喆. 500kV 攀枝花变电站三相一体变压器减隔震分析报告. 2023
- [2] 张力, 杜宇坤. 震振双控支座电磁振动台试验报告. 2023

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《XXXXXXXXXXXXXXXXXXXXX
XXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXXX》，是本人在导师指导下，独立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：

日期： 年 月 日

同济大学学位论文版权使用授权书

本人完全了解同济大学关于收集、保存、使用学位论文的规定，同意如下各项内容：按照学校要求提交学位论文的印刷本和电子版本；学校有权保存学位论文的印刷本和电子版，并采用影印、缩印、扫描、数字化或其它手段保存论文；学校有权提供目录检索以及提供本学位论文全文或者部分的阅览服务；学校有权按有关规定向国家有关部门或者机构送交论文的复印件和电子版；允许论文被查阅和借阅。学校有权将本学位论文的全部或部分内容授权编入有关数据库出版传播，可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存和汇编本学位论文。

本学位论文属于（在以下方框内打“√”）：

☐ 保密，在_____年解密后适用本授权书。

☐ 不保密。

学位论文作者签名：

指导教师签名：

日期： 年 月 日

日期： 年 月 日