



同濟大學
TONGJI UNIVERSITY

硕士学位论文

拉索式旋转电涡流阻尼器理论及试验研究

资助项目：国家自然科学基金

(编号：51478356)

政府间国际科技创新合作重点专项

(编号：2016YFE0127600)

姓 名： 余必龙

学 号： 1432160

所在院系： 土木工程学院

学科门类： 工 学

学科专业： 建筑与土木工程

指导教师： 薛松涛 教授

副指导教师： 谢丽宇 讲师

二〇一七年六月



同濟大學
TONGJI UNIVERSITY

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

**Theoretical and Experimental Study on Rotational
Eddy Current Dampers with Cable Bracing**

Supported by National Natural Science Foundation of China
(Grant No: 51478356)

Supported by Key Program for International S&T Cooperation
Projects of China (Grant No: 2016YFE0127600)

Candidate: Yu Bilong

Student Number: 1432160

School/Department: School of Civil Engineering

Discipline: Engineering

Major: Architectural and Civil Engineering

Supervisor: Xue Songtao

Deputy Supervisor: Xie Liyu

June, 2017

拉索式旋转电涡流阻尼器理论及试验研究

余必龙

同济大学

学位论文版权使用授权书

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

学位论文作者签名：

年 月 日

同济大学学位论文原创性声明

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

学位论文作者签名：

年 月

摘要

传统的金属耗能、粘滞阻尼器等具有易漏油、不易安装养护、跟换较难等缺点，本文研究了一种能够应用于土木工程领域的拉索式旋转电涡流阻尼器，其具有非接触、安装方便、耗能效果佳、阻尼易于调节、耐久性好等优点，在结构消能减震及振动控制领域中具有巨大潜力和应用价值。

本文从电涡流阻尼器电磁场分析、有限元模拟仿真、阻尼器计算理论、试验四个方面对这种阻尼特性进行了研究。论文的主要研究内容和取得的成果如下：

(1) 阐述了电涡流阻尼器的研究现状和背景，对新型电涡流阻尼器进行概念设计并指出需要注意的构造细节，对惯容器以及带拉索支撑的耗能阻尼器的特点进行了分析，对本文中的拉索与阻尼器之间的位移转换关系进行了详细计算。

(2) 分别从磁路分析、有限元仿真两个方面研究了介质中的气隙磁通密度，探讨了气隙大小、导体板材质、导体板厚度等关键因素对主磁感应强度的影响规律。通过磁路优化的仿真分析确定了阻尼器合理的布置方式，为之后的结构设计和试验打下了基础。

(3) 介绍了常用的几种电涡流阻尼系数的计算理论，基于匀强磁场假定推导了电涡流阻尼系数的理论计算公式，并提出修正系数用于综合考虑磁场强度实际分布的不均匀性对计算结果的影响，对阻尼器的动力学特性进行了分析，并在最后通过阻尼器试验推算了修正系数的合理取值，为工程设计提供了重要的参考借鉴意义。

(4) 对拉索式旋转电涡流阻尼器在有限元仿真结果和实际情况中的可调因素进行了自由振动试验研究，通过自由振动试验测量阻尼器附加阻尼比。采用对数衰减法对不同工况下的阻尼比和固有频率进行了计算分析，探讨了电涡流阻尼系数气隙大小、导体板材质和厚度等因素的变化规律，并将阻尼比规范计算值与试验值作对比分析。

关键词：拉索、电涡流阻尼器、磁路分析、气隙磁通密度、传递机制、对数衰减法、阻尼比、自由振动试验

ABSTRACT

Due to the fact that conventional metal energy dissipation, viscous dampers and so on have some shortcomings such as oil spill, hard to install、 maintain and change, we investigated a kind of rotational eddy current damper with cable bracing which can be applied to the field of civil engineering. This damping has many advantages such as Non-contact, easy installation, good energy-saving effect, easy to adjust the damping, durability and so on, which has great potential and application value in the field of structure of energy dissipation and vibration control.

In this paper, the characteristics of this damping are studied from four aspects : the electromagnetic field analysis of eddy current damper, finite element simulation, damper calculation theory and experiment. The main contents and achievements of the paper are as follows:

(1) The research status and background of the eddy current damper are expounded. The concept design of the new eddy current damper and the structural details needing attention are pointed out. The characteristics of the inertial container and the energy dissipation damper with cable support are analyzed. The relationship between the displacement between the cable and the damper is calculated in detail.

(2) The air gap flux density in the medium is studied from the aspects of magnetic circuit analysis and finite element simulation. The influence of the key factors such as the size of the air gap, the material of the conductor plate and the thickness of the conductor plate on the main magnetic induction is discussed. Through the simulation analysis of the magnetic circuit optimization, the reasonable arrangement of the damper is determined, which lays the foundation for the later structural design and experiment.

(3) This paper introduces the calculation theory of several commonly used eddy current damping coefficients. Based on the uniform magnetic field, the theoretical formula of the eddy current damping coefficient is deduced. The correction coefficient is used to consider the nonuniformity of the actual distribution of the magnetic field. And the dynamic characteristics of the damper are analyzed. Finally, the reasonable value of the correction coefficient is deduced by the damper test, which provides an important reference for engineering design.

(4) The free vibration test of the cable type rotary eddy current damper in the finite element simulation results and the actual situation is carried out. The damping ratio of the damper is measured by the free vibration test. The damping ratio and natural frequency under different working conditions are calculated and analyzed by logarithmic attenuation method. The variation rules of eddy current damping coefficient with the size of air gap, the material and thickness of conductor plate are discussed, and the damping ratio is compared between the calculated value and the test value.

Key Word: Cable, eddy current damper, magnetic circuit analysis, air gap flux density, transfer mechanism, logarithmic attenuation method, damping ratio, free vibration test

目录

摘要	I
ABSTRACT.....	II
第 1 章 绪论.....	1
1.1 选题背景.....	1
1.2 电涡流阻尼器研究进展.....	2
1.2.1 电涡流阻尼原理	2
1.2.2 电涡流阻尼相关现有研究与应用	2
1.2.3 阻尼器连接及位移传递装置研究现状	5
1.3 本文研究目的、意义和来源.....	6
1.3.1 研究思路及技术路线	7
1.3.2 本文的主要研究内容	7
第 2 章 电涡流阻尼器的电磁场分析及数值模拟.....	9
2.1 引言.....	9
2.2 电涡流阻尼器概念设计.....	9
2.3 永磁体的磁场分布理论计算.....	10
2.3.1 分子环流假说	10
2.3.2 毕奥-萨伐尔定律	11
2.3.3 圆柱形永磁体的磁场分布理论计算	12
2.4 介质中的磁场.....	15
2.4.1 介质的磁化	15
2.4.2 电涡流阻尼器的磁路分析	17
2.5 静磁场有限元模拟.....	20
2.5.1 软件简介	21
2.5.2 三维静磁场计算原理	22
2.5.3 气隙的影响	23
2.5.4 导体板厚度的影响	26
2.5.5 导体板材质的影响	27
2.6 磁路优化分析.....	28
2.7 本章小结.....	31
第 3 章 拉索式旋转电涡流阻尼器理论研究.....	32
3.1 引言.....	32
3.2 电涡流阻尼器阻尼力矩的理论计算.....	32
3.2.1 电涡流阻尼器阻尼力矩的常用计算方法	32
3.2.2 电涡流阻尼力矩的简化算法	33

3.3 阻尼器动力学的分析.....	36
3.3.1 自由振动状态下的动力学分析	36
3.3.2 简谐运动状态下的动力学分析	38
3.4 阻尼器设计.....	40
3.5 连接部分设计.....	42
3.6 框架设计.....	44
3.7 附加阻尼比计算.....	47
3.7.1 简谐运动下惯容器的附加阻尼比	47
3.7.2 简谐运动下电涡流阻尼器的附加阻尼比	48
3.7.3 工程设计方法	49
3.8 本章小结.....	50
第 4 章 拉索式旋转电涡流阻尼器试验研究.....	52
4.1 引言.....	52
4.2 拉索式旋转电涡流阻尼器实物.....	52
4.3 试验物理模型.....	54
4.3.1 结构在纯框架时的工作状态	55
4.3.2 结构在惯容器阻尼下的工作状态	56
4.3.3 结构在电涡流阻尼下的工作状态	57
4.4 试验概况.....	58
4.4.1 试验目的及思路	58
4.4.2 试验测量装置	58
4.4.3 试验变量及工况	59
4.5 试验结果分析.....	60
4.5.1 纯框架系统的自由振动测试	60
4.5.2 惯容器自由振动测试	61
4.5.3 带电涡流振动测试结果	62
4.5.4 电涡流阻尼系数的变化规律	65
4.5.5 修正系数	66
4.5.6 试验结果与理论计算值对比	67
4.6 本章小结.....	68
第 5 章 结论与展望.....	69
5.1 结论.....	69
5.2 展望.....	70
致谢	71
参考文献	72
个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果.....	75

第1章 绪论

1.1 选题背景

我国地震区域广阔而分散，地震频繁而强烈，其中发生于人烟稠密处时造成的损失是极其惨重的，强震、飓风等最具危害的自然灾害下，结构可能会出现损伤，甚至破坏。美国塔科马峡谷悬索桥发生了发散性的自激振动，即颤振。除了颤振，大跨度桥梁还可能发生低风速下的涡振，与由自然风的脉动诱发的抖振^{[1][2]}。大开间建筑结构的楼板和人行桥在人的作用下也有可能产生有害的振动，使人感到恐慌或不舒服，而且严重影响结构的耐久性。如著名的英国千禧桥，开通当天几千人同时涌上大桥，造成结构的侧向位移幅值达到米级^[3]。提高结构的抗震性能以及使用时的舒适性，保证人民的生命财产安全并减小经济损失，是我国社会经济发展的迫切需求，也是工程结构抗震领域的重要方向。

上述涉及的各种结构振动，若按传统的结构设计提高结构本身的性能，如增加刚度、强度、阻尼和改变质量分别来抵抗振动，很多时候是不可能实现的，或者很不经济，因此结构振动控制技术应运而生。结构振动控制是在建筑结构中设置各种附加装置来隔离结构的振动或直接、间接吸收振动的能量，以减小主体结构的地震反应，从而保护主体结构。

自上世纪70年代美籍华裔学者Yao首次提出土木工程结构的控制概念以来^[4]，结构振动控制的研究与应用越来越受到人们的广泛关注和重视，国内外众多学者在结构控制方法、试验和工程应用等方面取得了丰硕的研究成果^{[5][6][7][8]}。控制依据是否有外部能源输入可分为：被动控制、主动控制、半主动控制及混合控制^[9]。其中，主动控制需获取结构瞬时响应的信息，并且需要外界提供能量，在实际工程中的应用受到一定的限制；而被动控制不需外部能源，其控制力是由控制装置随着结构一起振动变形而被动产生的，因此应用较方便。半主动控制依托主动控制，且其产生的控制力也受控制装置的制约，如主动变阻尼装置只能产生与控制装置速度相反方向的控制力，当通过主动控制算法确定的控制力需要与阻尼力反向时就无能为力了。

极具前景性的结构主动与半主动控制，虽然控制效果相对被动控制有很大程度的提高，但需要外界提供一定的能量源。当地震等灾害发生时，可靠的能量源往往很难以保证，从而严重制约了这些技术在工程中的实际应用，如何更好地解决结构半主动控制振动的能量源成为摆在面前的紧迫课题。不需要外界提供能量

的结构振动被动控制，通过隔振、吸振和耗能装置等吸收能量，降低结构本身需要吸收的能量，达到减振的目的，它构造简单、造价低、易于维护，成为目前最为广泛应用的振动控制手段。

电涡流阻尼器作为新型高效的结构被动振动控制手段，是一种利用电涡流的阻尼效应制成的耗能减振装置，具有非接触、无机械性摩擦和损耗、无须润滑、使用寿命长、和易安装等优点^[10]。目前，电涡流阻尼器主要作为调谐质量阻尼器的阻尼元件正逐步应用在土木工程结构的振动被动控制领域。

1.2 电涡流阻尼器研究进展

1.2.1 电涡流阻尼原理

如图1.1所示，当一块导体板以相对速度 v 在静磁场中做切割磁感线运动时，磁极正下方投影处的导体板磁通量会发生变化，这就是电磁感应现象，感应电动势在导体板内激发感应电流，安培定则告诉我们，处在外加磁场中的通电导线会受到安培力的作用，由楞次定律可知，感应电流的磁场总要阻碍引起感应电流的磁通量变化，即导体板始终受到一个抑制其运动的力，即电涡流阻尼力。

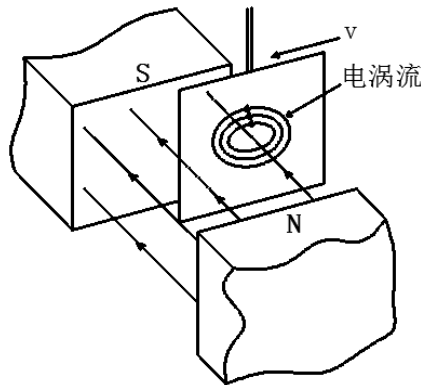


图 1.1 电涡流阻尼原理示意图

1.2.2 电涡流阻尼相关现有研究与应用

基于电涡流阻尼的各种减振装置器在车辆悬挂系统、空间对接结构、高速列车的制动、传动系统等领域已有广泛应用^[11-20]，国外关于电涡流阻尼的研究广泛，而国内较为贫乏，其余专业领域相对成熟，土木领域尚处于起始阶段。本文只着重论述电涡流阻尼在土木工程中的应用。

Bae^[21]利用永久磁铁和导电薄片组成的电涡流阻尼器用于梁的振动控制，在分析磁场变化的基础上建立了系统模型，并对电磁场变化及特性变化展开了实验研究。

Sodano等人^[22]从理论上分析了电涡流阻尼器的结构形式，将电磁线圈和电磁场原理应用于结构中分析阻尼力产生的基本原理。Sodano等^[23]提出如图1.2所示的电涡流阻尼系统来进行悬臂梁的振动控制，当悬臂梁上下振动时，由于永磁体与固定在悬臂梁端部的导体薄片产生了相对运动，从而形成了抑制结构振动的电涡流阻尼，大幅提高了梁的模态阻尼比。

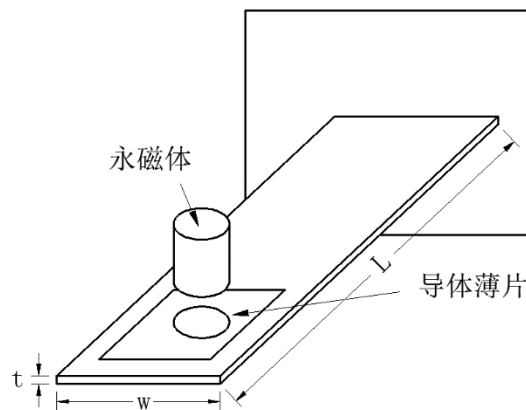


图 1.2 悬臂梁振动控制

2007年，祝长生^[24]根据电涡流效应提出了一种新型的径向电涡流阻尼器，分析研究阻尼器的基本结构并建立其动力学模型，在不同磁场强度的情况下，对基于径向电涡流阻尼器的柔性转子系统在静止状态下的传递函数进行研究，同时在恒定转速下的运动轨迹以及在运行过程中的不平衡响应也进行了研究，对该阻尼器所支撑的转子系统动力学特性展开了研究。同时，一种非旋转型的径向电涡流阻尼器被祝长生^[25]提出，且对在恒定磁场条件下的动力学特性及其抑振能力展开研究，同时又探讨了在时变磁场条件下的动力学特性^[26]。

2009年，朱坤^[27]等开发了基于电涡流阻尼的直接耗能减振装置，如图1.3所示。该阻尼器主要由装有强磁性材料的磁盒与涡流板两大组件构成，当涡流板与磁盒之间存在相对运动时，就会产生电磁阻尼力。

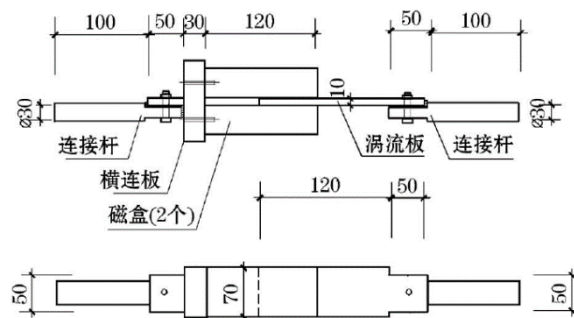


图 1.3 电磁阻尼器的构造设计

2015年汪志昊等提出摆式电涡流阻尼器的构造^[28]，如图1.4所示，主要由质量块、板式电涡流阻尼构件、悬挂TMD质量块吊索、用于TMD频率调节的索长调节机构以及与结构想连接的支架构成。其中板式电涡流阻尼构件包括：安装在TMD运动质量块底部的永磁体组。安装在永磁体下侧的导体铜板与附加在铜板后的导磁钢板，以及用于调节电涡流阻尼等效阻尼系数的导体铜板与导磁钢板组件高度调节螺母。并采用电磁场有限元分析软件FEMM对电涡流阻尼磁路进行了优化设计和分析，最后展开了摆式电涡流TMD模型动力特性试验验证。

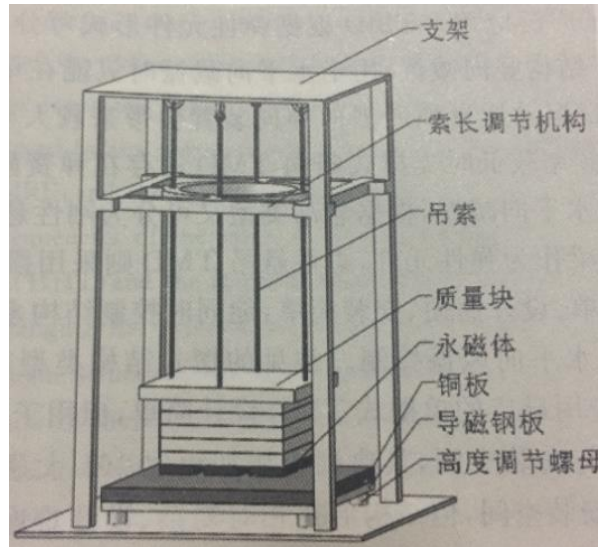
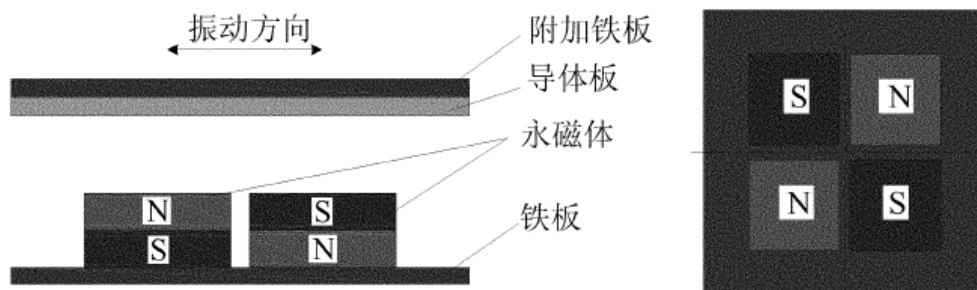


图 1.4 摆式电涡流 TMD 构造

宋伟宁^[29]等通过对上海中心大厦设置阻尼器的需求分析、价值实现、阻尼器的创新优化、安全分析及理论与试验验证，阐明了电涡流质量调谐阻尼器从技术概念到工程应用的实现方法。

2016年，湖南大学陈政清等提出一种板式电涡流阻尼器^[30]，由永磁体、永磁体后铁板、导体板以及附加铁板组成，如图1.5所示。并应用于人行桥的人致振动控制和拱桥刚性吊杆的风致振动控制。并通过电磁有限元分析和振动试验研究了板式电涡流阻尼器的阻尼特性。



(a) 板式电涡流阻尼器的立面布置 (b) 永磁体的平面布置

图 1.5 板式电涡流阻尼器的基本构造

除了电涡流阻尼的直接应用,也有一些研究者尝试采用电涡流来制作 TMD。Kienholtz 等^[31]开发了小型电涡流 TMD,用于航天结构的振动控制。Larose 等^[32]也制作了微型电涡流 TMD,用来控制全桥气弹模型在风洞试验中的风致振动。万重与楼梦麟等^[33] ^[34]开发了小型缩尺电涡流 TMD,并开展了振动台模型试验研究,证明了其良好的减震效果,但他们采用外供电产生励磁磁场,在土木工程中的应用受到限制。2011 年汪志昊研制了具有自供电特性的 MR 阻尼器减振系统与采用电涡流作为阻尼元件的新型 TMD 装置^[35],2012 年汪志昊等先后进行了电涡流阻尼器的大跨度桥梁风致振动控制仿真分析^[36]斜拉索的振动控制研究^[37],微型电涡流 TMD 的人行桥模型减振试验^[38],均取得良好的效果。

1.2.3 阻尼器连接及位移传递装置研究现状

自 2001 年英国剑桥大学 Smith 教授提出惯容器的概念以来,已经出现多种结构形式的惯容器装置,惯容器主要分为机械惯容器和流体惯容器两大类,常见的两类机械式惯容器如图 1.6 和图 1.7。2006 年以来 wang 等对惯容器及应用展开了广泛的研究,并将惯容器等应用于铁路机车悬挂,提高了其乘坐的舒适性、动力性和稳定性。Wang 等还将惯容器应用到建筑物减隔震系统中,验证了惯容器可有效降低来自地震和交通的振动^[39]。

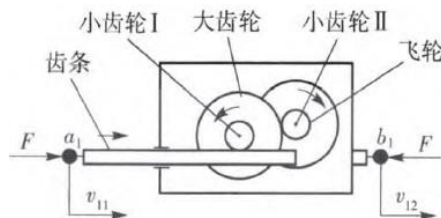


图 1.6 齿轮齿条式惯容器

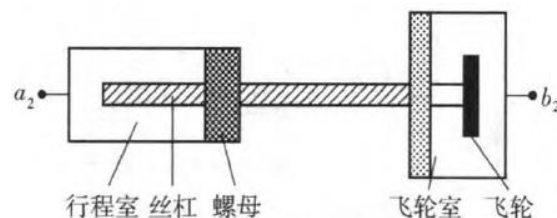


图 1.7 丝杆旋转式滚珠丝杠惯容器

2012 年 Kurata 等人设计了拉索式中心摩擦耗能构件^[40],装置由前后钢板转子和连接在钢片上的拉索组成,结构的层间相对位移通过拉索带动两个钢板转子朝相反方向运动,通过转子间的摩擦作用起到耗能减震的作用,如图 1.8 所示。

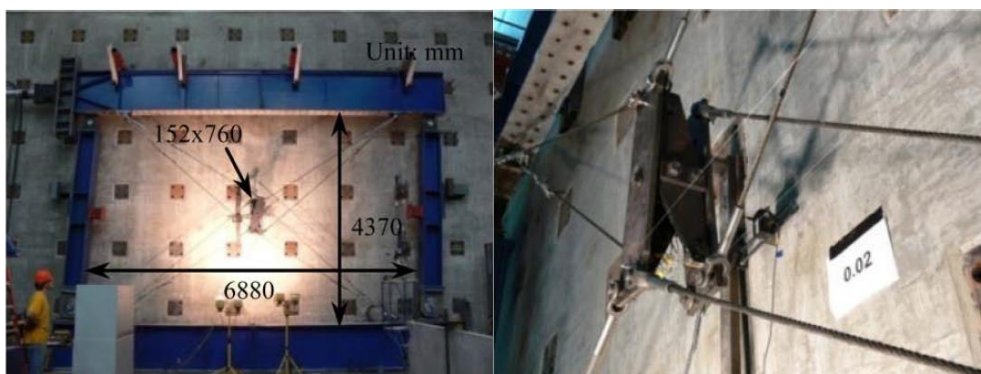


图 1.8 拉索式中心摩擦构件实物图

2016年乔治亚理工的Nan Gao等人设计了基于超弹性记忆金属环的消能减震拉索系统^[41]，这种抗侧力系统由SMA环和四个仅承受拉力的缆绳组成，可以应用于建筑加固与改造，如图1.9所示。

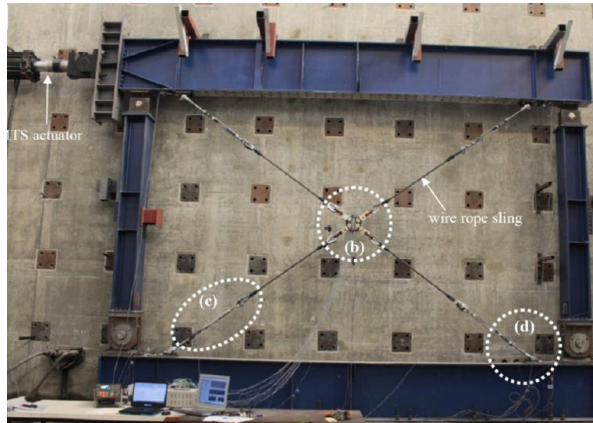


图 1.9 超弹性金属记忆环拉索系统实物图

1.3 本文研究目的、意义和来源

目前，常用的电涡流阻尼器主要有板式、摆式、基于螺旋传动方式的轴向电涡流阻尼器等，计算表明，按磁体与导体之间直接采用轴向相对运动方式制作一个在每秒一厘米的速度下产生阻尼力的轴向电涡流阻尼器，其重量要比粘滞流体阻尼器高一到两个数量级，已无实用价值。因此提高电涡流阻尼器的阻尼力与自身重量比，制作出大阻尼系数的电涡流阻尼器是在土木工程领域推广和应用电涡流阻尼技术函待解决的关键问题^[42]。通过惯容器的作用可以将层间相对位移放大很多倍，但不管是齿轮齿条式惯容器、丝杆旋转式滚珠丝杠惯容器或其它类型的惯容器，一个很大的缺点是机械上构造非常复杂，对于加工精度要求很高，而且很难实现刚度和阻尼的完全分离；而带拉索支撑的阻尼器的优点在于安装上非常方便，而且在震后可以根据拉索的状态快速评估是否应该更换，目前已有的带拉索支撑连接结构与阻尼器的方式的缺点也很明显，位移转换的效率不如惯容器高，因此耗能能力也往往很低下，因此，开发基于无需与结构直接接触、且具有大阻尼系数的电涡流阻尼器具有较大的工程应用价值。本文结合板式电涡流阻尼器和带拉索支撑系统的特点，提出一种新型的拉索式旋转电涡流阻尼器，一方面可以实现阻尼系数的简单易调、阻尼与刚度完全分离；另一方面，电涡流阻尼不存在像粘滞阻尼器易漏油和不易养护的问题，从而大大提高阻尼器的耐久性和工程实用性。

本课题的研究得到了国家自然科学基金（项目号：51478356）与政府间国际科技创新合作重点专项（项目号：2016YFE0127600）的支持。

1.3.1 研究思路及技术路线

根据上述研究背景及研究目的，本文采用理论分析、试验研究、数值模拟相结合的研究方法，分四个方面对拉索式旋转电涡流阻尼器进行研究：电涡流阻尼器电磁场分析→电磁学有限元仿真→阻尼器计算理论→试验研究。各个方面的研究内容及研究目的见图 1.6。

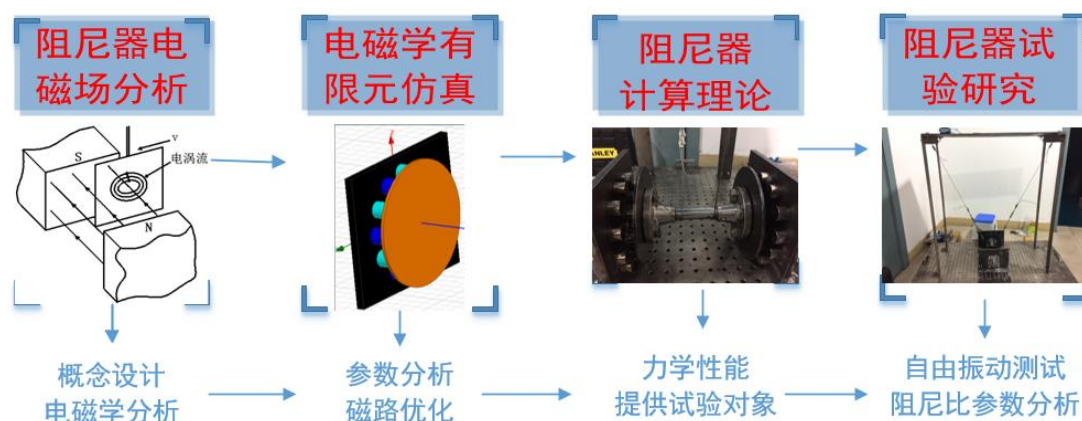


图 1.6 拉索式旋转电涡流阻尼器的研究过程

1.3.2 本文的主要研究内容

本文的主要内容及章节安排如下：

(1) 第一章为绪论。主要阐述了本课题的研究背景、意义及目的，介绍了电涡流阻尼的基本耗能原理、电涡流阻尼器的研究现状、惯容器以及带拉索支撑的阻尼器的研究进展。

(2) 第二章为拉索式旋转电涡流阻尼器的电磁场分析及数值模拟。新型电涡流阻尼器的构造特点以及理论计算方法，分别分析了空气中与介质中永磁体的磁场分布，采用电磁学有限元分析软件对静磁场进行了模拟仿真，在已有研究的基础上对阻尼器磁路进行了优化。

(3) 第三章为拉索式旋转电涡流阻尼器的理论研究。主要研究阻尼器的力学性能及电涡流阻尼系数的计算方法，确定了阻尼器的力和位移传递关系，提供了新型阻尼器各构件的计算要点，介绍了规范中对于粘滞阻尼器附加阻尼比的计算方法并给出了阻尼器的初步设计方法，为后续阻尼器试验研究提供基础。

(4) 第四章为拉索式旋转电涡流阻尼器的试验分析。试验对纯框架系统、惯容器、电涡流三种不同阻尼工况下的对比试验，分析了气隙、导体板材质、厚度等因素提供给阻尼器的附加阻尼比的影响。最后还通过试验数据分析了磁感应

强度修正系数合理取值问题,并且将按规范计算得到的附加阻尼比与试验结果作对比,为工程设计提供参考意义。

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

第2章 电涡流阻尼器的电磁场分析及数值模拟

2.1 引言

绪论中对电涡流阻尼器的研究进展和拉索式支撑的应用现状进行了阐述，并引出了拉索式旋转电涡流阻尼器。本章首先提出了拉索式旋转电涡流阻尼器的概念设计，给出了阻尼器的组成部分和三维详图构造。从电磁学的角度分别分析了磁场分布的理论计算、介质中的磁场以及磁路分析的方法，最后采用电磁学有限元分析软件对阻尼器进行了静磁场模拟仿真，分析了导体板材质、厚度、气隙大小等因素对磁场的影响，并根据磁路优化分析结果给出电涡流阻尼优化的布置形式，为工程中选择和布置磁源提供参考。

2.2 电涡流阻尼器概念设计

由前文电涡流原理的介绍知，电涡流阻尼的产生必须要有导体板作切割磁感线运动，即磁场源和导体板之间存在相对运动，一般我们把磁场源作为定子的部分，运动的导体板作为转子部分，当然也可以把磁场源放在转子上，将导体板固定。在土木工程结构中，电涡流阻尼器概念设计上由三部组成：用于连接结构与阻尼器的位移传动放大装置、产生电涡流效应的耗能装置、将阻尼器固定到结构上的固定装置。位移传动放大装置将阻尼器的转子部分与结构相连，将结构物上的线位移变形转换为转子上的角位移并进行放大，结构与转子滚轴之间通过缠绕的拉索连接，耗能装置为导体板切割磁感线并产生电涡流的装置，阻尼器概念设计整体图如图 2.1 所示，耗能装置概念设计平面图如图 2.2 所示，三维模型图如图 2.3 所示。

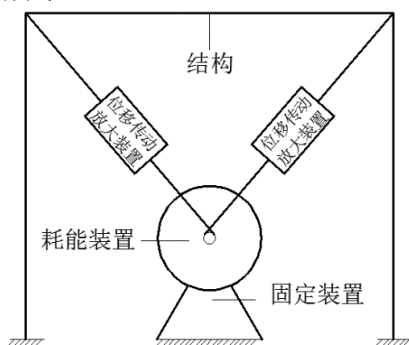


图 2.1 阻尼器概念设计图

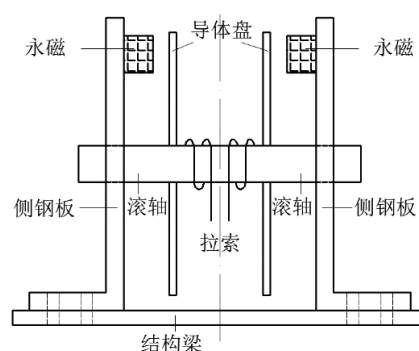


图 2.2 耗能装置概念设计图

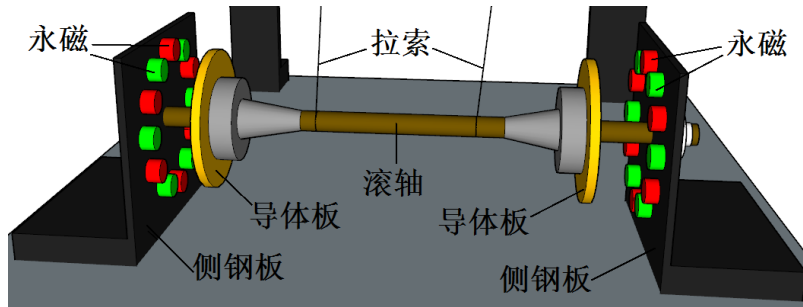


图 2.3 阻尼器三维模型图

磁场源的产生可以通过下面两种方式实现^[43]：第一种通过外界给电磁铁或激励线圈通电，优势是容易调节磁感应强度的大小，不足之处是需要持续供电；第二种是采用永磁体，优势是不需要外界供电，缺点是较难精确调节磁感应强度大小。综合来看，土木工程结构中，考虑到户外供电往往难以保证以及绿色节能建筑的理念，无需供电的永磁体当做首选，钕铁硼（NdFeB）是目前发现的磁能积最大的永磁材料，因其极高的矫顽力与剩磁以及良好的机械加工性能，本文电涡流阻尼器选择 NdFeB 圆柱形永磁体作为磁场源。本章后续各小节将对电磁场进行理论分析和数值模拟。

2.3 永磁体的磁场分布理论计算

2.3.1 分子环流假说

静止电荷之间的相互作用力是通过电场来传递，即每当电荷出现时，就在周围空间里产生一个电场，电场的基本性质是它对任何置于其中的其他电荷施加作用力。与此类似，磁极或电流形成磁场，对任何置于其中的其他磁极或电流施加力的作用，给予磁场和电场的类似性，启发我们提出这样的问题，磁和电本源上是否是一致的？法国科学家安培提出了这样的假说：组成磁极的最小单元（磁分子）就是环形电流。若这样一些分子环形电流定向的排列起来，在宏观上就会显示出 N、S 极，这就是安培分子环流假说^[44]。如图 2.4 所示。

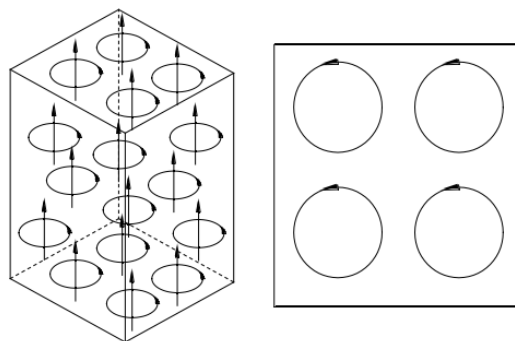


图 2.4 永磁体内分子电流示意图

从现代原子结构的角度来看,分子电流的磁矩由原子和分子内的电子绕原子核的旋转和绕自身的旋转分别产生的轨道磁矩与自旋磁矩形成的,定义磁矩方向由负磁极指向正磁极,正负磁极总是成对出现,若能确定此分子电流产生的磁场矢量与位置的关系即可确定磁场的分布。

如图 2.4 所示单向饱和充磁的永磁体,其磁矩都指向 N 极,其中永磁体内部的分子电流由于大小相同、方向相反而抵消了,从而只在永磁体表面有面电流存在,如图 2.5 所示。则永磁体产生的磁场等效于沿表面的环形电流产生的磁场。

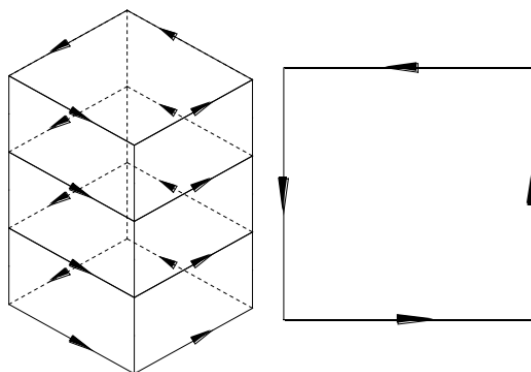


图 2.5 分子电流等效为面电流示意图

2.3.2 毕奥-萨伐尔定律

历史上,毕奥和萨伐尔两人用实验证明,一电流元 $I d\vec{l}$ 在空间某点 P 产生的磁场的磁感应强度为^[44]:

$$d\vec{B} = \frac{\mu_0}{4\pi} \frac{I d\vec{l} \times \vec{r}}{r^2} \quad (2.1)$$

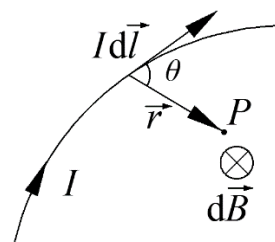


图 2.6 电流元产生的磁场

其中, μ_0 为真空中的磁导率,大小为 $4\pi \times 10^{-7} H/m$; \vec{r} 为空间点 P 相对于电流元的位置矢径;

故整个闭合电流环在空间点产生的磁感应强度为 $d\vec{B}$ 在电流回路上的积分:

$$\vec{B} = \frac{\mu_0}{4\pi} \oint_L \frac{I d\vec{l} \times \vec{r}}{r^2} \quad (2.2)$$

2.3.3 圆柱形永磁体的磁场分布理论计算

目前工程中对永磁体外部空间的磁场分布的计算方法主要有两种：标量磁位方法和向量磁位方法。前者是从描述磁介质的磁荷观点出发，后者是从描述磁介质的分子环流假说出发，利用毕奥-萨伐尔定律导出各种形状的永磁外部空间磁场分布的解析表达式。

文献^[45]推导了仅在一个方向均匀完全充磁的矩形永磁体块，其外部空间磁场分布的解析表达式，文献^[46]直接从磁场计算公式毕奥-萨伐尔定律出发，运用柱坐标系不同点间的基矢关系和椭圆积分的理论，更为普遍的情况下，得到了圆电流空间磁场的分布函数，通过具体计算得出圆电流空间磁场分布与方位角无关，具有空间对称性，并且可知中轴线上的磁场强度达到最大值，本文将在文献^[46]的基础上，根据载流圆线圈轴线上的磁场，通过永磁体厚度方向上积分求得圆形永磁体轴线上磁场分布，此种特殊情况计算较为简单实用性更强。

设圆线圈的中心为 O ，半径为 R ，其上任意点 A 处的电流元在其对称轴上一点 P 产生元磁场 $d\vec{B}$ ，它位于 POA 平面内并且与 PA 连线垂直，因此 $d\vec{B}$ 与轴线 OP 的夹角 $\alpha = \angle PAO$ （如图 2.7）。由于对称性，在通过 A 点的直径另一端 A' 点处的电流元产生的元磁场 $d\vec{B}'$ 与 $d\vec{B}$ 对称，合成后垂直于轴线方向的分量相互抵消，因此我们只需计算沿轴线方向的磁场分量，并且在阻尼器的阻尼力计算中，只有 B_z 分量会对产生感应电动势，因此总磁感应强度 \vec{B} 将沿轴线方向，它的大小等于各元磁场沿轴线分量 $d\vec{B} \cos \theta$ 的代数和，即

$$\vec{B} = \oint d\vec{B} \cos \alpha \quad (2.3)$$

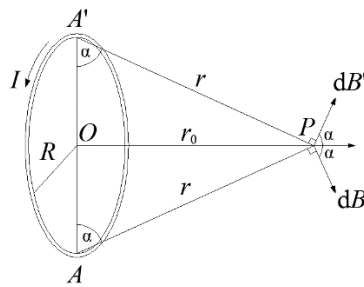


图 2.7 圆线圈轴线上的磁场

根据毕奥-萨伐尔定律，

$$d\vec{B} = \frac{\mu_0}{4\pi} \frac{Id\vec{l}}{r^2} \sin \theta \quad (2.4)$$

对于轴线上的场点 P ， $\theta = \pi/2$ ， $\sin \theta = 1$ ，令 r_0 为场点 P 到圆心 O 的距离，则 $r_0 = r \sin \alpha$ ，故

$$d\vec{B} = \frac{\mu_0}{4\pi} \frac{Id\vec{l}}{r_0^2} \sin^2 \alpha \quad (2.5)$$

$$B = \oint d\vec{B} \cos \alpha = \frac{\mu_0}{4\pi} \frac{Id\vec{l}}{r_0^2} \sin^2 \alpha \cos \alpha \oint dl \quad (2.6)$$

因 $\cos \alpha = \frac{R}{\sqrt{R^2 + r_0^2}}$, $\sin \alpha = \frac{r_0}{\sqrt{R^2 + r_0^2}}$, $\oint dl = 2\pi R$

故

$$B = \frac{\mu_0}{4\pi} \frac{2\pi R^2 I}{(R^2 + r_0^2)^{3/2}} = \frac{\mu_0 R^2 I}{2(R^2 + r_0^2)^{3/2}} \quad (2.7)$$

在上述推导的基础上对圆形永磁沿厚度方向积分即可计算出永磁体轴线上磁场分布解析解, 设圆柱体厚度 h , 建立如图 2.8 所示坐标系, 轴线上某点 $P(0,0,z_0)$, z_0 大于厚度 h , 高度 z 处的元线圈在 P 点产生的磁场 dB 为:

$$dB = \frac{\mu_0 R^2 \tau}{2} \cdot \frac{1}{[R^2 + (z_0 - z)^2]^{3/2}} dz \quad (2.8)$$

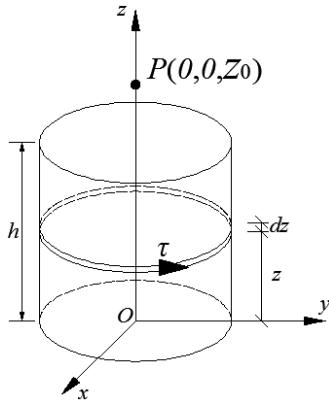


图 2.8 圆柱形永磁体载流线圈微元

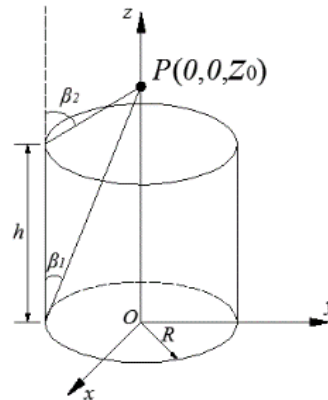


图 2.9 柱端角物理意义

整个圆柱体在 P 点产生的总磁场为

$$B = \frac{\mu_0 R^2 \tau}{2} \int_0^h \frac{1}{[R^2 + (z_0 - z)^2]^{3/2}} dz \quad (2.9)$$

令 $t = z_0 - z$, 则 $z = z_0 - t$, $dz = -dt$, 代入式 2.21

$$\begin{aligned} B &= -\frac{\mu_0 R^2 \tau}{2} \int_{z_0}^{z_0-h} \frac{1}{(R^2 + t^2)^{3/2}} dt = -\frac{\mu_0 R^2 \tau}{2} \int_{z_0}^{z_0-h} \frac{1}{R^3 [1 + (\frac{t}{R})^2]^{3/2}} dt \\ &= -\frac{\mu_0 \tau}{2} \int_{z_0}^{z_0-h} \frac{d\frac{t}{R}}{[1 + (\frac{t}{R})^2]^{3/2}} \end{aligned} \quad (2.10)$$

再令 $x = t/R$, 则

$$B = -\frac{\mu_0 \tau}{2} \int_{\frac{z_0}{R}}^{\frac{z_0-h}{R}} \frac{dx}{[1+x^2]^{3/2}} = -\frac{\mu_0 \tau}{2} \cdot \frac{x}{\sqrt{1+x^2}} \Bigg|_{\frac{z_0}{R}}^{\frac{z_0-h}{R}} \quad (2.11)$$

$$= \frac{\mu_0 \tau}{2} \cdot \left[\frac{z_0}{\sqrt{R^2 + z_0^2}} - \frac{(z_0 - h)^2}{\sqrt{R^2 + (z_0 - h)^2}} \right]$$

令

$$B = \frac{\mu_0 \tau}{2} (\cos \beta_1 - \cos \beta_2) \quad (2.12)$$

式 2.24 中

$$\begin{cases} \cos \beta_1 = \frac{z_0}{\sqrt{R^2 + z_0^2}} \\ \cos \beta_2 = \frac{(z_0 - h)^2}{\sqrt{R^2 + (z_0 - h)^2}} \end{cases}$$

其中 β_1 、 β_2 的物理意义分别为 β 角在圆柱体两端的数值，如图 2.9 所示。

用 matlab 等软件编写程序即可计算出 B_z 的分布。设永磁材质为 Nd35 钕铁硼，在永磁直径一定的前提下（25mm），分别比较不同厚度大小（10~30mm, 模数 5mm）的永磁体，轴线上的磁场强度分布如图 2.10 所示。永磁高度一定时（20mm），分别比较不同直径（10~30mm，模数 5mm）的永磁体轴线上的磁场强度分布如图 2.11 所示。

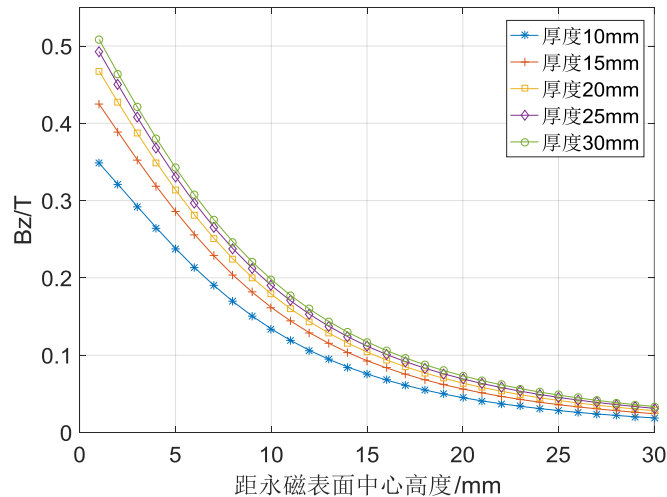


图 2.10 直径 25mm，不同厚度永磁轴线上场强分布图

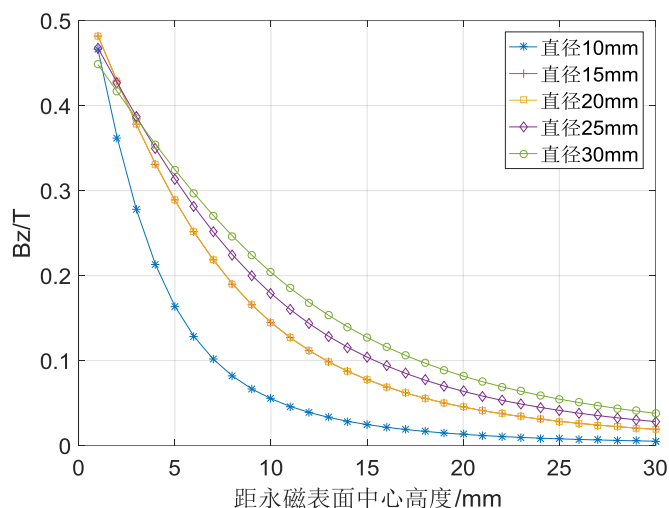


图 2.11 高度 20mm，不同直径永磁轴线上场强分布图

由上两图知：

(1) 分析图 2.14 知永磁厚度方向的尺寸对永磁体表磁的影响最为显著，最大表磁可达到 0.5T 左右，永磁磁性随着气隙增大逐渐减小，在无穷远处边界条件场强衰减为 0；

(2) 永磁直径的大小对永磁体表磁（高度 0mm 处）的基本没影响，均为 0.5T 左右，永磁直径越大，永磁磁性随着气隙增大衰减速度越慢，在无穷远处边界条件场强衰减为 0。

在阻尼器的设计中，厚度方向的尺寸设计尤为关键，由于永磁直径方向的尺寸对场强的大小影响甚微，加上安装到结构上尺寸空间的限制，永磁直径不宜过大，本文中选取直径 25mm 的永磁，理论上，永磁高度越大，气隙中的磁场强度越强，综合考虑经济性、阻尼器空间限制，选取 20mm 高度的圆柱形永磁体，故永磁体尺寸初选为 25mm×20mm。

2.4 介质中的磁场

2.4.1 介质的磁化

上述讨论的圆形永磁产生的磁场，我们假定导体以外都是真空，或者不存在磁性物质。然而在实际中大多数情况下电感元件周围都存在其它导磁性的物质（如铁），本文中永磁作为定子固定在金属侧板上，作为转子的导体板与其相对放置，处在永磁磁场中的导体板内部分子电流受到外磁场的力矩作用，或多或少会感应磁场，像导体板这样能使磁化的物质称为磁介质，下面分别从分子环流和磁荷的观点说明磁介质对磁场的影响。

按照安培分子环流的观点，导体内每个磁分子都相当于一个环形电流，在没有外磁场的作用下，各分子环流的取向杂乱无章，从宏观上看他们的磁距相互抵消因此不显示磁性。当将其放置在磁场中时，在磁化场的力矩作用下，各分子环流的磁距在一定程度上沿着场的方向排列起来，即导体板被磁化，由于分子环流的回绕方向一致，在介质内部任何两个分子环流中相邻的那一对电流元方向总是彼此相反的，只有在横截面边缘上各段电流元未被抵消，整体上看，磁化了的导体板就像一个由磁化电流组成的“螺线管”。产生的磁感应强度方向与磁化场一致，因而磁介质中的磁感应强度比真空中的磁感应强度增强了，如图 2.12 所示。

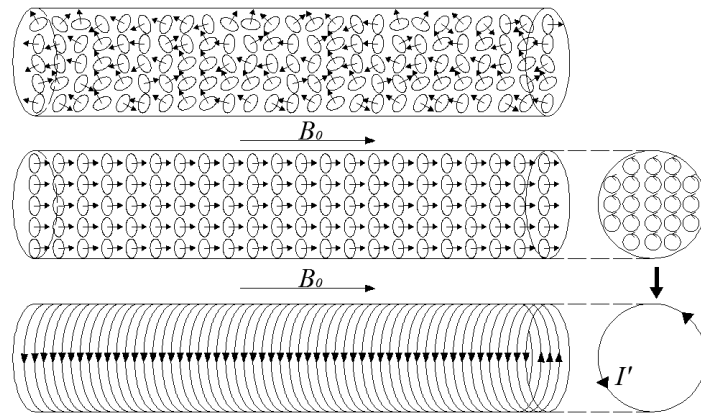


图 2.12 磁化的微观机制和宏观效果（分子电流观点）

从磁荷观点看来，磁介质的最小单元是磁偶极子，在介质未被磁化时，各个磁偶极分子的取向是杂乱无章的，他们的磁偶极矩的作用相互抵消，宏观上看导体板不显磁性，当将其放置在磁场中时，在磁化场的力矩作用下，使他们的磁偶极矩转向磁场的方向。这样一来，各磁偶极分子在一定程度上沿着磁场的方向排列起来，由于磁偶极分子整齐排列，介质内部 N、S 极首尾衔接，相互抵消，宏观效果是在导体板的两个端面上分布出现 N、S 极，这样介质就被磁化了，如图 2.13 所示。

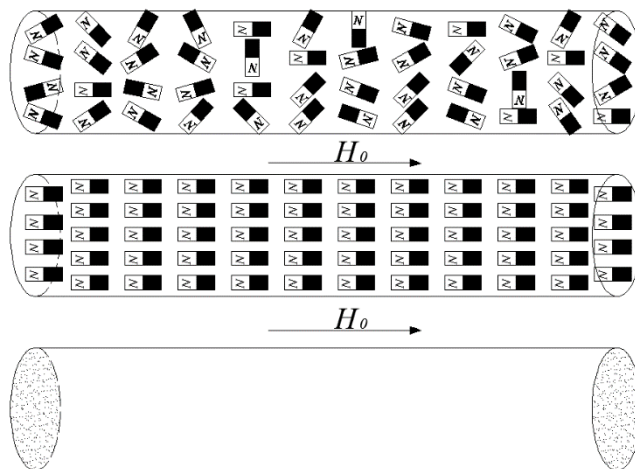


图 2.13 磁化的微观机制和宏观效果（磁荷观点）

两种观点出发点不同但殊途同归，把磁介质的两种等效性总结成表^[44]如下：

(1) 从现代关于原子结构的认识看来，原子的磁距主要由两部分组成，一是电子绕原子核运动造成的，一是与电子自旋相联系的。总的来说，分子环流的观点更符合实际。磁荷观点是历史上最初建立起来的磁介质理论，他不太符合磁介质的微观本质。

(2) 从计算方法上看，磁荷观点简便得多。特别是它与静电场的规律一一对应，有关静电场的概念、定理、讨论方法以及计算结果，差不多都可以直接借用过来。

(3) 在磁荷观点中磁场强度 H 的物理意义比较清楚，而磁感应强度 B 是作为辅助矢量引入的，它的物理意义不太直观。相反在分子环形电流观点中磁感应强度 B 的物理意义比较清楚，而磁场强度 H 是一个辅助矢量。

表 2.1 磁介质两种观点对比

物理量和规律	分子电流观点	磁荷观点
微观模型	分子环流	磁偶极子
描述磁(极)化状态的量	磁化强度矢量 M $M = \frac{\sum m_{\text{分子}}}{\Delta V}$	磁极化强度矢量 J $J = \frac{\sum P_{m\text{分子}}}{\Delta V}$
磁(极)化的宏观效果	与 M 平行的界面上出现磁化电流	与 J 垂直的界面上出现磁荷
描述磁(电)场的基本矢量	磁感应强度 B (用电流元受力来定义)	磁荷强度 H (用磁荷受力来定义)
介质对磁(电)场的影响	磁化电流产生附加场 B' $B = B_0 + B'$	磁荷产生附加场 H' $H = H_0 + H'$
辅助矢量	磁化强度 H $H = \frac{B}{\mu_0} - M$	磁感应强度 B $B = \mu_0 H + J$

2.4.2 电涡流阻尼器的磁路分析

在电涡流阻尼器阻尼系数的计算中，气隙磁通密度 B 的计算尤为关键，由上节磁介质的讨论知，放置在永磁磁场中的磁介质会显著影响和改变气隙磁通密度 B ，因此不能简单用真空中磁体的磁感应强度进行阻尼系数的计算，本节中采用磁路计算的方法^[47]精确计算气隙磁通密度。

电涡流阻尼器的永磁体的磁极是交错分布的，电涡流阻尼器静态磁路模型如图 2.14 所示。为便于分析和计算，可以将相邻的两磁极的磁路等效为图 2.14 所

示的情况。永磁体作为磁源，在永久磁铁、定子、两个气隙和转子之间形成一个闭合的磁回路。忽略不计漏磁通，磁路图可简化为图 2.15 所示的等效磁路。

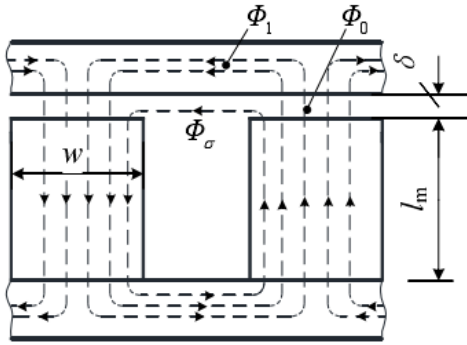


图 2.14 磁路模型

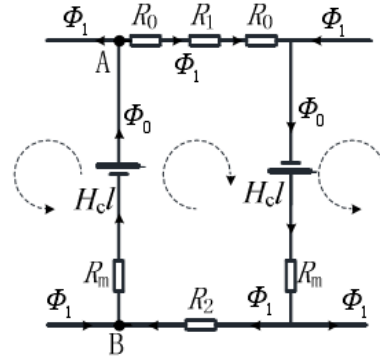


图 2.15 等效磁路

图中规定了各支路磁通的正方向，对节点 A 按磁路基尔霍夫第一定律有：

$$\Phi_0 - \Phi_1 - \Phi_1 = 0 \quad (2.13)$$

对于任一闭合磁回路，沿图中虚线所示的环绕方向，按磁路基尔霍夫第二定律，回路磁压降的代数和恒等于该回路中的磁势的代数和，有：

$$2H_c l_m = \Phi_0(R_m + R_m) + \Phi_1 R_1 + \Phi_1(R_0 + R_0) + \Phi_1 R_2 \quad (2.14)$$

式中 H_c —永磁体矫顽力， l_m —永磁体长度， R_m —永磁体磁阻， R_0 —回路中一个气隙磁阻， R_1 —回路中定子磁阻， R_2 —回路中转子磁阻。

因此结合式子 2.13 和 2.14 可得：

$$\Phi_0 = \frac{4H_c l_m}{4R_m + (R_1 + R_2) + 2R_0} \quad (2.15)$$

回路中磁阻的计算按式 2.16 进行：

$$R_i = \frac{l_i}{\mu_0 \mu_i S_i} \quad (2.16)$$

式中 l_i —磁路长度， S_i —磁路面积， μ_0 —真空磁导率， μ_i —相对磁导率；

结合式 (2.13) ~ (2.16) 可得：

$$\Phi_0 = \frac{4H_c l_m}{\frac{4l_m}{\mu_0 \mu_m S_m} + \left(\frac{l_1}{\mu_0 \mu_1 S_1} + \frac{l_2}{\mu_0 \mu_2 S_2} \right) + \frac{2l_0}{\mu_0 S_0}} \quad (2.17)$$

定子和转子都是用相对磁导率很高的铁磁质材料制成，因而他们的磁阻相对气隙和永磁产生的磁阻来说非常小，可忽略不计。再者永磁体面积 S_m 和气隙横截面积 S_0 基本相等，因此可得：

$$\Phi_0 = \frac{2H_c l_m S_m}{\frac{2l_m}{\mu_0 \mu_m} + \frac{l_0}{\mu_0}} \quad (2.18)$$

故静态时电涡流阻尼器的气隙磁通密度 B_0 为:

$$B_0 = \frac{\Phi_0}{S_m} = \frac{2H_c l_m}{\frac{2l_m}{\mu_0 \mu_m} + \frac{l_0}{\mu_0}} \quad (2.19)$$

定义气隙高度比: 一个气隙的长度 l_0 和永磁高度 l_m 的比值为 η , 即

$$\eta = \frac{l_0}{l_m} \quad (2.20)$$

则静态时电涡流阻尼器的气隙磁通密度为:

$$B_0 = \frac{2H_c}{\frac{2}{\mu_0 \mu_m} + \frac{\eta}{\mu_0}} \quad (2.21)$$

从上式可知, 气隙磁通密度 B_0 与永磁体材质及气隙高度比 η 有关, 本试验中永磁材质为 Nd35 钕铁硼, 剩磁 1.2T, 矫顽力 $870\text{kA} \cdot \text{m}^{-1}$, 内禀矫顽力 $960\text{kA} \cdot \text{m}^{-1}$, 相对磁导率为

$$\mu_m = \frac{B_r}{\mu_0 H_c} = \frac{1.2}{4 \times \pi \times 10^{-7} \times 960000} = 0.99 \quad (2.22)$$

永磁体厚度的选择应考虑如下因素^[43]:

(1) l_m 不能过小, 这主要是从两方面考虑: 一是 l_m 太小将导致永磁体废品率上升, 永磁体成本提高, 且不易运输, 二是永磁体太薄将使其易于退磁。

(2) l_m 不能过大。一是稀土永磁目前价格比较贵; 二是永磁体本身磁阻很大, l_m 大到一定程度后, 气隙磁通密度会达到饱和而不再增大, 三是阻尼器安装在结构上, 有自身建筑空间的限制, 从而永磁体尺寸也会有所限制。本文中永磁厚度初选为 20mm, 气隙在 10~40mm 间变化, 模数为 5mm。

计算不同情况下气隙磁通密度值如下图 2.16:

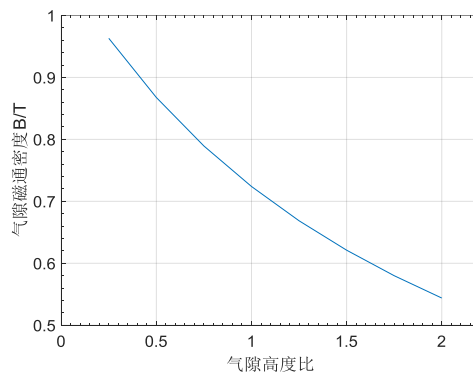


图 2.16 气隙磁通密度与气隙高度比的关系

由于未考虑磁漏问题, 上面所得结果比实际偏大一些。对比图 2.16 和图 2.10 中的结果可知, 厚度 20mm 的永磁体在空气中的表磁约为 0.5T, 通过布置合适的磁路, 如在永磁附近放置高导磁性的钢板等可以将气隙磁通密度大大增强, 此时表磁约为 1T。

如前所述，磁路和电路有不少相似之处，人们对电路是比较熟悉的，常常用电路来类比磁路，借助丰富的电路知识来解决生活中的磁路问题，其对比如表 2.2 所示^[47]。

表 2.2 磁路与电路对比

电路			磁路		
基本物理量与基本定律	符号或表达式	单位	基本物理量或基本定律	符号或表达式	单位
电流	I	A	磁通	ϕ	Wb
电压	$U = RI$	V	磁位差	$U_m = HL$	A
电源电压	U_s	V	磁通势	F_m	A
电阻	$R = \frac{l}{\rho A}$	Ω	磁阻	$R_m = \frac{l}{\mu A}$	$1/H$
电导	$G = \frac{1}{R}$	S	磁导	$G = \frac{1}{R_m}$	H
电流密度	$J = \frac{I}{A}$	A/m^2	磁通密度	$B = \frac{\phi}{A}$	Wb/m^2
电导率	ρ	S/m	磁导率	μ	H/m
基尔霍夫第一定律	$\sum I = 0$		磁通连续性原理	$\sum \phi = 0$	
基尔霍夫第二定律	$\sum U = 0$		安培环路定律	$\oint \vec{B} \cdot d\vec{l} = \mu_0 \sum_{i=1}^n I_i$	
欧姆定律	$U = RI$		磁路欧姆定律	$U_m = R_m \phi$	

2.5 静磁场有限元模拟

从上两节的磁场理论分析知，影响导体板内外侧磁感应强度的因素主要有：磁源、气隙的大小、导体板材质及厚度。为分析所设计的旋转电涡流阻尼装置中各因素对磁感应强度 B 的影响规律，本节采用有限元分析软件 ANSYS Maxwell 对影响磁感应强度的各参数分析如下。

影响电涡流阻尼大小的最主要因素是导体板内外的主磁感应强度，由上述电磁场的理论分析知，磁感应强度的大小又与选用的永磁体磁性的强弱与磁路的设计密切相关。理论上讲，永磁体磁性越强，电涡流阻尼越大，同时永磁的价格也越贵。目前标号 N35、N40 与 N45 的永磁市场价格分别为 15、20~30~40 万元每吨。本文中后续的数值模拟和试验均采用标号 N35 的 NdFeB 永磁体，主要性能参数：剩磁约 1.2T；矫顽力与内禀矫顽力分别为 $8.7 \times 10^5 \text{Am}^{-1}$ ； $9.6 \times 10^5 \text{Am}^{-1}$ ；最大磁能积为 $2.8 \times 10^5 \text{Jm}^{-3}$ 。

2.5.1 软件简介

Maxwell 是一个功能强大、结果精确、易于使用的的电磁场有限元分析软件，它包括电场、静磁场、涡流场、瞬态场和温度场分析模块，静磁场模块可用来准确地仿真永磁体以及外加磁场机理引起的磁场。它可直接用于计算磁场 (H) 和电流分布 (J)，再由磁场强度 H 得到磁密 B 。此外他还能计算力、转矩、电感以及各种线性、非线性和各向异性材料中的饱和问题。本文中采用电磁场有限元分析软件 Maxwell 3D 对本文中的永磁磁路进行数值模拟。

分析导体板静止时，导体板内侧的磁场 B 的分布情况，静态场模型建立过程如下^[48]：

(1) 建立几何模型

电涡流阻尼器采用双导体板的对称结构，磁极数目为 12 对，选择求解器类型为三维静态磁场求解器。建模是只分析单侧导体板结构上的场强分布。

(2) 指定材料属性

求解区域包括四种媒介，即 NdFeB 永磁体、Q235 钢、导体板和空气，故须在材料库里定义这四种材料属性。

(3) 边界条件和激励的确定

激励源通过永磁体材料设置里对其矫顽力和充磁方向进行定义，如图 2.17 所示。边界条件采用系统默认的自然边界条件，无需重复定义。

(4) 求解选项参数设定

在进行静磁场分析前，先进行网格划分，可以采用自适应网格划分的方法或者模型内部单元边长剖分的方法划分网格，随后进行求解残差设定、求解设置等。

建立好的三维几何模型如图 2.18 所示。各结构尺寸大小如表 2.3。

Material Name		Material Coordinate		
NdFe35+		Cartesian		
Properties of the Material				
Name	Type	Value	Units	
Relative Permeability	Simple	1.0997785406		
Bulk Conductivity	Simple	625000	siemens/m	
Magnetic Coercivity	Vector			
- Magnitude	Vector Mag	-890000	A_per_meter	
- X Component	Unit Vector	0		
- Y Component	Unit Vector	1		
- Z Component	Unit Vector	0		
Composition		Solid		

图 2.17 永磁体激励源定义

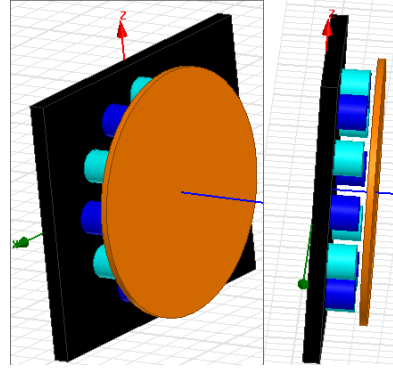


图 2.18 三维几何模型

表 2.3 电涡流模型各结构尺寸

导体板直径	190mm	永磁体厚度	20mm
导体板厚度	5~20mm	永磁体直径	25mm
气隙宽度	5~40mm	固定侧板尺寸	240mm×200mm
永磁中心投影距导体板中心距离	75mm	固定侧板厚度	12mm

2.5.2 三维静磁场计算原理

三维静磁场采用的计算方法与二维并不太相同，三维采用的是棱边法，即以剖分单元边上待求场量为自由度求算。三维静磁场也可以用来分析永磁材料，对于永磁体的处理通常采用的是等效面电流或体电流法^[48]。

三维下静磁场的基本麦克斯韦方程组如式 2.23 所示。

$$\begin{cases} \nabla \times \mathbf{H}(x, y, z) = \mathbf{J}(x, y, z) \\ \nabla \cdot \mathbf{B}(x, y, z) = 0 \end{cases} \quad (2.23)$$

其中， $\mathbf{B}(x, y, z)$ 为磁感应强度， $\mathbf{H}(x, y, z)$ 为磁场强度， $\mathbf{J}(x, y, z)$ 为电流密度，这三个矢量都是各个方向矢量的函数关系，如式 2.24 所示。

$$\mathbf{B}(x, y, z) = B_x \cdot \vec{x} + B_y \cdot \vec{y} + B_z \cdot \vec{z} \quad (2.24)$$

其中， B_x ， B_y ， B_z 为三个方向上的标量磁感应强度。

对于永磁体而言，可以按照公式 2.25 描述。

$$\mathbf{B} = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot \mathbf{H} + \mu_0 \cdot \mathbf{M}_p \quad (2.25)$$

其中 $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m}$ 为真空中的绝对磁导率， μ 为相对磁导率， \mathbf{M}_p 为永磁材料的极化强度。

对于各向异性的导磁材料，三维静磁场处理成相对导磁率张量形式，即

$$\begin{bmatrix} \mu_{rx} & & \\ & \mu_{ry} & \\ & & \mu_{rz} \end{bmatrix}$$

通过描述三个方向上不同的相对磁导率来实现各向异性的计算。

磁场强度 H 可以由式2.26描述。

$$H = H_p + \nabla\varphi + H_C \quad (2.26)$$

其中 φ 为标量磁位， H_p 为四面体剖分六条边上的磁场强度，该场量也为待求场量， H_C 是描述永磁体上的磁场强度。这样一个四面体上的待求解得自由度就达到了十个，其中 4 个是四面体四个顶点上的标量磁位，另外 6 个是四面体六条边上的磁感应强度，采用二次插值来逼近单个剖分单元内的场量。

3D静磁场求解过程如图2.19所示。

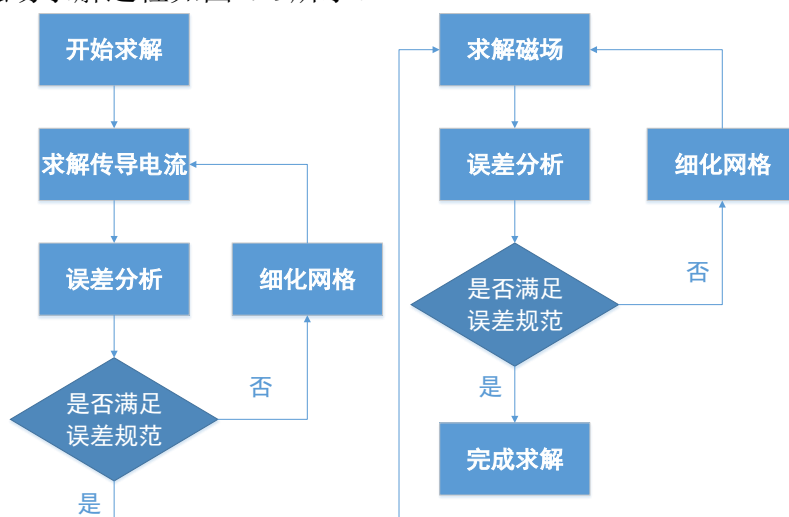


图 2.19 3D 静磁场求解流程

2.5.3 气隙的影响

由前文对磁场的分析可知，磁感应强度是空间位置的函数，电涡流阻尼系数必然对气隙大小十分敏感，事实上，永磁体与导体板之间的气隙是影响电涡流阻尼系数最直观、最显著的因素，故本文分析了导体板在不同气隙时的导体板内侧场强分布，如图 2.20~图 2.21，其中图 2.20 对应导体板为 5mm 厚铜板，图 2.21 对应导体板为 5mm 厚铁板：

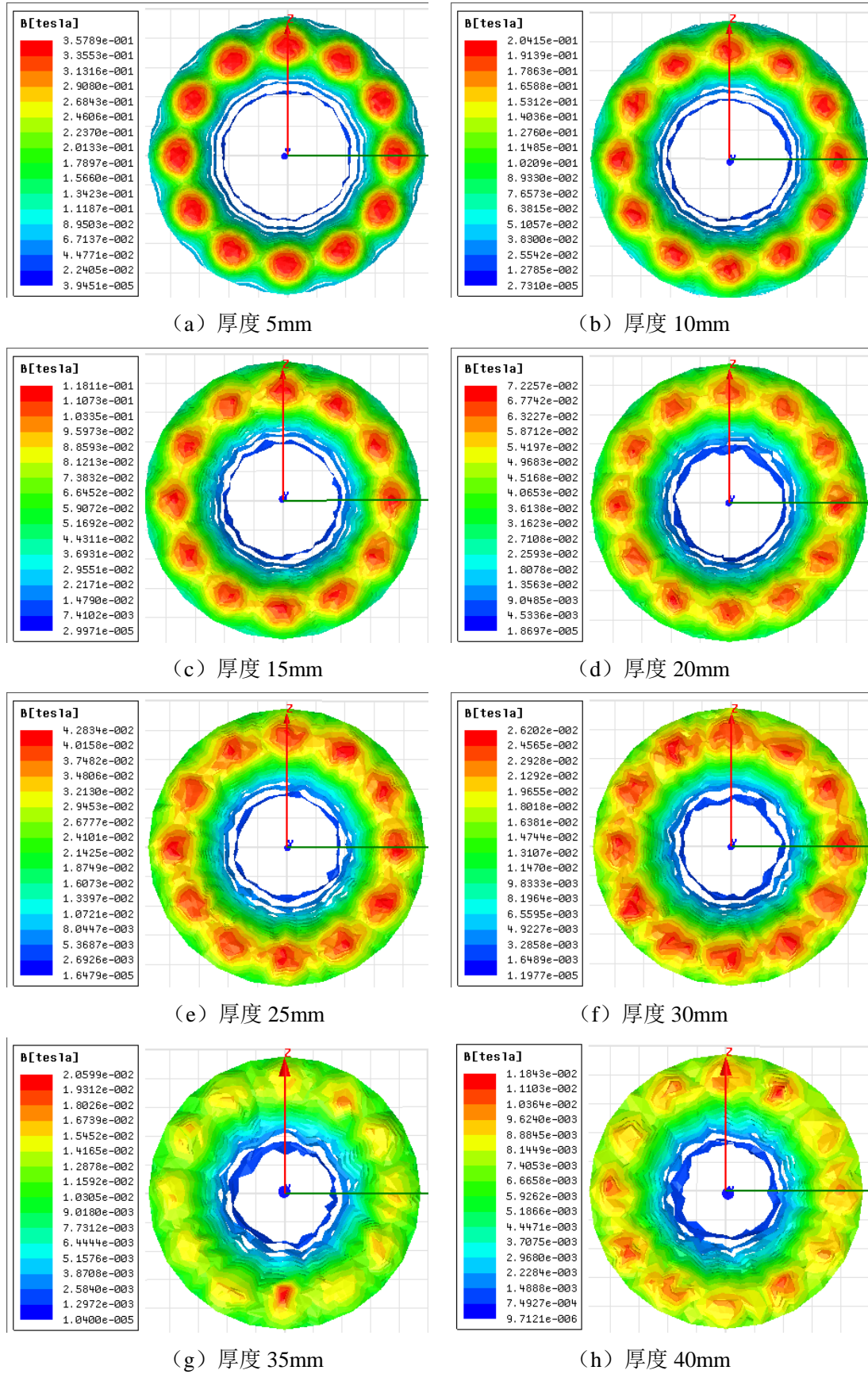


图 2.20 5mm 厚铜质导体板内侧场强分布云图

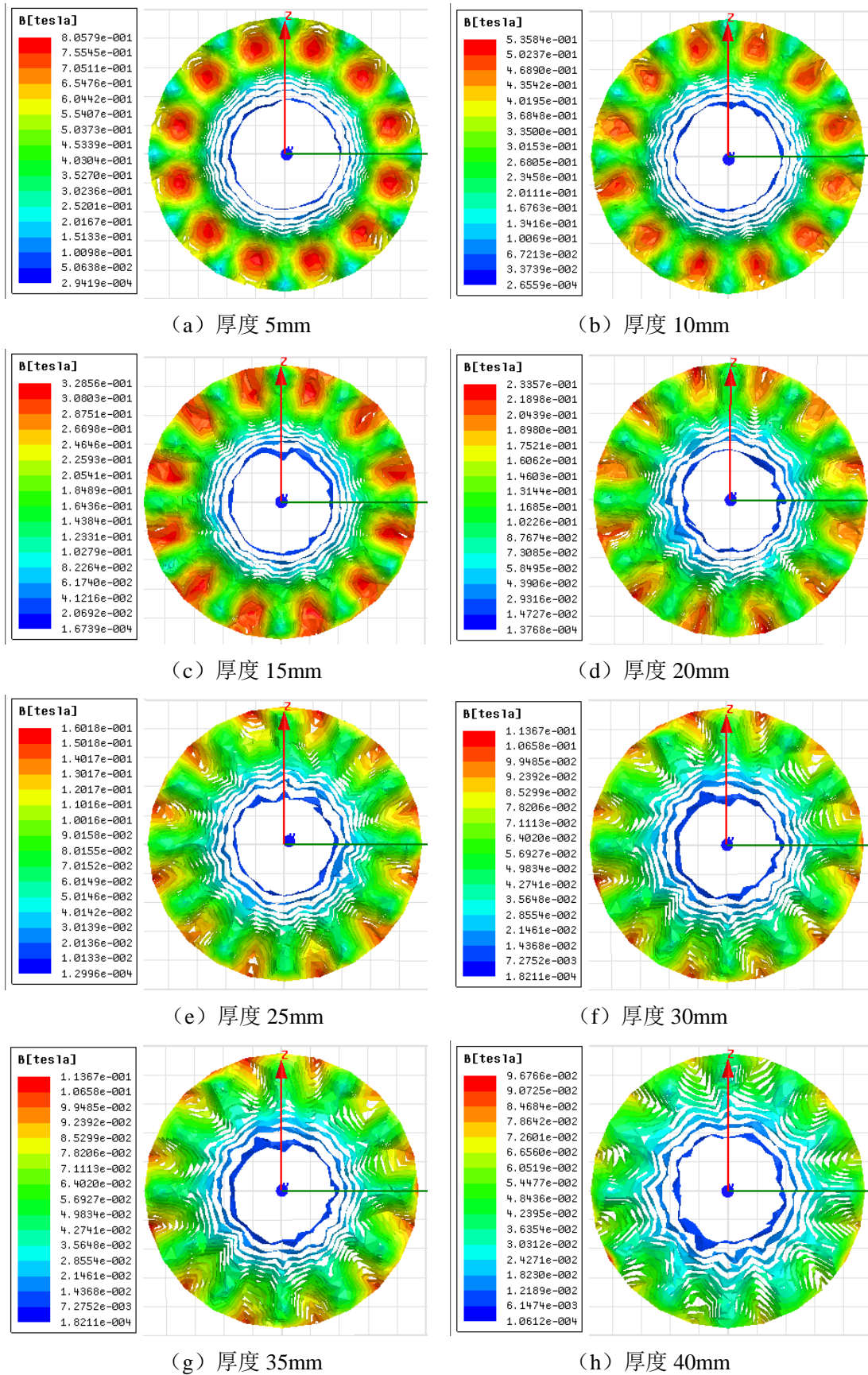


图 2.21 5mm 厚铁制导体板内侧场强分布云图

考虑其他工况，导体板材质不同、是否有附加钢板时，将上述不同气隙时的最大磁感应强度画在同一张图里，得到最大磁感应强度随气隙的变化规律如下图 2.22:

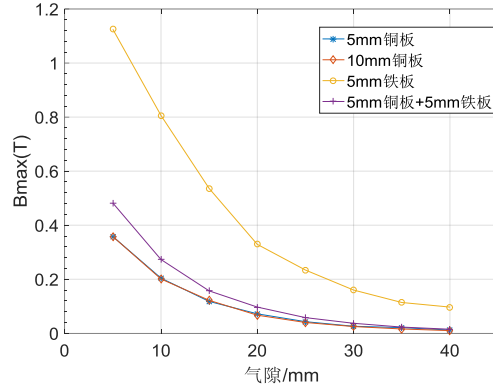
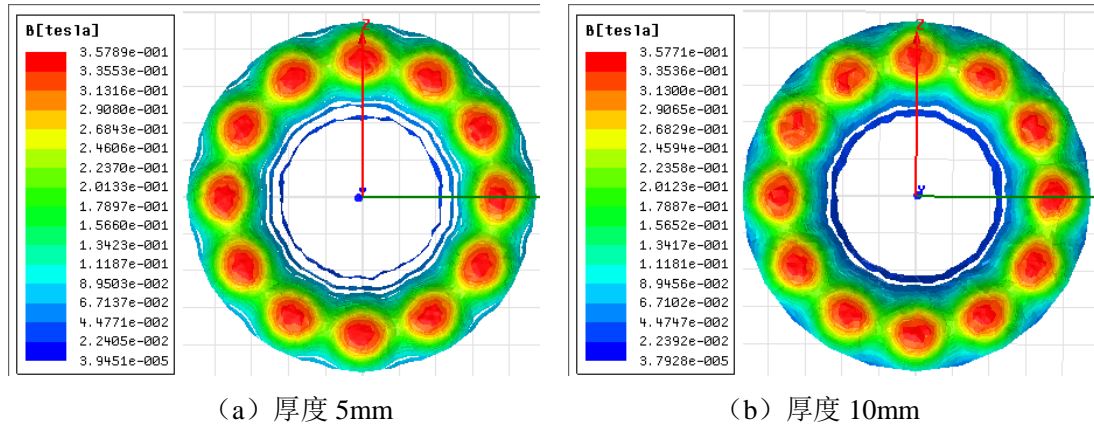


图 2.22 不同工况下最大磁感应强度随气隙的变化规律

可以看出，电涡流阻尼随气隙的增大迅速减小，且衰减幅度越来越小，图中 5mm 厚铜板的工况和 10mm 厚铜板的工况基本重合，说明导体板厚度对磁场强度几乎没有影响，模拟结果也能说明磁路计算中忽略导体板磁阻的合理性。

2.5.4 导体板厚度的影响

当导体板厚度改变时，电涡流回路中的电阻发生改变，从而改变感应电流和电涡流阻尼，因此导体板厚度也是影响电涡流阻尼的一个重要因素。图 2.23 给出了气隙 5mm，铜板厚度不同时的导体板内侧场强分布。



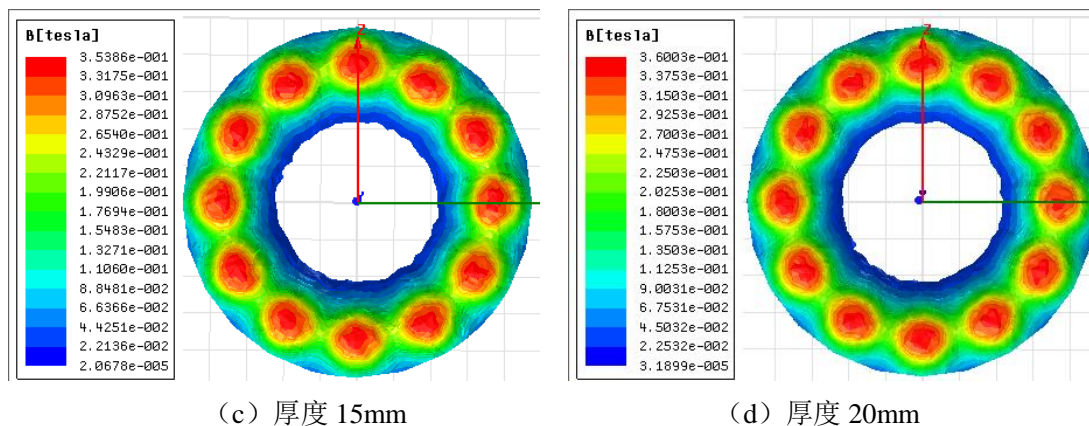


图 2.23 铜质导体板不同厚度时内侧场强分布云图

考虑不同气隙时的最大磁感应强度画在同一张图里，得到最大磁感应强度随导体板厚度的变化规律如图 2.24，其中图 (a) 导体板材质为铜，图 (b) 导体板材质为铁：

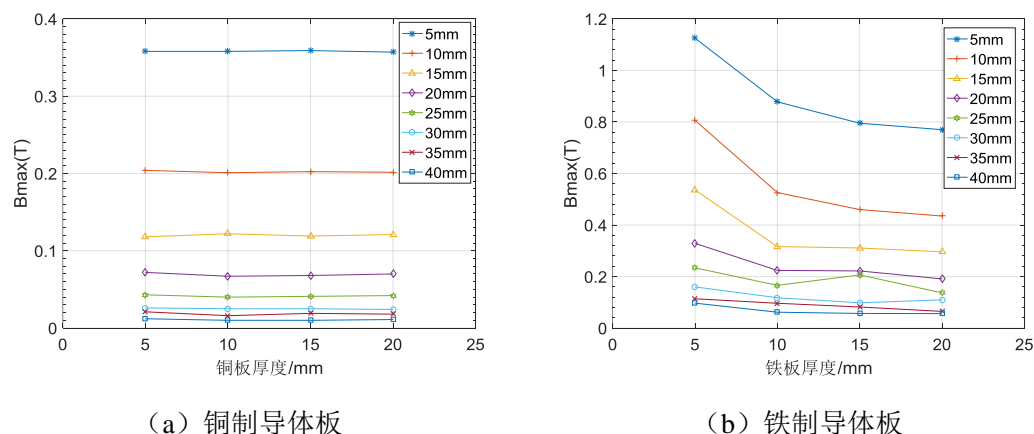


图 2.24 不同气隙时最大磁感应强度随铜板厚度的变化规律

从上图可看出铜板厚度对导体板内侧磁场分布基本没影响，气隙较大，超过永磁厚度时铁质导体板对导体板内侧磁场分布影响甚微，而在气隙较小时，导体板对导体板内侧磁场分布有一定影响，气隙较小时磁阻较小，由于铁质导体板产生的磁阻不可忽略，从前面的磁路分析知道，气隙磁通密度取决于激励源的强度以及气隙的磁阻，即永磁体的型号类别和气隙的大小，模拟结果与前文理论相符合。

2.5.5 导体板材质的影响

铁板（导磁板）对其周围的磁场有显著的增强作用，因此需要讨论导磁性物质对导体板处磁场强度的影响，取导磁性物质为高导磁性钢板，分别分析了气隙 5mm 时，不同导体板材质时的导体板内侧场强分布，如图 2.25 所示

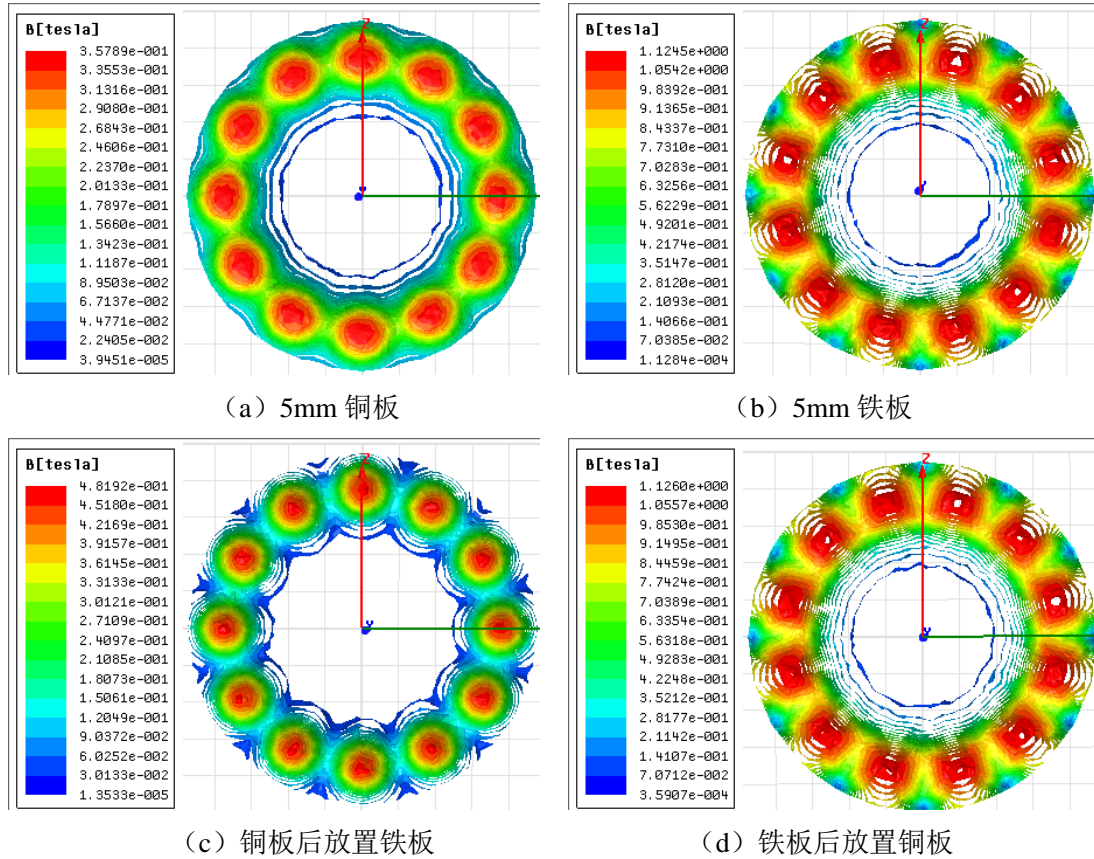


图 2.25 不同导体板材质时导体板内侧场强分布云图

对比分析 (a) 和 (b) 可知, 铁的导磁性大大强于铜板, 对比分析 (a) 和 (c) 可知, 导体板后放置导磁板对磁场强度有明显的增强作用, 故从提高导体板处磁场强度而言, 铁板是首选材料。本例中, 导体板内侧最大磁感应强度是没有附加钢板的约 1.35 倍。

2.6 磁路优化分析

在永磁体标号和尺寸确定后, 为提高关心区域 (导体板位置处) 的主磁感应强度, 进行磁路优化是非常必要的。根据结构的对称性, 为简化计算, 磁路优化设计仅取 1/12 区域进行计算。

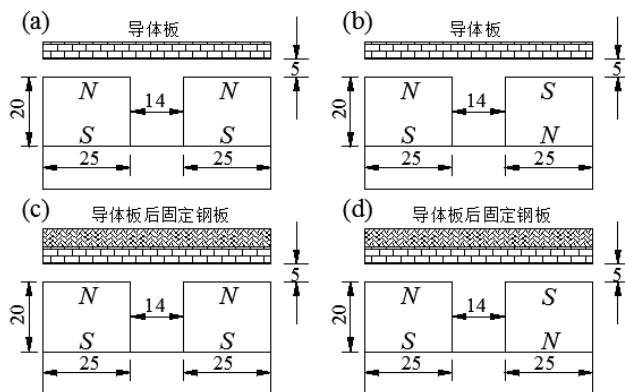
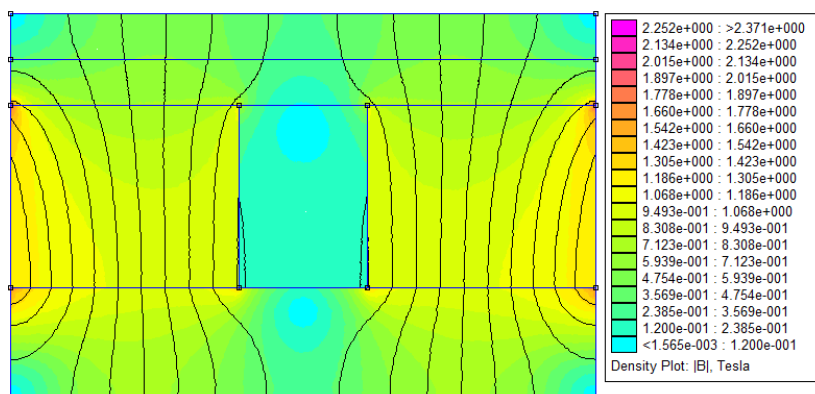


图 2.26 备选磁路布置图

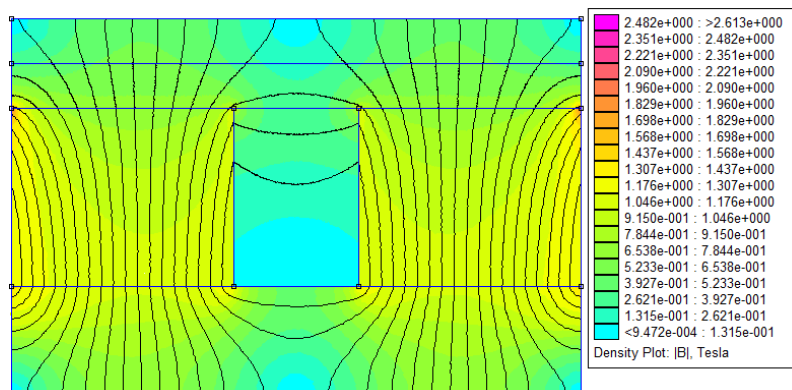
图 2.26 给出了电涡流阻尼的 4 种不同布置形式，(a) 和 (b) 是为了比较相邻磁极布置方式，(a) 中的相邻磁体磁极方向相同，(b) 中的磁极交错布置，

(c) 和 (d) 是为了考察在导体板后安装高导磁钢板对磁感应强度的影响，其中导体板和附加钢板的厚度均为 5mm，气隙为 5mm。

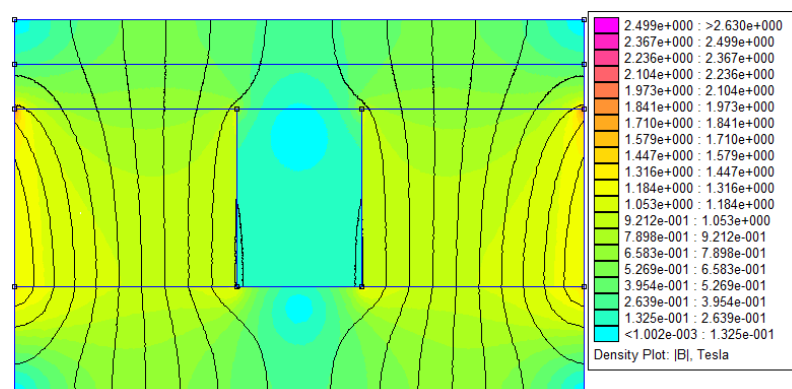
图 2.27 给出了各种工况下主磁感应强度的分布云图，图 2.28 给出了各种工况下的导体板内侧边界线上主磁感应强度 B_z 的分布。综合图 2.27、2.28 可看出：相对磁极相同布置方案，磁极交错布置的两个永磁体在导体板处产生的主磁感应强度较大；在导体板后附加导磁板可以明显提高导体板处的磁感应强度，因此，相邻磁极交错布置、在导体板后固定导磁板的电涡流阻尼器为优选方案。



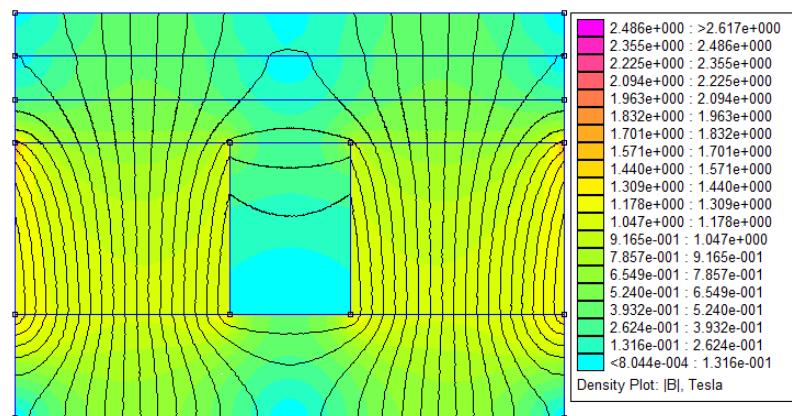
(a) 磁路 a



(b) 磁路 b



(c) 磁路 c



(d) 磁路 d

图 2.27 不同磁路设计对应的磁感应强度分布云图

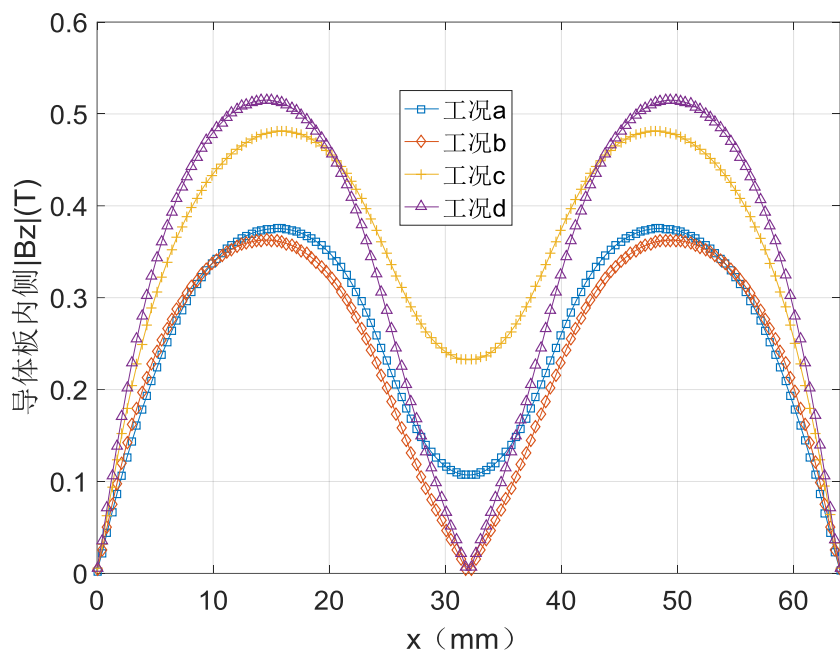


图 2.28 导体板内侧边界线的主磁感应强度 $|B_z|$ 随坐标位置变化

2.7 本章小结

本章对拉索式旋转电涡流阻尼器电磁场进行了理论分析，探讨了拉索式旋转电涡流阻尼器的概念设计、分别处于空气中和介质中时永磁体的场强分布，最后还对装置进行了静磁场有限元模拟，并分析了不同参数对导体板处磁感应强度的影响。得出如下结论：

(1) 从分子环流假说推导出圆柱形永磁体轴线上的磁场分布理论解析解，分析出永磁体厚度和直径的合理取值。结合磁路分析知永磁体厚度的选择与气隙的大小有关，工程设计中可以通过气隙高度比这个参数初选永磁体厚度。

(2) 磁路分析中可知道相比导体板，气隙磁阻和永磁体磁阻是影响气隙磁通密度最主要的因素。

(3) 介质会显著改变空间磁场的分布，相比铜板，高导磁性铁板的存在会显著增大导体板处的磁感应强度，铜板厚度对导体板内侧磁场分布基本没影响，气隙较大，超过永磁厚度时铁质导体板对导体板内侧磁场分布影响甚微，而在气隙较小时，导体板对导体板内侧磁场分布有一定影响。

第3章 拉索式旋转电涡流阻尼器理论研究

3.1 引言

本章介绍了电涡流阻尼系数的几种常用计算方法,采用最基本的法拉第电磁感应定律对拉索式旋转电涡流阻尼器的阻尼系数进行了计算分析,对阻尼器运动过程中的受力特性和位移传递关系作了分析,并给出了试验中组成阻尼器的各部分构件的计算分析,为下一章试验做铺垫。最后介绍了规范中对于粘滞阻尼器附加阻尼比的计算方法以及阻尼器在工程中初步设计的方法。

3.2 电涡流阻尼器阻尼力矩的理论计算

3.2.1 电涡流阻尼器阻尼力矩的常用计算方法

Wouterse 提出的方法^[49]:电涡流阻尼器转子盘在磁场中切割磁力线,将产生电场,在电场中会有电流密度 j ,涡流产生的制动功率 P 就是 Pj^2 与所作用的圆柱体积的积分。

由涡流功率进而推导出阻尼力矩 T 。这个公式在低速时与实际比较符合。而在高速时,磁感应强度与低速时有很大改变,因此提出一个修正系数 c ,最后的阻尼力矩公式为:

$$T = \frac{cP}{\omega} = \frac{1}{4} \frac{\pi}{\rho} c D^2 h B_0^2 v^2 \quad (3.1)$$

Smythe 提出的方法^[50]:求解阻尼力矩的第一步就是计算磁感应强度 B ,电涡流是产生在绕长圆柱体形的磁极旋转的转子圆盘内。电涡流的大小不仅取决于外部磁场的磁感的变化,还受在圆盘内部别处的电涡流的磁感变化的影响。存在一个退磁效应,以至于部分抵消了电涡流的磁通量。当圆盘转动时,考虑到涡流的去磁效应而得到的磁通量可以表示为:

$$\phi = \phi_0 - \frac{\beta^2 \sigma^2 \omega^2 \phi}{R} = \frac{R \phi_0}{R + \beta^2 \sigma^2 \omega^2} \quad (3.2)$$

式中 R ——磁阻

β ——常系数

经积分后的阻尼力矩为

$$T = \omega\gamma\phi^2 D = \frac{\omega\gamma R^2 \phi_0^2 D}{(R + \beta^2 \gamma^2 \omega^2)} \quad (3.3)$$

式中 D ——常系数，取决于磁极的分布。

与实验数据相比，这个模型在低速时效果不错，但是当转速提高时转矩衰减很快。

张逸成提出的方法^[51]：将转子盘看成无数个通过圆心的铁棒，转子盘转动时，这些铁棒切割磁力线而产生电动势：

$$\varepsilon = B\omega lR \quad (3.4)$$

式中 $l^2 = 4(Dx - x^2)$ 。

而 x 处涡流环上的电阻为：

$$dR = \frac{2\pi x}{\sigma h dx} \quad (3.5)$$

所以涡流环上的涡流功率为：

$$dP = \frac{\varepsilon^2}{dR} = \frac{2}{\pi} \sigma h \omega^2 R^2 B^2 (D - x) dx \quad (3.6)$$

最后求得一对电磁铁产生的涡流功率为：

$$P = \frac{3}{2\pi} \sigma h \omega^2 R^2 B^2 D^2 \quad (3.7)$$

张逸成强调磁感应强度 B 是由电磁铁激励和涡流去磁共同作用的结果。在制动盘静止的情况下，即没有涡流的情况下，静磁场 B 可以求出，但在有涡流的情况下， B 的计算甚为困难，提出修正系数 η ，最终涡流功率为：

$$P = \frac{3}{2\pi} \sigma h \omega^2 R^2 (\eta B)^2 D^2 \quad (3.8)$$

从上述三种方法中，我们可以看到计算涡流功率或阻尼力矩可以有不同方法，但由于磁场的复杂性，磁感应强度 B 不能精确获得，都提出了修正系数。

3.2.2 电涡流阻尼力矩的简化算法

由第二章磁场模拟分析知经过导体板的实际磁场分布并不完全均匀，与磁体分布和磁介质的性质等因素有关，为简化计算电涡流阻尼系数，仅考虑单块圆柱体永磁的作用，当永磁顶面和导体板内侧面间的气隙尺寸很小时，可假设外加磁

场分布均匀，设导体板处的磁感应强度为 B ，导体板厚度 t ，电阻率 ρ 并位于一块尺寸为 $D \times h$ 的圆柱体永磁垂直正下方（ D 为直径， h 为厚度），并以角速度 $\dot{\phi}$ 作旋转运动，永磁体中心在导体板上的投影到导体板中心的距离为 R ，将导体板认为是无数个通过圆心的杆件组成^[52]，如图 3.1 所示，导电微元的选取如图 3.2 所示，导体板转动时，这些处在磁极下方的杆件切割磁感线而产生电动势

$$d\varepsilon = BVdl = B\dot{\phi}Rdl \quad (3.9)$$

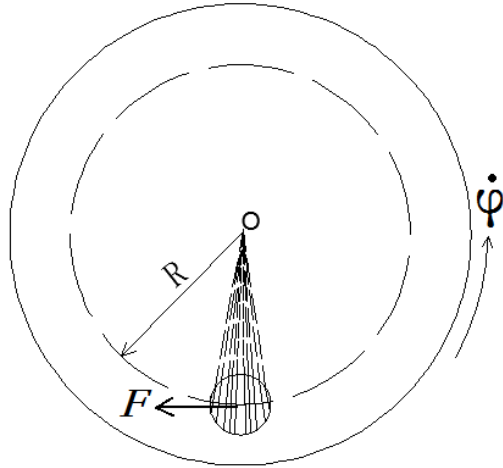


图 3.1 电涡流阻尼单元

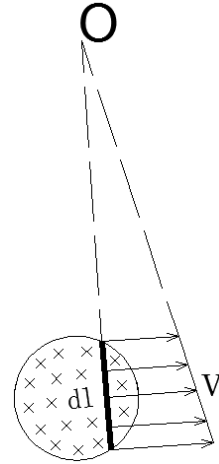


图 3.2 导电微元图

导电微元的内电阻为：

$$dR = \rho \frac{dl}{tdx} \quad (3.10)$$

根据电源输出功率最大化的条件，假定涡流微元电路的外电阻等于内电阻^[53]，涡流微元的总电阻为 $2dR$ ，导电微元中的电涡流强度 dI 为

$$dI = \frac{d\varepsilon}{2dR} = \frac{B\dot{\phi}Rtdx}{2\rho} \quad (3.11)$$

由安培力公式可求得导电微元受到的力为：

$$dF = B \cdot dl \cdot dI = \frac{B^2 \dot{\phi} R t}{2\rho} dl \cdot dx = \frac{B^2 \dot{\phi} R t}{2\rho} ds \quad (3.12)$$

不考虑永磁体磁场在投影面外的泄露，沿磁体的半径方向对 dF 积分即为导体板受到的电涡流阻尼力 F ：

$$F = \frac{B^2 \dot{\phi} R t S}{2\rho} \quad (3.13)$$

由于永磁体产生的磁场分布与上述均匀磁场假定有区别，由图 3.1 知三维空间中的磁场分布不均匀，且感应电流自身产生的磁场会与永磁体产生的外加磁场相互作用，从而抵消一部分外加磁场，另外电涡流的内外电阻相等假定也有一定

误差, 综上考虑引入磁感应强度修正系数 η ^[52], 并取 B 为导体板内侧最大磁感应强度, 电涡流阻尼器在一块圆柱形永磁时所受阻尼力为

$$F = \frac{(\eta B)^2 \dot{\phi} R t S}{2\rho} \quad (3.14)$$

式中: t 为导体板厚度, B 为导体板内侧处最大磁感应强度, η 为考虑磁场分布不均匀的修正系数, S 为单块永磁在导体板上投影面积, ρ 为导体板电阻率, 对于铜板 $\rho = 1.56 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$, R 为永磁中心投影距导体板中心距离, $\dot{\phi}$ 为导体板转动角速度。

所以单块永磁受到的阻尼力矩为:

$$M = \frac{(\eta B)^2 \dot{\phi} R^2 t S}{2\rho} \quad (3.15)$$

定义半径比: 永磁中心投影距导体板中心距离 R 与滚轴半径 r_0 的比值;

$$N = \frac{R}{r_0} \quad (3.16)$$

将式 3.16 代入到 3.15 得

$$M = \frac{(\eta B)^2 \dot{\phi} N^2 r_0^2 t S}{2\rho} = c_d \dot{\phi} \quad (3.17)$$

式中: $c_d = \frac{(\eta B)^2 N^2 r_0^2 t S}{2\rho}$ 为涡流板的电涡流阻尼系数。

从式 3.17 可看出: 影响电涡流阻尼系数的因素主要有导体板内侧处的最大磁感应强度 B 、永磁体在导体板处的投影面积 S , 导体板厚度 t , 以及导体板的电阻率 ρ , 半径比 N , 而导体板的电阻率 ρ 由导体板材质决定。并且磁感应强度 B 的大小和半径比 N 对阻尼系数的影响最大, 磁感应强度修正系数 η 可由试验测试确定, 取值范围一般在 0.3~0.7 之间, 初步计算时可取 $\eta = 0.5$, 由上述推导过程可知电涡流阻尼符合结构动力学中线性粘滞阻尼的假设; 磁感应强度 B 可以由第二章磁路分析或有限元模拟的方法准确求得。

3.3 阻尼器动力学的分析

3.3.1 自由振动状态下的动力学分析

在自由振动下，即没有其他外力的作用时，假设系统离开平衡位置，向右运动时，拉索带动转子顺时针旋转，右侧的拉索处于伸长状态，左侧的处于收紧状态，设拉索中的拉力为 T ，假设框架楼板和转子上都是线性粘滞阻尼，阻尼系数分别为 c_0 和 c_g ，框架层间相对与底板的位移、速度和加速度分别表示为 u 、 \dot{u} 、 \ddot{u} ，转子转动角度、角速度和角加速度分别表示为 φ 、 $\dot{\varphi}$ 、 $\ddot{\varphi}$ ，拉索与水平面的夹角为 θ ，并忽略其变化，规定框架水平向右运动为正方向，转子顺时针转动为正，列出框架的运动平衡方程：

$$-m\ddot{u} = c_0\dot{u} + Ku + T \cos \theta \quad (3.18)$$

对于转子采用刚体转动定律：

$$J\ddot{\varphi} = -c_g\dot{\varphi} - nM + Tr_0 \quad (3.19)$$

式 3.18、3.19 中其它各参数的物理意义： m 为框架结构的质量， K 为框架抗侧刚度， J 为转子的转动惯量， n 为定子上永磁的个数， M 为单个永磁提供的阻尼力矩，可由式 3.17 求得。

建立平衡方程所取隔离体如图 3.3 所示。

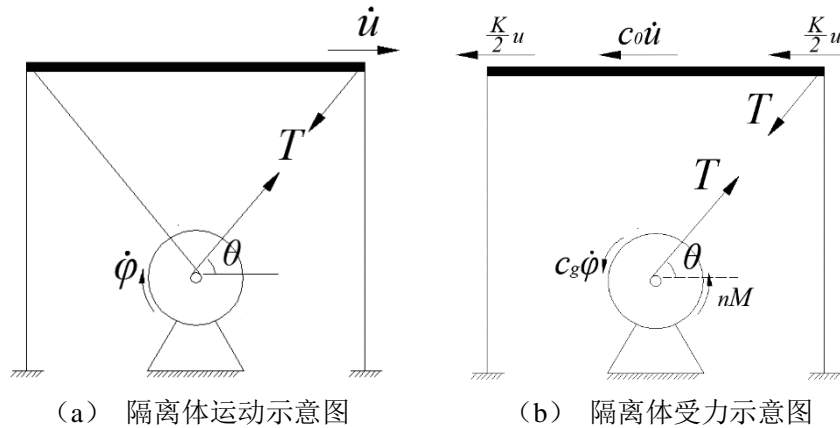


图 3.3 隔离体运动及受力示意图

系统运动学分析：由于拉索刚度很大，认为拉索不可伸长，并且假设运动过程中仅伸长的拉索中存在拉力，不考虑缩短的拉索中的拉力，由框架与转子间的变形协调关系如图 3.4 所示，拉索上位移与框架层间相对位移间的关系为：

$$\delta = u \cos \theta \quad (3.20)$$

$$\Delta\theta = \frac{u \sin\theta}{L} \quad (3.21)$$

式中： δ 为拉索轴向变形， $\Delta\theta$ 为拉索转角， u 为层间位移， θ 为拉索与水平面夹角， L 为拉索长度。

拉索轴向变形与滚轴转角之间的关系为：

$$\delta = \varphi r_0 \quad (3.22)$$

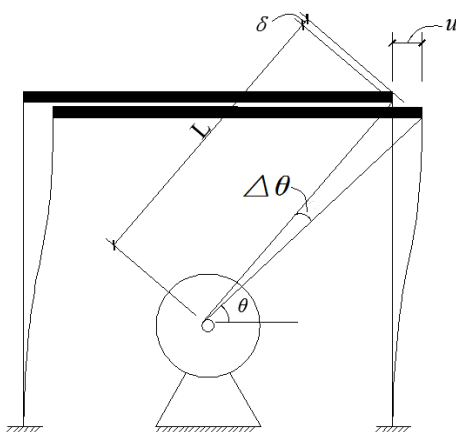


图 3.4 拉索变形与层间位移关系图

则

$$r_0\varphi = u \cos\theta \quad (3.23)$$

对式 3.23 分别求一阶导数和二阶导数得：

$$\begin{cases} r_0\varphi = u \cos\theta \\ r_0\dot{\varphi} = \dot{u} \cos\theta \\ r_0\ddot{\varphi} = \ddot{u} \cos\theta \end{cases} \quad (3.24)$$

为了消去未知的拉索拉力 T ，需联立式 3.17~3.24，得

$$\left(m + \frac{J \cos^2\theta}{r_0^2}\right)\ddot{u} + \left(\frac{nc_d \cos^2\theta}{r_0^2} + c_0 + \frac{c_g \cos^2\theta}{r_0^2}\right)\dot{u} + Ku = 0 \quad (3.25)$$

为方便书写改写为：

$$a_1\ddot{u} + a_2\dot{u} + a_3u = 0 \quad (3.26)$$

其中三常数为：

$$\begin{cases} a_1 = m + \frac{J \cos^2\theta}{r_0^2} \\ a_2 = \frac{nc_d \cos^2\theta}{r_0^2} + c_0 + \frac{c_g \cos^2\theta}{r_0^2} \\ a_3 = K \end{cases}$$

对于式 3.26 的二阶齐次线性微分方程，特征方程为：

$$a_1x^2 + a_2x + a_3 = 0 \quad (3.27)$$

特征根分别为：

$$x_{1,2} = \frac{-a_2 \pm \sqrt{a_2^2 - 4a_1a_3}}{2a_1} \quad (3.28)$$

微分方程的通解为：

$$u(t) = C_1e^{x_1t} + C_2e^{x_2t} \quad (3.29)$$

待定系数 C_1 、 C_2 需要根据自由振动的初始条件确定，即初始位移 $u(0)$ 和初速度 $\dot{u}(0) = 0$ ，由式 3.29 根据待定系数法即可算出，最后将求得的通解代入到式 3.18 或 3.19 即可得到拉索的拉力值，该计算过程繁琐而且实用性差，故此处不再累述。

3.3.2 简谐运动状态下的动力学分析

上一节讨论了阻尼器自由振动状态下的动力学特性，本节将讨论阻尼器在受迫振动状态下的动力学响应，区别表现在框架的运动平衡方程中多了外荷载一项，导致位移的二阶齐次线性微分方程变为非齐次，位移的解答里多一项特解，此求解过程依然复杂，不具有工程实用意义，不妨假设框架层间相对位移以正弦运动形式进行

$$u = a_0 \sin \Omega t \quad (3.30)$$

则框架层间相对速度为：

$$\dot{u} = a_0 \Omega \cos \Omega t \quad (3.31)$$

则框架层间相对加速度为：

$$\ddot{u} = -a_0 \Omega^2 \sin \Omega t \quad (3.32)$$

式中， a_0 为振幅， Ω 为振动圆频率；

同样假定框架运动过程中拉索没有松弛，且收缩的拉索不提供张力，即拉索运动与框架层间相对运动同步，由刚体转动定律有

$$T \cdot r_0 - c_2 \dot{\varphi} - n \cdot M = J \cdot \ddot{\varphi} \quad (3.33)$$

代入变形协调方程：

$$T = \frac{nM + c_2\dot{\varphi} + J \cdot \ddot{\varphi}}{r_0} \quad (3.34)$$

代入变形协调方程进一步得到

$$T = \frac{nc_0 \cos \theta + c_2 \cos \theta}{r_0^2} \dot{u} + \frac{J \cos \theta}{r_0^2} \ddot{u} \quad (3.35)$$

代入式 3.31 和式 3.32 得

$$T = \frac{a_0 \Omega (nc_d \cos \theta + c_g \cos \theta)}{r_0^2} \cos \Omega t + \frac{Ja_0 \Omega^2 \cos \theta}{r_0^2} \sin \Omega t \quad (3.36)$$

由于 c_g 未知, 电涡流阻尼效应引起的 c_d 往往比由于滚轴与定子之间转动引起的摩擦阻尼系数 c_g 大得多, 并且通过合理构造和优化滚轴上的摩擦, 可以大幅度减小或甚至达到消除摩擦阻尼的效果, 因此实用计算中我们可以忽略 c_g 项, 式 3.36 变为:

$$T = \frac{a_0 \Omega nc_d \cos \theta}{r_0^2} \cos \Omega t + \frac{Ja_0 \Omega^2 \cos \theta}{r_0^2} \sin \Omega t \quad (3.37)$$

代入式 3.17, 得到

$$\begin{aligned} T &= \frac{nta_0 \Omega (\eta B)^2 N^2 S \cos \theta}{2\rho} \cos \Omega t + \frac{Ja_0 \Omega^2 \cos \theta}{r_0^2} \sin \Omega t \\ &= A_1 \cos \Omega t + A_2 \sin \Omega t = T_1 + T_2 \end{aligned} \quad (3.38)$$

式中

$$A_1 = \frac{nta_0 \Omega (\eta B)^2 N^2 S \cos \theta}{2\rho}$$

$$A_2 = \frac{Ja_0 \Omega^2 \cos \theta}{r_0^2}$$

从上式知 T 与振幅 a_0 以及圆频率 Ω 呈正相关。拉索中的拉力由两部分组成: 电涡流阻尼引起的拉力 T_1 , 与层间位移滞后 90° 相位差; 导体板转动引起的拉力 T_2 , 与层间相对位移同相位。

转子转动惯量 J 的计算: 转子包括一根滚轴, 两个导体铜盘, 根据实心圆盘绕中心轴转动的转动惯量为:

$$J = \frac{1}{2} mr^2 = \frac{1}{2} \rho \cdot \pi r^2 \cdot t \cdot r^2 = \frac{1}{2} \rho \pi t r^4 \quad (3.39)$$

式中, m 为圆盘质量, r 为圆盘半径, ρ 为密度, t 为厚度;

3.4 阻尼器设计

阻尼器的设计主要包括永磁体的选择及布置、滚轴和导体板的设计以及相关构造设计等。

由功能原理知电涡流阻尼与导体板静态吸力之间成正相关关系，静态吸力越大电涡流阻尼也很大，考虑到瞬态涡流场有限元分析较为困难，而导体板受永久磁铁静态吸力易于计算，通过分析不同气隙下静态吸力与阻尼系数的关系，利用静态吸力作为目标函数可达到装置性能优化设计的目的。

根据小气隙 maxwell 吸力公式^[47]

$$F = \frac{B^2 S}{2\mu_0} \quad (3.40)$$

式中： B —气隙磁感应强度，可以由磁路分析或有限元软件分析的方法得到；

S —气隙磁通面积； μ_0 —空气磁导率。

经计算，图 3.5 给出了直径 25mm，不同气隙下吸力与永磁厚度之间的关系曲线。表面随着磁铁厚度的增加，导体板所受吸力先增大，然后逐渐趋于饱和，磁铁厚度在 20mm 左右较为合理。

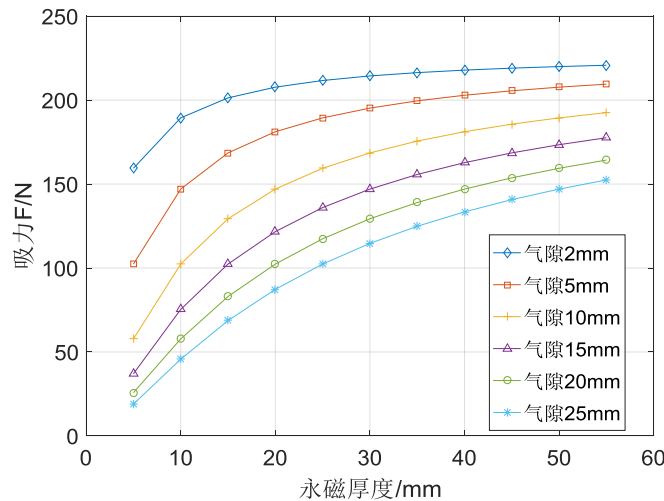


图 3.5 导体板所受吸力与永磁体厚度关系

导体板较薄，承受来自定子上永磁体对其的吸力，需满足其抗弯强度的要求。对于导体板与滚轴焊接连接时，将导体板看做是中心支撑在滚轴上的悬臂梁，危险截面位于滚轴与导体板交界处，由于永磁体布置的对称性，计算时选取 1/12 导体板进行计算。永磁体在侧板上的布置以及导体板的计算简图分别如图 3.6 和 3.7 所示。

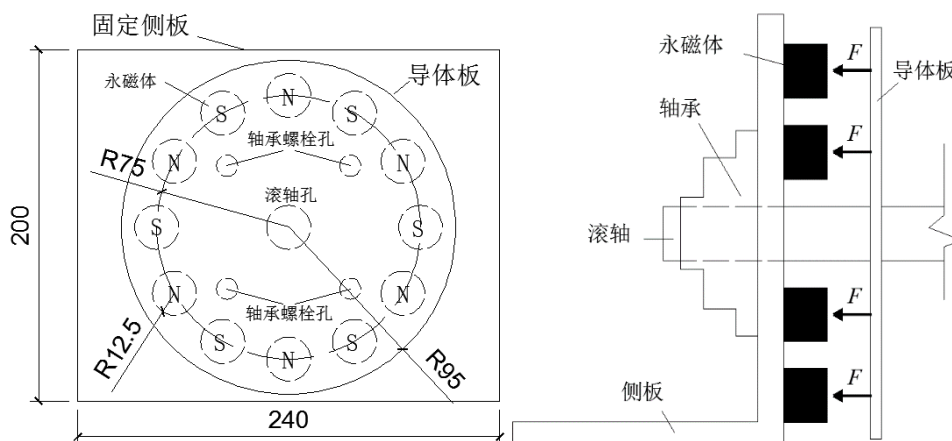


图 3.6 永磁体布置图

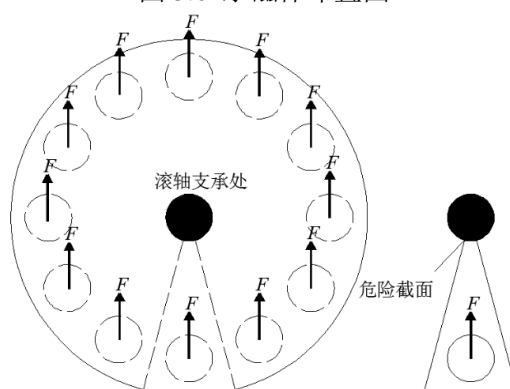


图 3.7 导体板计算简图（受力方向垂直于导体板）

计算参数：永磁直径 25mm，厚度 20mm，单侧永磁 12 个，故 $n = 24$ ，磁极交错均匀布置在侧板上，永磁中心距滚轴中心距离 $R = 75\text{mm}$ ，导体板厚度 $t = 5\text{mm}$ ，直径 $D = 95\text{mm}$ ，设滚轴半径 r_0 ，则危险截面处的抵抗矩为：

$$W = \frac{bt^2}{6} \quad (3.41)$$

$$b = \frac{1}{12} \cdot 2\pi r_0 = \frac{\pi r_0}{6}$$

危险截面处的弯矩为：

$$M = F(R - r_0) \quad (3.42)$$

根据强度准则：

$$\sigma = \frac{M}{W} \leq [\sigma] \quad (3.43)$$

由式 3.41-3.43，得

$$r_0 \geq \frac{36FR}{36F + \pi t^2 [\sigma]} \quad (3.44)$$

容许应力 $[\sigma] = 235\text{Mpa}$ ，最不利工况下 $F = 147.02\text{N}$ ，对应气隙 10mm，代入数值计算得到：

$$r_0 \geq \frac{36 \times 147.02 \times 75}{36 \times 147.02 + 3.14 \times 5^2 \times 235} = 15.7 \text{mm}$$

对于导体板与滚轴的焊接连接，还需要对交界处的角焊缝进行验算，本试验中为方便气隙的调节，由于滚轴与导体板的连接采用法兰和螺栓连接。滚轴直径初选 25 mm。

3.5 连接部分设计

阻尼器与框架节点之间采用拉索连接，由功能原理知，拉索中的拉力与电涡流功率成正比，理论上阻尼器耗能能力越强，拉索中拉力越大。作为拉索选材需满足以下条件：

1. 弯曲性能、耐磨性能好，易于缠绕在滚轴上；
2. 强度高、变形小、耐久性好；
3. 易于加工，连接性能好；
4. 由于拉索承受往复循环动力荷载，故要求其具有较好的疲劳性能。

阻尼器与框架的连接通过钢绞线完成，钢绞线的直径需根据阻尼系数确定。钢绞线最大拉力工况对应气隙 10mm，铜板厚度 5mm，后有附加钢板。半径比 $N = 75/12.5 = 6$ ，滚轴半径 $r_0 = 12.5 \text{mm}$ ，半径比反映了旋转电涡流阻尼器对层间位移(速度)的放大作用。磁场强度 B 根据 ansoft Maxwell 建模计算结果为 0.273T，铜的电阻率 $\rho = 1.56 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$ 。

代入式 3.39 计算转子转动惯量

$$\begin{aligned} J &= \frac{1}{2} \pi [2\rho_{cu} \cdot t_{cu} \cdot (r_1^4 - r_0^4) + 2\rho_{fe} \cdot t_{fe} \cdot (r_1^4 - r_0^4) + \rho_{Fe} \cdot l \cdot r_0^4] \\ &= \frac{1}{2} \pi [2 \times (8900 + 7850) \times 0.005 \times (0.095^4 - 0.0125^4) + 7850 \times 0.4 \times 0.0125^4] \\ &= 0.0215 \text{kg} \cdot \text{m}^2 \end{aligned}$$

框架层高 1000mm，根据 GB 50011—2010《建筑抗震设计规范》^[54]第 12.3.6 条规定并参考 FEMA450 中第 8.6 节相关规定确定加载制度。根据 GB 50011—2010《建筑抗震设计规范》第 5.5 节规定：框架结构小震 $1/550h_{\text{层高}} = 1.82 \text{mm}$ ，框架结构大震作用下弹塑性层间位移角限值 $1/50h_{\text{层高}} = 20 \text{mm}$ ；框架结构中震依据烈度近似换算限值近似取 $1/150h_{\text{层高}} = 6.67 \text{mm}$ ，最不利工况时， Ω 取 2π ， a_0 取 $1/50h_{\text{层高}} = 20 \text{mm}$ ，代入式 3.38 计算

$$\begin{aligned}
F_{\max} &= a_0 \Omega \cos \theta \sqrt{\frac{n^2 t^2 (\eta B)^4 S^2 N^4}{4 \rho^2} + \frac{J^2 \Omega^2}{r_0^4}} \\
&= \frac{0.02 \times 2\pi}{\sqrt{5}} \sqrt{\frac{24^2 \times 0.005^2 \times 0.4^4 \times 0.273^4 \times \pi^2 \times 0.025^2 \times 6^4}{16 \times 4 \times 1.56 \times 10^{-16}} + \frac{0.0215^2}{0.0125^4} \times 4\pi^2} \\
&= 2276.1\text{N}
\end{aligned}$$

上式中其中由阻尼器贡献的拉力值为

$$F_1 = \frac{n t a_0 \Omega (\eta B)^2 N^2 \cos \theta}{2 \rho} = \frac{24 \times 0.005 \times 2\pi \times 0.273^2 \times 6^2}{2 \times 1.56 \times 10^{-8} \times \sqrt{5}} = 2275.6\text{N}$$

即受迫振动时由滚轴转动产生的拉力值，此项可以忽略。

初步选择直径 2mm 钢绞线，最大承重 294kg。

阻尼器位移行程分析:当层间位移为弹性位移 $u = 126.8\text{mm}$ 时，拉索极限行程

$$\delta = u \cos \theta = 56.7\text{mm}$$

滚轴转动圈数为:

$$m = \frac{\delta}{2\pi r_0} = 0.72$$

所以知拉索在滚轴上绕的圈数 1~2 圈即可。故对于一般情况下拉索位移行程都满足要求。

拉索变形计算: 弹性模量 206Gpa, 拉索长度为

$$l = \frac{h}{2 \cos \theta} = \frac{1 \times \sqrt{5}}{2} = 1.118\text{m}$$

拉索截面面积

$$A = \frac{\pi d^2}{4} = \frac{\pi \times 2^2}{4} = 3.142\text{mm}^2$$

拉索变形

$$\Delta l = \frac{Fl}{EA} = \frac{2276.1 \times 1.118}{206 \times 10^3 \times 3.142} = 0.004\text{mm} = \frac{1}{279} l$$

故拉索受力引起的变形很小可忽略不计。

滚轴校核: 滚轴在中部受到拉索较大的拉力, 其计算简图为一两端简支于轴承处螺丝口处的受弯梁。

最大弯矩

$$M = \frac{Fab}{l}$$

其中 $F = 2276.1\text{N}$, $a = b = 0.2\text{m}$, $l = 0.4\text{m}$

则 $M_{\max} = \frac{Fab}{l} = 227.61\text{N.m}$

圆形截面抵抗矩
$$W = \frac{\pi d^3}{32} = 1534\text{mm}^3$$

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\max}}{W} = 0.15\text{MPa} \ll [\sigma] = 235\text{MPa}$$

所以滚轴强度不起控制设计。

刚度验算

跨中集中荷载作用下最大挠度为：

$$\delta = \frac{Fl^3}{48EI} = \frac{2276.1 \times 400^3}{48 \times 206 \times 10^3 \times 1534 \times 12.5} = 0.77\text{mm} = \frac{1}{521}l$$

满足要求。

3.6 框架设计

为保证框架明显的侧向位移及较强的面外刚度，框架采用单层空间立体框架，楼板采用厚度 10mm 的刚性梁，柔柱选用一字型截面，柱脚及框架节点均采用角钢连接，试验时可通过在底板上放置配重来保证柱脚刚性，柔柱的设计主要要考虑以下几个因素：

- (1)：框架抗侧刚度的影响；
- (2)：柔柱竖向屈曲承载力；
- (3)：框架结构自振周期；

框架结构变形示意图：

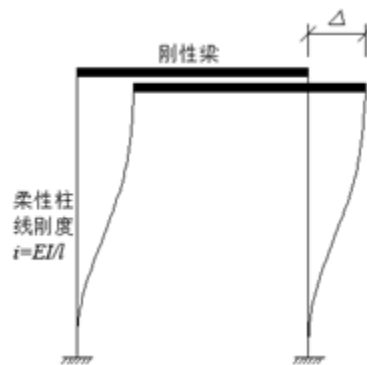


图 3.8 框架变形图

内力图如下：

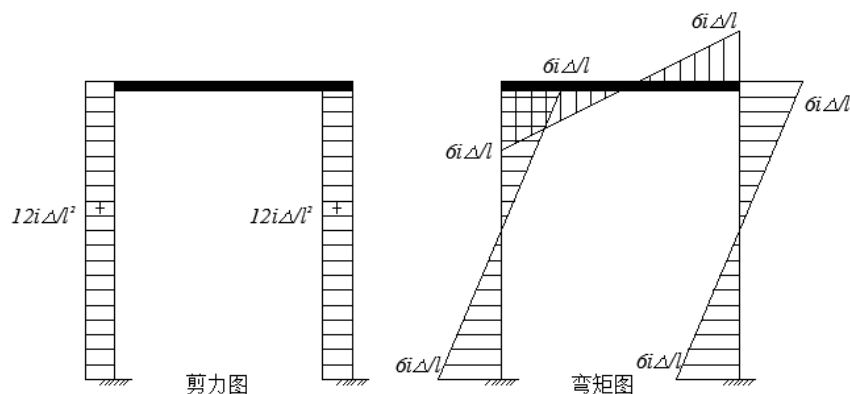


图 3.9 框架内力图

由结构力学等截面超静定杆的杆端弯矩和剪力知^[55]，一字型柱抗侧刚度为

$$K = 2 \times \frac{12i}{l^2} = \frac{24i}{l^2} = \frac{24EI}{l^3} = \frac{2Eb^3}{l^3} \quad (3.45)$$

即抗侧刚度由板柱宽度 b 及高厚比 h/l 决定，当采用孔径 8mm 的双排孔时，由螺栓孔距构造知，边距取 $2d = 16\text{mm}$ ，中距 $3d = 24\text{mm}$ ，分别取边距 15mm，中距 30mm，即 $b = 30 + 15 \times 2 = 60\text{mm}$ ，高度选为 $l = 1000\text{mm}$ ，厚度 $h = 3\text{mm}$ 。框架各部分尺寸如图 3.10、图 3.11 所示。

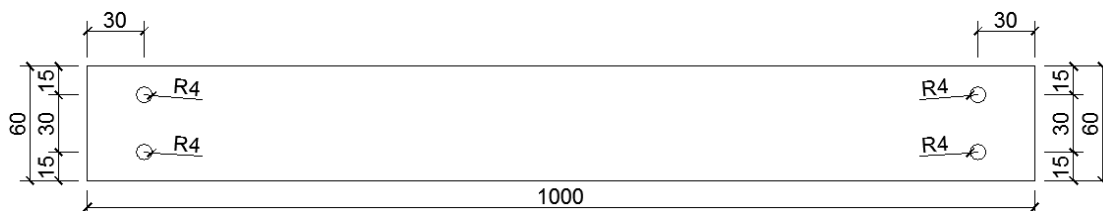


图 3.10 框架柱平面图

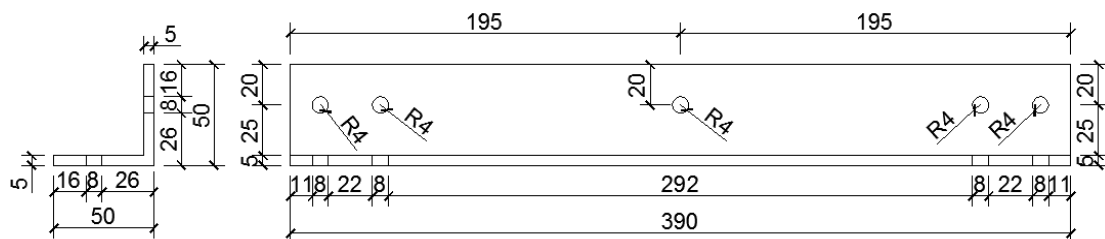


图 3.11 框架梁平面图

此时框架抗侧刚度为：

$$K = \frac{2Eb^3}{l^3} = \frac{2 \times 206 \times 10^6 \times 60 \times 3^3}{1000^3} = 667.3\text{N/m}$$

此时即框架侧移 50mm 需要 66.73N 的力，人为条件下即可以办到，满足强梁弱柱的设计要求。

柔柱屈曲承载力验算如下：

由欧拉公式，柔柱屈曲荷载

$$F = \frac{\pi^2 EI}{(\mu l)^2} = \frac{3.1416^2 \times 206 \times 10^3 \times 60 \times 3^3}{12 \times (1 \times 1000)^2} = 274.5 \text{N} \quad (3.46)$$

楼板的质量和用于固定楼板的角钢的质量以及连接用的螺栓质量共为：

$$m_1 = 28.441 \text{kg}$$

单根框架柱承受的重量为

$$G = \frac{1}{4} m_1 g = \frac{1}{4} \times 28.441 \times 9.8 = 69.68 \text{N} < F$$

现计算框架结构自振周期，需先计算单自由度系统模态质量 m 。

悬臂梁：截面尺寸为 $B \times W = 0.06 \text{m} \times 0.003 \text{m}$ ，长度 $L = 1 \text{m}$ ，密度取为 $\rho = 7850 \text{kg/m}^3$ 。以悬臂梁自由端的阵型位移进行归一，四根悬臂梁的模态振动质量为：

$$m_{eq} = 4 \int_0^L m(x) \varphi(x)^2 dx \quad (3.47)$$

其中， $m(x)$ 表示柔性柱的质量分布函数，在本试验中可认为是均匀分布的： $\varphi(x)$ 为受压柔性柱的阵型函数，经过阵型归一（使悬臂端的位移为 1）后，其边界条件为：

$$x = 0, \varphi(x) = 0$$

$$x = l, \varphi(x) = 1$$

由此边界条件和结构力学知识可知：

$$\varphi(x) = x^2(3L - 2x) / L^3 \quad (3.48)$$

经过积分计算可得：

$$m_{eq} = 2.099 \text{kg}$$

综上可以得到振动系统的模态质量 m 为：

$$m = m_{eq} + m_1 = 30.54 \text{kg}$$

框架结构自振周期的计算：

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{m}{2K}} = 2\pi \sqrt{\frac{30.54}{2 \times 667.3}} = 0.95 \text{s} \quad (3.49)$$

自振周期的调节可以通过在楼板上设置配重完成。下面进行框架结构弹塑性分析，柱绕弱轴方向弹性截面模量为：

$$W = \frac{bh^2}{6}$$

当截面最外边缘的正应力达到屈服点 f_y 时, 截面承受的弯矩即屈服弯矩 M_e 为:

$$M_e = Wf_y = \frac{60 \times 3^2}{6} \times 235 \times 10^{-3} \text{ N} \cdot \text{m} = 21.15 \text{ N} \cdot \text{m}$$

由框架内力图知柱端弯矩 M 与层间位移 Δ 的关系为:

$$M = \frac{6i\Delta}{l} = \frac{6EI\Delta}{l^2} = \frac{3EhW\Delta}{l^2} \quad (3.50)$$

框架层间弹性位移为:

$$\Delta = \frac{f_y l^2}{3Eh} = \frac{235 \times 1000^2}{3 \times 206 \times 10^3 \times 3} = 126.8 \text{ mm}$$

由于阻尼器试验要进行多次改变参数进行试验, 故框架释放的初始位移不宜大于框架的弹性位移, 避免框架柱出现塑性而影响试验的顺利进行。

3.7 附加阻尼比计算

规范^[54]中对粘滞阻尼器给结构提供附加阻尼比采用等效粘滞阻尼比的方法, 其基于原理是能量耗散相等, 即在一个振动循环内让等效粘滞阻尼所消耗的能量与实际阻尼所消耗的能量相等。等效阻尼比可按下式估算:

$$\xi_A = \frac{W_D}{4\pi W_S} \quad (3.51)$$

式中: ξ_A 代表粘滞阻尼器对结构的附加等效阻尼比; W_D 代表结构在预期位移下往返一周所消耗的能量; W_S 代表结构在预期位移下总应变能。

当结构低阶振型占主导振型时, T 可取结构在目标位移下的等效周期。不考虑扭转时, W_S 可按下式计算:

$$W_S = \frac{1}{2} \sum_i F_i \cdot u_i \quad (3.52)$$

对于本文试验而言:

$$W_S = K \cdot a_0^2$$

3.7.1 简谐运动下惯容器的附加阻尼比

在未放置永磁体时, 转子与定子的固定侧板之间存在粘滞阻尼做功消耗能量, 一个运动周期内由转子转动消耗的能量为:

$$\begin{aligned}
 W_2 &= \int_0^T |c_g \dot{\phi}| \cdot |\varphi| dt = 4 \int_0^{\frac{\pi}{2\Omega}} c_g \cdot \frac{\cos^2 \theta}{r_0^2} \cdot \dot{u} \cdot u dt \\
 &= 4 \int_0^{\frac{\pi}{2\Omega}} c_g \frac{\cos^2 \theta}{r_0^2} \cdot a_0 \sin \Omega t \cdot a_0 \Omega \cos \Omega t dt \\
 &= \frac{4a_0^2 \Omega \cos^2 \theta c_g}{r_0^2} \cdot \int_0^{\frac{\pi}{2\Omega}} \sin \Omega t \cdot \cos \Omega t dt = \frac{2a_0^2 \cos^2 \theta c_g}{r_0^2}
 \end{aligned} \tag{3.53}$$

附加阻尼比为：

$$\xi_A = \frac{W_D}{4\pi W_S} = \frac{\cos^2 \theta c_g}{2\pi K r_0^2} \tag{3.54}$$

计算惯容器为 5mm 厚铜板时的附加阻尼比：粘滞阻尼系数为 16.59 N·s·mm， $r_0 = 12.5\text{mm}$ ，附加阻尼比为：

$$\xi_A = \frac{\cos^2 \theta c_g}{2\pi K r_0^2} = \frac{0.2 \times 16.59 \times 0.001}{2 \times 3.1416 \times 667.3 \times 0.0125^2} = 5.065\%$$

表 3.1 给出了不同惯容器工况，对应不同滚轴半径时的惯容器附加阻尼比。从表 3.1 可以看出，附加阻尼比与惯容器的粘滞阻尼系数成正比，与滚轴半径的平方成反比。惯容器的粘滞阻尼较大，需考虑合理的构造措施尽量减小惯容器的粘滞阻尼，如定子与转子滚轴之间采用轴承连接。。

表 3.1 惯容器粘滞阻尼计算值 (%)

工况	阻尼系数 c_g / N·s·mm	$r_0 = 10\text{mm}$	$r_0 = 12.5\text{mm}$	$r_0 = 15\text{mm}$
Cu5-g-20	16.59	7.914	5.065	3.517
Fe5-g-20	14.55	6.941	4.442	3.085
Cu10-g-20	17.22	8.214	5.257	3.651
Cu5fe5-g-20	18.17	8.667	5.547	3.852

3.7.2 简谐运动下电涡流阻尼器的附加阻尼比

在放置永磁体时，一个运动周期内，电涡流阻尼消耗的能量为：

$$\begin{aligned}
 W_1 &= n \int_0^T |c_d \dot{\phi}| \cdot |\varphi| dt = 4n \int_0^{\frac{\pi}{2\Omega}} c_d \cdot \frac{\cos^2 \theta}{r_0^2} \cdot \dot{u} \cdot u dt \\
 &= 4n \int_0^{\frac{\pi}{2\Omega}} c_d \frac{\cos^2 \theta}{r_0^2} \cdot a_0 \sin \Omega t \cdot a_0 \Omega \cos \Omega t dt \\
 &= \frac{4na_0^2 \Omega \cos^2 \theta c_d}{r_0^2} \cdot \int_0^{\frac{\pi}{2\Omega}} \sin \Omega t \cdot \cos \Omega t dt = \frac{2na_0^2 \cos^2 \theta c_d}{r_0^2}
 \end{aligned} \tag{3.55}$$

总能量为惯容器和电涡流耗能之和 $W_D = W_1 + W_2$

故附加阻尼比为：

$$\xi_A = \frac{W_D}{4\pi W_S} = \frac{\cos^2 \theta (c_g + nc_d)}{2\pi K r_0^2} \quad (3.56)$$

计算导体板为5mm厚铜板、气隙20mm、电涡流阻尼系数为 $24 \times 0.884 = 21.21$ N·s·mm， $r_0 = 12.5$ mm，附加阻尼比为：

$$\xi_A = \frac{\cos^2 \theta (c_g + nc_d)}{2\pi K r_0^2} = \frac{0.2 \times (16.59 + 24 \times 0.884)}{2 \times 3.1416 \times 667.3 \times 0.0125^2} = 11.54\%$$

列出滚轴 $r_0 = 12.5$ mm，半径不同工况下的附加阻尼比如表 3.2 所示。从表 3.2 可以看出，气隙大小、导体板材质和厚度对电涡流阻尼的影响很大。

表 3.2 电涡流阻尼器粘滞阻尼计算值 (%)

工况	气隙 10mm	气隙 20mm	气隙 30mm	气隙 40mm
Cu5-d	19.4	11.54	7.31	4.74
Fe5-d	22.2	14.1	6.99	5.14
Cu10-d	20.37	12.6	9.45	5.87
Cu5fe5-d	22.76	15.1	10.45	7.96

3.7.3 工程设计方法

根据前面的分析知，由于转子转动会带给阻尼器部分附加阻尼，而且这部分是不可避免的，因此在旋转电涡流阻尼器的工程设计中必须把单纯由电涡流效应提供的阻尼分离出来讨论，先对转子进行概念设计，初选其厚度，直径，则可获得由惯容器提供的能量部分，基于目标阻尼比，求得结构在目标位移下的总应变能，可求得阻尼器所要消耗的能量值，二者相减得到电涡流效应提供的阻尼部分，由于电涡流阻尼与诸多因素有关，我们必须对永磁进行概念设计，确定永磁的布置形式、尺寸以及位置，然后可以获得目标阻尼比下的气隙磁通密度以及永磁个数，根据磁路分析或有限元分析的方法求得目标气隙值，最后根据所确定的阻尼器各参数对各构件进行结构验算，若不满足，重新对永磁进行设计，重复上述过程，直到结构验算符合要求，即完成初步设计。设计流程图如图 3.12 所示。

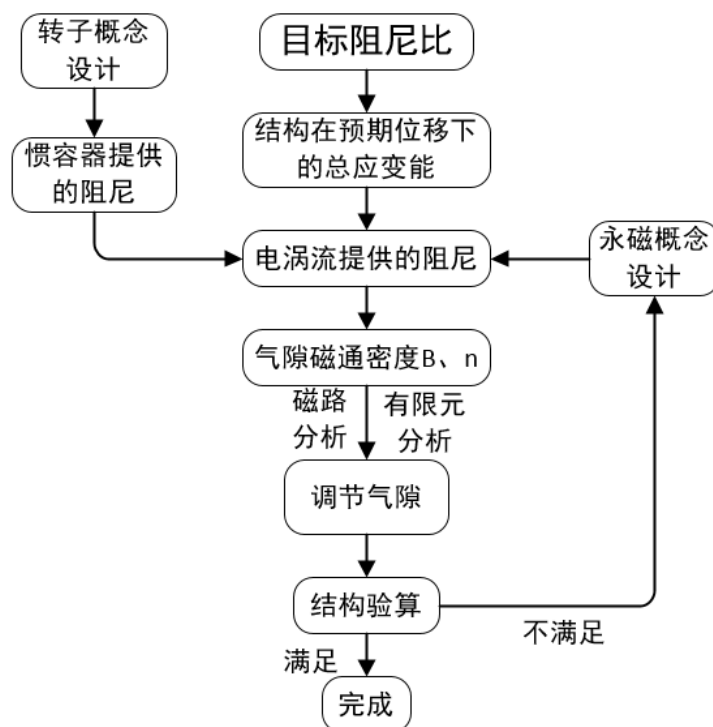


图 3.12 工程初步设计流程图

3.8 本章小结

本章对拉索式旋转电涡流阻尼器的结构设计进行了分析，探讨了阻尼器设计过程中主要参数的计算方法及要点，分析了振动系统的模态质量、小气隙涡流板的静态吸力，阻尼器与结构之间力与位移的传递转换关系，最后还介绍了按规范计算附加阻尼比的方法。得出以下结论：

(1) 对电涡流阻尼系数影响最大的两个参数是导体板处磁感应强度 B 和半径比 N ，其次导体板材质、厚度、永磁体在导体板上投影面积对阻尼系数也有较大影响。但该公式缺点是修正系数 η 往往难以确定。

(2) 阻尼器的动力学分析中需同时考虑变形协调关系和动力学平衡方程，自由振动状态下的位移量和拉索中的拉力都较难直接获得，而且解析解形式极其复杂，简谐运动过程中的拉索拉力较容易求得精确解析解，对于工程设计具有指导意义。

(3) 导体板和滚轴尺寸是阻尼器设计中两个最关键的参数，但他们之间又存在一定的关联，导体板的设计由受弯强度控制，而导体板则需要满足强度和刚度的要求，在滚轴直径尽量小、导体板直径尽量大时可得到较大的放大系数和电涡流阻尼系数，因此这几个参数之间存在优化关系。阻尼器设计的计算要点有导

体板的吸力计算及强度刚度的计算，拉索强度和变形的计算、滚轴强度刚度的计算以及拉索位移行程的确定。

(4) 通过拉索带动导体板的转动，由于工程中的层间位移极小，阻尼器的行程一般不受约束，拉索中的拉力绝大部分来自于电涡流产生的阻力，初步设计时可不考虑由于转子转动惯量引起的拉索拉力。拉索的设计要考虑强度和变形，构造设计中还要考虑与结构连接的节点处锚具的布置，以尽量减小拉索中预应力的损失。

(5) 电涡流阻尼器装置阻尼由三部分组成：纯框架阻尼、由惯容器提供的质量阻尼和永磁体提供的附加电涡流阻尼。工程初步设计时可以按照规范计算附加阻尼比的方法对阻尼器进行设计，基于目标阻尼比分离出单纯由电涡流效应提供的附加阻尼，然后根据永磁的概念设计深入确定所需磁极数目及气隙磁通密度，由磁路分析或有限元分析的方法确定气隙的大小，最后对各构件进行结构验算，若不满要求，调整永磁参数重复上述计算过程即可完成阻尼器的设计。

第4章 拉索式旋转电涡流阻尼器试验研究

4.1 引言

第三章对拉索式旋转电涡流阻尼器的计算理论进行了阐述,并对阻尼器在运动状态下的各构件的力学行为、位移关系进行了分析,并设计出来阻尼器的试验装置。本章首先对试验装置实物及相关构造进行了描述,介绍了试验概况、试验原理,然后对三种不同阻尼工况下的装置进行了自由振动衰减试验分析,测试阻尼比并反算磁感应强度修正系数,为其在工程中的应用提供参考,最后还比较了阻尼比的试验测量值与规范计算值。

4.2 拉索式旋转电涡流阻尼器实物

根据前文的概念设计及相关理论分析,构思出一种采用拉索连接的新型旋转式电涡流阻尼器,阻尼器由定子、转子及连接装置组成,其中定子包括固定在结构上的侧板角钢、方形轴承和吸附在侧板上的永磁体;支承于侧板上的滚轴,导体板以及用于连接导体板和滚轴的法兰板共同组成了转子。阻尼器与结构之间用钢绞线拉索连接,达到力和位移的传递作用,阻尼器实物图如图 4.1 所示。

通过在滚轴端部设置刻槽孔与轴承上的螺丝连接,一方面限制滚轴横向的移动,另一方面由于轴承的存在使得滚轴的运动由传统的滑动摩擦变为滚动摩擦,可以大大减小阻力,实物图如图 4.2 所示。法兰与导体板通过螺栓连接形成转子部分,并通过螺杆将法兰固定在滚轴的限位孔上,如图 4.3 所示,这样实现了不同气隙大小的调节,可以方便容易的改变阻尼器的阻尼系数。拉索夹具及收紧装置如图 4.4 所示。拉索在导体板上的锚固通过螺栓拧紧实现,如图 4.5。构件加工由上海彭赫机械有限公司完成,加工方式采用慢走丝线切割,加工精度为 $\pm 0.1\text{mm}$,实物图见 4.6。

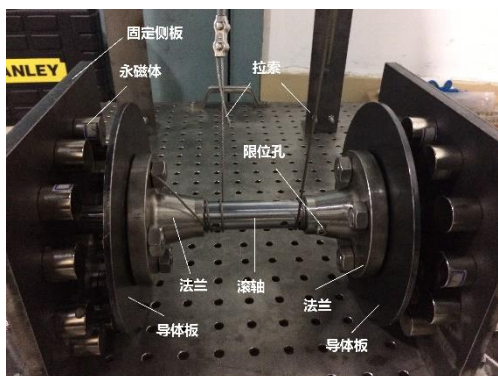


图 4.1 阻尼器三维实物图



图 4.2 滚轴端部连接示意图

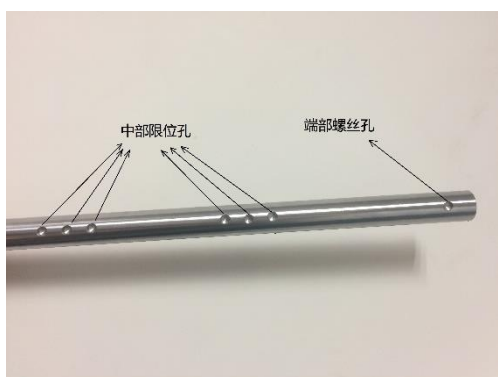


图 4.3 滚轴打孔示意图



图 4.4 拉索夹具及收紧器

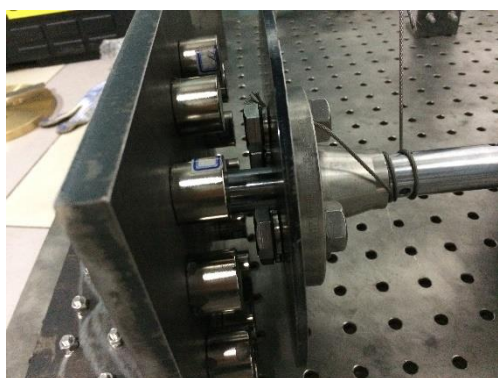


图 4.5 拉索在滚轴上的锚固

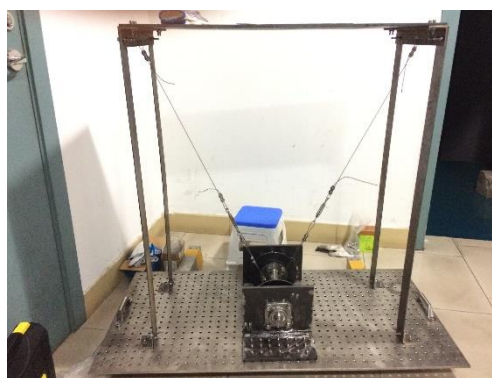


图 4.6 试验装置实物图

相比板式电涡流阻尼器，这种模式有如下特点：

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

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

(3) 该装置的缺点是传力不如板式电涡流阻尼器直接直观，滚轴转动时会受到侧钢板摩擦力的影响，由于框架结构层间位移很小，拉索的变形、应力松弛、

夹具的滑移等都会降低其减震效果,所以该装置的设计中要特别重视位移的传达机制及位移损失。

4.3 试验物理模型

试验装置为一个强柱弱梁的单层门式框架,如图 4.7 所示,底部通过角钢栓接在刚度很大的底板上,上端由一块刚度很大的楼板将门式框架的四臂连接起来,它在水平方向上的自由衰减振动主要为第一阶模态,可看作是一个广义单自由度的振动系统。

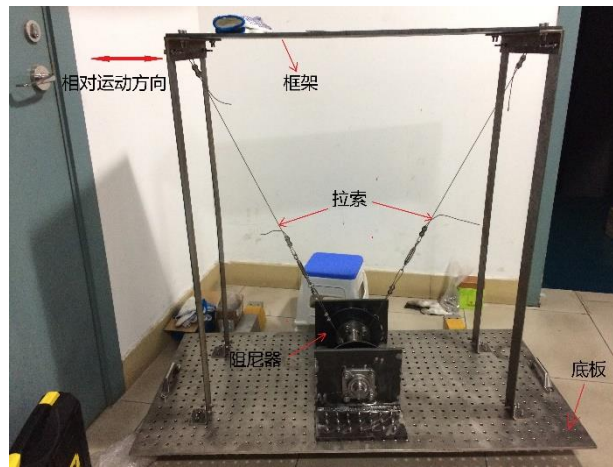


图 4.7 电涡流阻尼器装置图

设其沿 x 方向的位移为 u , 则其运动方程可以简化为

$$M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku = 0 \quad (4.1)$$

式中: M 为振动系统的一阶侧弯模态质量;

K 为振动系统的等效刚度, 由框架柱的尺寸和材料决定;

C 包括了振动系统的固有阻尼系数 C_0 、惯容器提供的阻尼系数 C_g 和待测量的电涡流阻尼系数 C_d , 即 $C = C_0 + C_d + C_g$ 。

当门式框架与阻尼器之间未用拉索连接时, 振动系统只含有固有阻尼 C_0 , 系统的总阻尼 $C = C_0$, 当阻尼器上不放置永磁体时, 振动系统会受到导体板及滚轴由于转动引起的惯性力的作用, 此时系统的总阻尼 $C = C_0 + C_g$, 阻尼器侧板上放置永磁体后, 系统的总阻尼为 $C = C_0 + C_d + C_g$, 框架单自由度物理模型如图 4.8 所示。

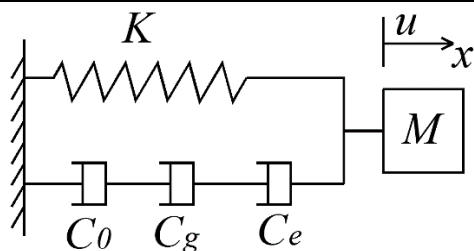


图 4.8 框架单自由度物理模型

4.3.1 结构在纯框架时的工作状态

当阻尼器不与框架相连接时，如图 4.9 所示，在振动系统的一端施加一初始位移后释放，系统将以一阶侧弯模式振动，即结构在固有阻尼时的自由振动，其广义单自由度运动方程为：

$$m\ddot{u} + c_0\dot{u} + Ku = 0 \quad (4.2)$$

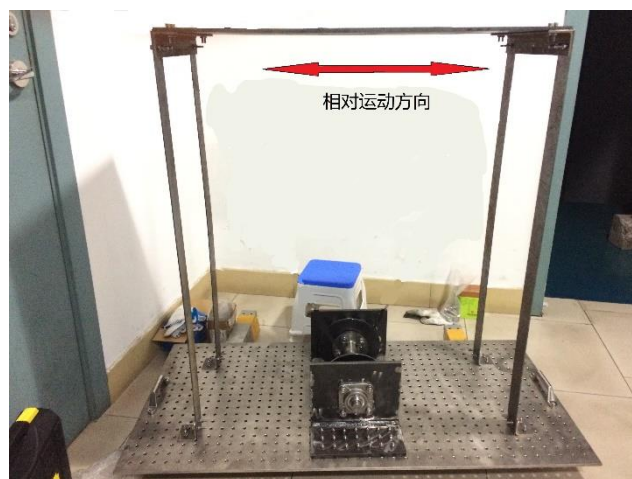


图 4.9 框架固有阻尼时的试验装置图

根据衰减曲线得到振动系统的阻尼固有圆频率 ω_0 。选择曲线上相隔 T 个周期的 P 点、 Q 点，其对应的时间点分别为 t_p 和 t_q ，则

$$\omega_0 = \frac{2T\pi}{t_p - t_q} \quad (4.3)$$

由单自由度系统自由振动的衰减曲线和未简化的对数衰减法还可得到固有阻尼时结构的阻尼比 ζ_0 ：

$$\zeta_0 = \sqrt{\frac{\delta^2}{\delta^2 + 4\pi^2 T^2}} \quad (4.4)$$

$$\delta = \ln\left(\frac{u_p}{u_q}\right)$$

式中， u_p 和 u_q 表示自由衰减曲线上相隔 T 个周期的两个幅值。如图 4.10 所示。

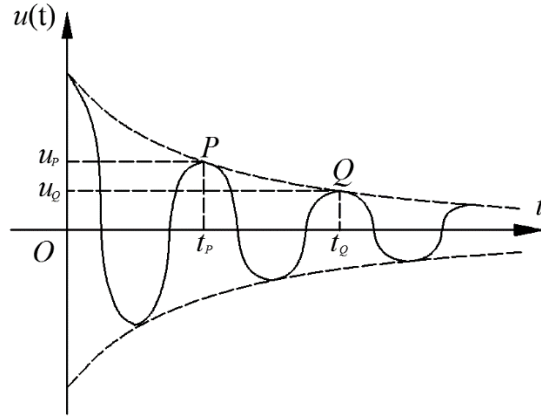


图 4.10 低阻尼体系自由振动反应

由公式 4.3 和公式 4.4 确定 ζ_0 和 ω_0 后, 可以确定无电涡流阻尼时振动系统无阻尼固有圆频率 ω_{n0} :

$$\omega_{n0} = \frac{\omega_0}{\sqrt{1-\zeta_0^2}} \quad (4.5)$$

振动系统的固有阻尼系数 c_0 :

$$c_0 = 2m\omega_{n0}\zeta_0 \quad (4.6)$$

本试验还可以求得纯框架时的刚度 K :

$$K = m\omega_0^2 \quad (4.7)$$

4.3.2 结构在惯容器阻尼下的工作状态

当框架结构与阻尼器滚轴相连接, 但侧板上不放置永磁体时, 此时由于转子的转动, 会增加框架结构的振动质量, 增加的质量用 m_g 表示, 振动系统固有频率也相应发生变化。此时的阻尼器等效于惯容器的作用, 自由振动时其广义单自由度运动方程为;

$$(m+m_g)\ddot{u} + (c_0 + \frac{c_g \cos^2 \theta}{r_0^2})\dot{u} + Ku = 0 \quad (4.8)$$

式中惯容器的表观质量为: $m_g = \frac{J \cos^2 \theta}{r_0^2}$

同理, 阻尼固有圆频率 ω_g 和阻尼比 ζ_g 可由有电涡流阻尼后系统的自由振动衰减曲线得到, 可以确定无惯容器阻尼时振动系统无阻尼固有圆频率 ω_{ng} :

$$\omega_{ng} = \frac{\omega_g}{\sqrt{1-\zeta_g^2}} \quad (4.9)$$

振动系统的固有阻尼系数:

$$c_0 + \frac{c_g \cos^2 \theta}{r_0^2} = 2(m + \frac{J \cos^2 \theta}{r_0^2})\omega_{ng}\zeta_g \quad (4.10)$$

同理, ω_g 和 ζ_g 可由不放置永磁体后系统的自由振动衰减曲线得到, 由公式 3.29 可算出惯容器提供的阻尼系数试验值:

$$c_g = \frac{2(mr_0^2 + J \cos^2 \theta)\omega_{ng}\zeta_g - c_0 r_0^2}{\cos^2 \theta} \quad (4.11)$$

式中 c_0 由公式 4.6 计算而得;

4.3.3 结构在电涡流阻尼下的工作状态

当框架结构与阻尼器滚轴相连接, 侧板上放置永磁体时, 此时系统自由振动时其广义单自由度运动方程为:

$$(m + \frac{J \cos^2 \theta}{r_0^2})\ddot{u} + (\frac{nc_d \cos^2 \theta}{r_0^2} + c_0 + \frac{c_g \cos^2 \theta}{r_0^2})\dot{u} + Ku = 0 \quad (4.12)$$

同理, 阻尼固有圆频率 ω_{nd} 和阻尼比 ζ_d 可由有电涡流阻尼后系统的自由振动衰减曲线得到, 可以确定无电涡流阻尼时振动系统无阻尼固有圆频率 ω_{nd} :

$$\omega_{nd} = \frac{\omega_d}{\sqrt{1-\zeta_d^2}} \quad (4.13)$$

振动系统的固有阻尼系数:

$$\frac{nc_d \cos^2 \theta}{r_0^2} + c_0 + \frac{c_g \cos^2 \theta}{r_0^2} = 2(m + \frac{J \cos^2 \theta}{r_0^2})\omega_{nd}\zeta_d \quad (4.14)$$

联立式 4.14 和式 4.10 得电涡流阻尼系数试验值 c_d :

$$c_d = \frac{2(mr_0^2 + J \cos^2 \theta)(\omega_{nd}\zeta_d - \omega_{ng}\zeta_g)}{n \cos^2 \theta} \quad (4.15)$$

结构在有无电涡流阻尼时的试验装置分别如图 4.11 和图 4.12 所示。

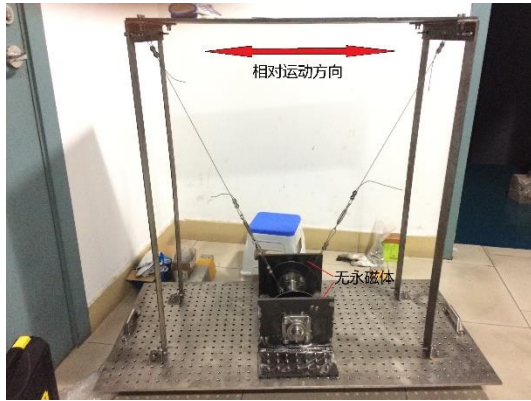


图 4.11 未放置永磁体的试验装置

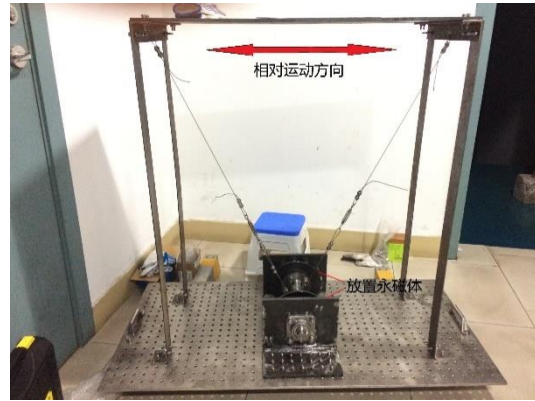


图 4.12 放置永磁体的试验装置

4.4 试验概况

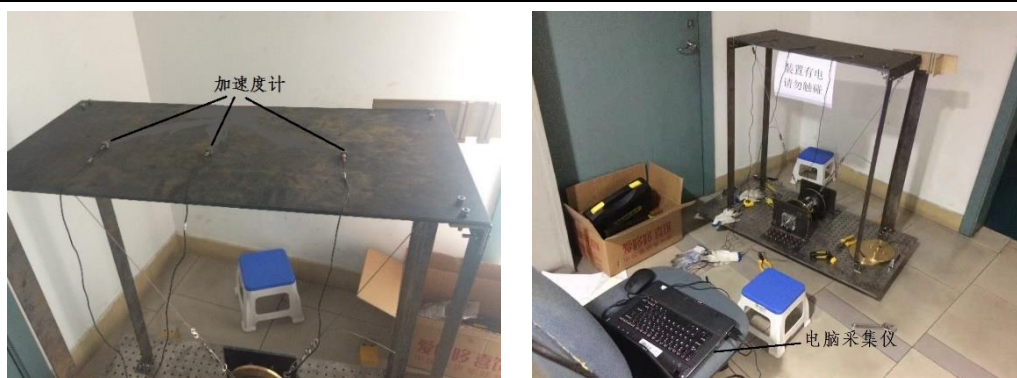
4.4.1 试验目的及思路

为了确定单个永磁体所能提供的电涡流阻尼系数，并验证 maxwell 仿真中磁场强度的变化规律，统计修正系数的取值范围，验证这种新型电涡流阻尼器的耗能效果，对实际工作的电涡流阻尼装置中可以调整的参数做了如下试验。

从之前的推导可知，新型阻尼器阻尼的来源由三部分组成：框架结构固有阻尼，未放置永磁体时惯容器滚轴与定子之间的粘滞阻尼，由于永磁体与导体板之间相互作用引起的电涡流阻尼，所以需要测量这三部分各自的附加阻尼比，而电涡流阻尼的部分受诸多参数影响，因此需要对电涡流阻尼进行参数分析和多组试验。

4.4.2 试验测量装置

该自由振动试验控制初始位移为 8cm，由于框架柱很柔，人为条件下即可办到。试验过程中框架楼板与柱刚度相比可认为使刚性楼板，即框架认为只有一个运动自由度，故在楼板上布置沿运动方向的加速度传感器即可，沿弱轴方向等间距放置三个加速度传感器，采用 PCB333B32 型加速度计，灵敏度 100mv/g，量程 50g，频率范围 0.5Hz~3kHz，采样频率取 200Hz。加速度计的布置如图 4.13 (a) 所示，试验装置全景如图 4.13 (b) 所示：



(a) 试验加速度计布置图

(b) 试验装置全景

图 4.13 试验测量装置示意图

4.4.3 试验变量及工况

滚轴直接承受来自拉索的拉力，为了保证其较大的刚度和强度，滚轴直径定为 25mm，侧板厚度选为 12mm，为试验气隙大小对阻尼系数的影响，通过在侧板上设置长螺栓孔对气隙进行调节，采用正交方式设计了如下工况：

表 4.1 工况参数表

导体板厚度 t/mm	气隙 δ /mm	导体板材质	阻尼特性	
5	10	铁(Fe)	纯框架阻尼 (k)	
	20			
	10	30	铜(Cu)	惯容器阻尼 (g)
		40	铜板后附加钢板	电涡流阻尼 (d)

为方便试验记录及处理，后续工况命名原则为：

导体板材质+厚度-阻尼特性-气隙大小

如 Cu5-d-20 表示：导体板为 5mm 厚的铜板，气隙 20mm，在安装永久磁铁后测试其电涡流阻尼的试验工况。

再如 Cu5Fe5-g-20 表示：导体板为 5mm 厚的铜板，后附加 5mm 厚钢板，气隙 20mm，在未安装永久磁铁时测试其惯容器阻尼的试验工况。

由于惯容器提供的阻尼取决于惯容器的转动惯量，即惯容器的阻尼由导体板材质和厚度决定，而与气隙大小无关，故对于某种材质下的惯容器工况试验只需要测试一组气隙下的阻尼即可。由上述正交工况表知，理论上可最多进行 $2 \times 4 \times 3 \times 3 = 72$ 种工况的试验，本文中选取最具代表性的 21 种工况进行试验研究，其中工况 1~4 为不带电涡流阻尼时的试验工况，工况 21 为纯框架时的试验工况，剩下的 16 种工况为不同气隙大小，不同导体板材质和厚度时的试验工况。

表 4.2 试验工况表

编号	工况名	编号	工况名	编号	工况名	编号	工况名
1	Cu5-g-20	2	Fe5-g-20	3	Cu10-g-20	4	Cu5Fe5-g-20
5	Cu5-d-40	6	Cu5-d-30	7	Cu5-d-20	8	Cu5-d-10
9	Fe5-d-40	10	Fe5-d-30	11	Fe5-d-20	12	Fe5-d-10
13	Cu5-d-40	14	Cu5-d-30	15	Cu5-d-20	16	Cu5-d-10
17	Cu5Fe5-d-40	18	Cu5Fe5-d-30	19	Cu5Fe5-d-20	20	Cu5Fe5-d-10
21	纯框架						

4.5 试验结果分析

4.5.1 纯框架系统的自由振动测试

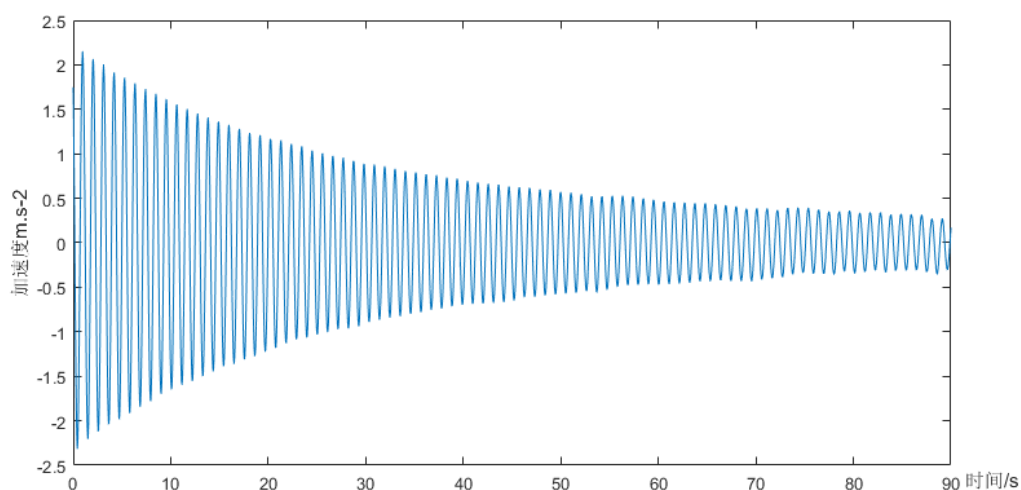


图 4.14 8mm 初始位移纯框架自由振动衰减曲线

选取图 4.14 中几处振幅不同的 P、Q 点，由公式 3.26 和 3.27 计算阻尼比 ζ_0 和固有圆频率 ω_n ，计算表格如表 4.3，取平均值可得：

$$\zeta_0 = 0.509\% , \quad \omega_n = 5.882 \text{ rad/s}$$

$$C_0 = 2m\omega_n\zeta_0 = 1.829 \text{ N}\cdot\text{s/m} , \quad K_0 = m\omega_n^2 = 30.54 \times 5.882^2 = 1056.62 \text{ N/m}$$

表 4.3 8mm 初始位移阻尼比计算分析表格

t_p / s	$u_p / m \cdot s^{-2}$	t_Q / s	$u_Q / m \cdot s^{-2}$	周期间隔数 T	对数衰减率 δ	阻尼比 ζ_0	无阻尼固有圆频率 /rad.s ⁻¹
0.974	2.137	18.09	1.229	16	0.5532	0.550%	5.873
3.109	2.004	20.21	1.168	16	0.5399	0.537%	5.879
5.249	1.838	22.37	1.111	16	0.5034	0.501%	5.872
7.405	1.714	24.48	1.027	16	0.5122	0.510%	5.888
9.556	1.615	26.65	0.962	16	0.5179	0.515%	5.881
11.67	1.492	28.77	0.908	16	0.4962	0.494%	5.879
13.83	1.408	30.9	0.867	16	0.4844	0.482%	5.889
15.97	1.327	33.03	0.818	16	0.4834	0.481%	5.893
平均值					0.5113	0.5086	5.882

4.5.2 惯容器自由振动测试

根据导体板材质及厚度的不同,进行了 4 组惯容器的自由振动测试,其加速度衰减时程曲线如图 4.15:

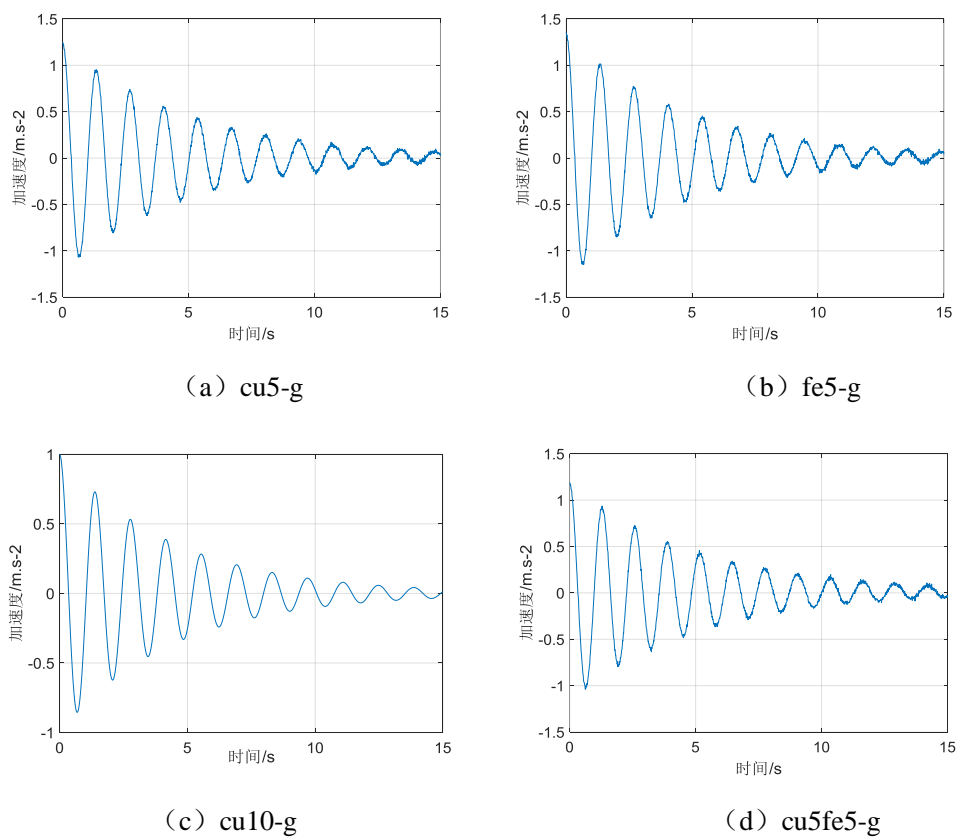


图 4.15 惯容器自由振动衰减曲线

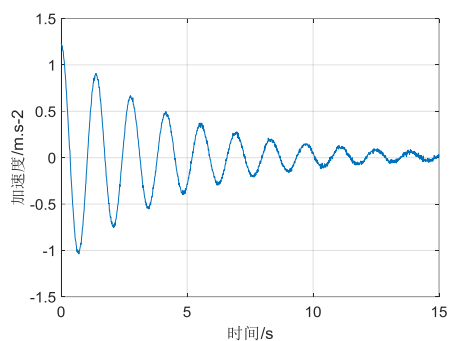
采用对数衰减法可以计算得到上述各工况的阻尼比和固有圆频率如下表 4.4:

表 4.4 惯容器自由振动测试结果

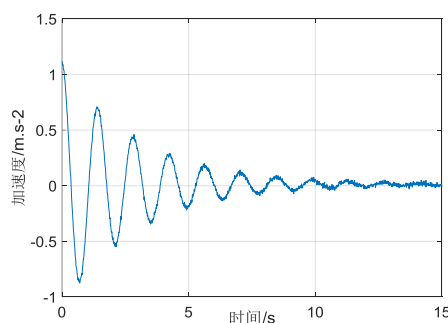
惯容器工况	阻尼比 ζ_g	固有圆频率 ω_{ng} /rad.s ⁻¹	转动惯量 J /kg.mm ²	阻尼系数 c_g /N.s.mm
Cu5-g-20	4.95%	4.72	14667	16.59
Fe5-g-20	4.63%	4.64	13259	14.55
Cu10-g-20	4.79%	3.90	26054	17.22
Cu5fe5-g-20	4.86%	4.15	24710	18.17

4.5.3 带电涡流振动测试结果

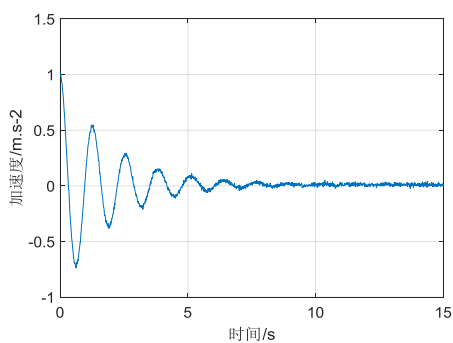
5mm 铜四组不同气隙试验结果如图 4.16:



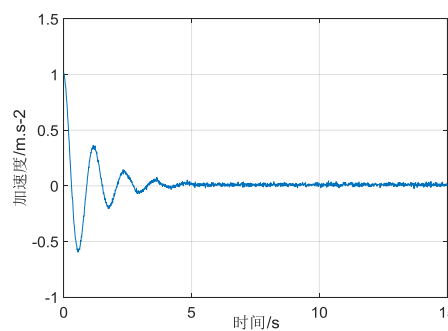
(a) 气隙 40mm



(b) 气隙 30mm



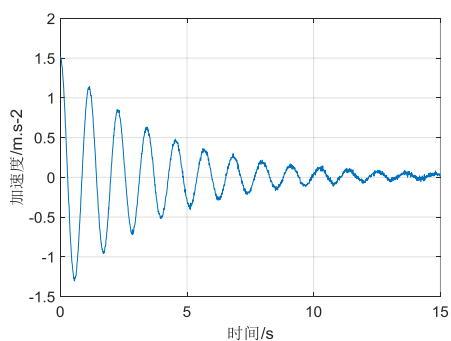
(c) 气隙 20mm



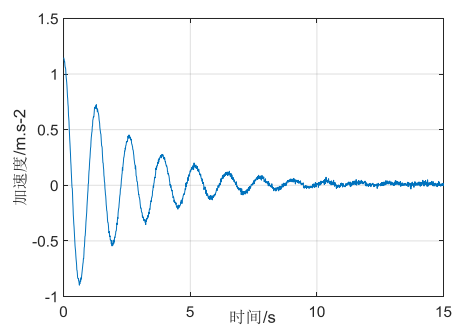
(d) 气隙 10mm

图 4.16 5mm 厚铜板测试结果

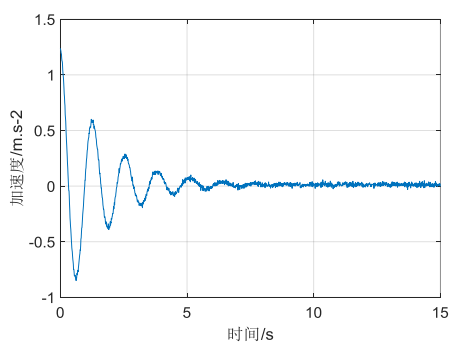
5mm 铁四组不同气隙试验结果如图 4.17:



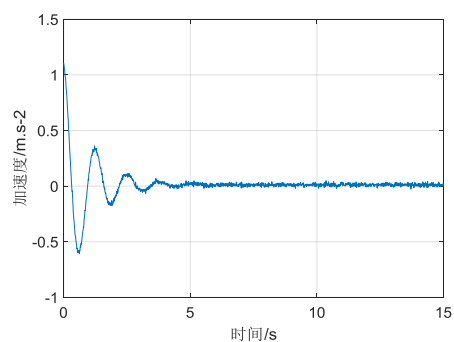
(a) 气隙 40mm



(b) 气隙 30mm



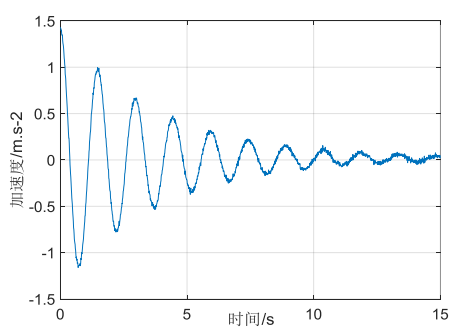
(c) 气隙 20mm



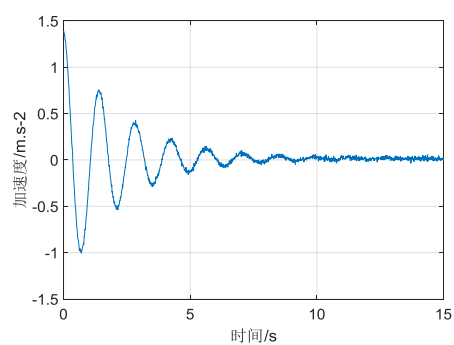
(d) 气隙 10mm

图 4.17 5mm 厚铁板测试结果

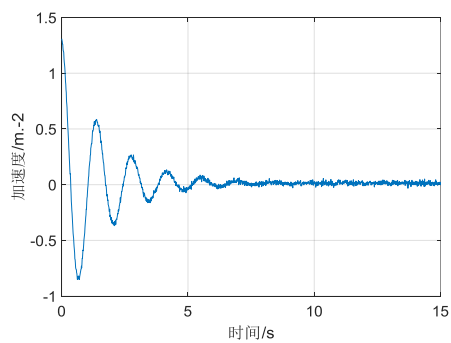
10mm 铜四组不同气隙试验结果如图 4.18:



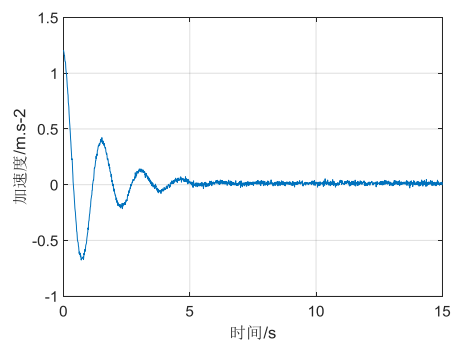
(a) 气隙 40mm



(b) 气隙 30mm



(c) 气隙 20mm



(d) 气隙 10mm

图 4.18 10mm 厚铜板测试结果

5mm 铜+5mm 铁四组不同气隙试验结果如图 4.19:

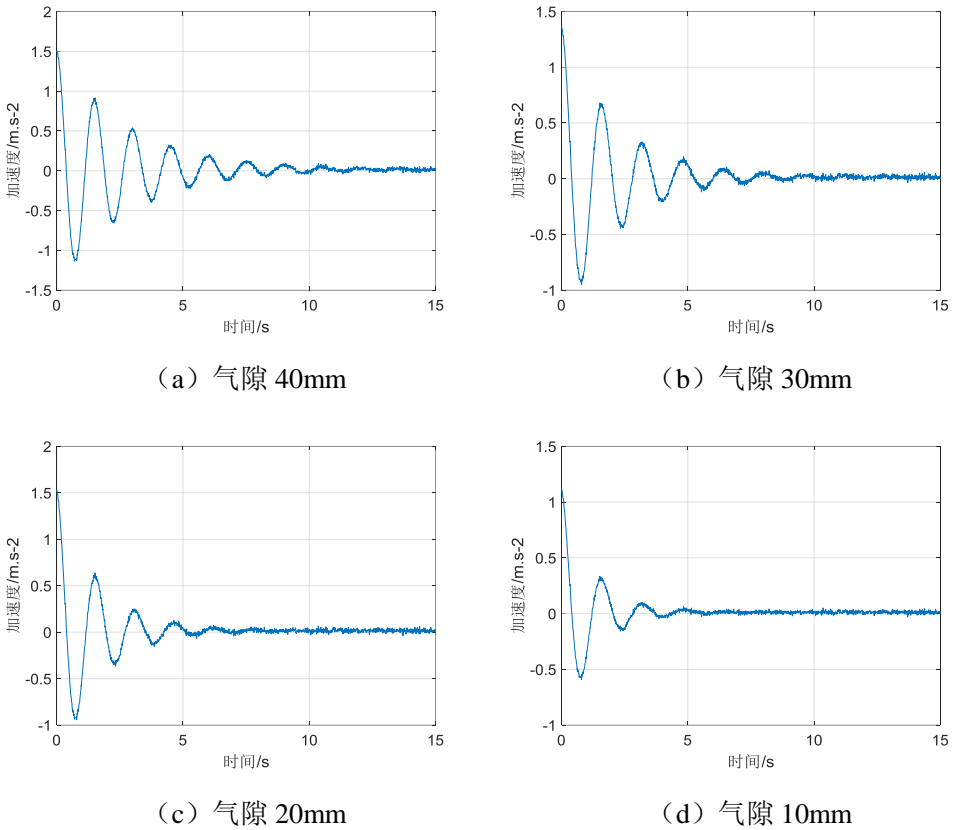


图 4.19 5mm 厚铜板+5mm 厚铁板测试结果

将上述工况计算结果汇总到表 4.5:

表 4.5 不同工况测试结果汇总

工况	圆频率 /rad.s ⁻¹	阻尼比 (%)	工况	圆频率 /rad.s ⁻¹	阻尼比 (%)
Cu5-g-20	4.72	4.43	Fe5-g-20	4.64	4.64
Cu10-g-20	3.90	4.79	Cu5Fe5-g-20	4.15	4.86
Cu5-d-40	4.53	5.03	Cu5-d-30	4.45	7.5
Cu5-d-20	4.90	10.4	Cu5-d-10	6.25	17.4
Fe5-d-40	4.79	5.52	Fe5-d-30	4.85	7.83
Fe5-d-20	4.91	12.3	Fe5-d-10	4.88	19.6
Cu10-d-40	4.23	6.2	Cu10-d-30	5.44	10.1
Cu10-d-20	4.51	13.4	Cu10-d-10	4.05	18.5
Cu5Fe5-d-40	4.17	8.63	Cu5Fe5-d-30	3.91	11.85
Cu5Fe5-d-20	4.04	15.4	Cu5Fe5-d-10	3.88	21.3

将上述表格数据画在同一张图里如图 4.20:

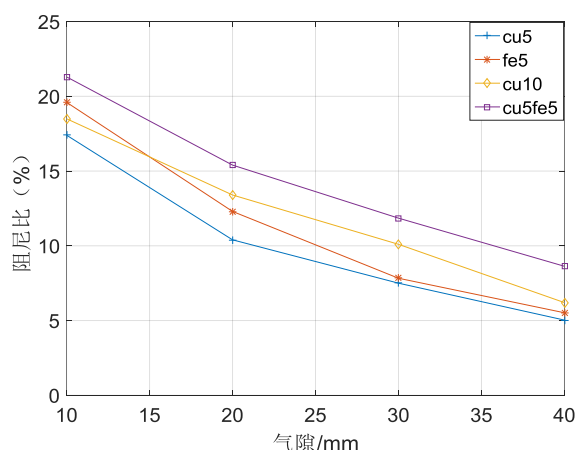


图 4.20 阻尼比测试结果

上图可看出，阻尼比随着气隙的增大而不断减小，气隙较小时，在铜板后面放置附加钢板可最大化增加阻尼，对比 5mm 铜板和 10mm 铜板的阻尼比数据可看出导体板厚度对阻尼的影响也较大，而综合纯框架和惯容器的试验数据结果来看，适当调节气隙的大小，可以使得电涡流阻尼耗能的效果远高于惯容器所提供的耗能值，证实了这种拉索式电涡流阻尼器具有非常好的消能减震效果。

4.5.4 电涡流阻尼系数的变化规律

根据阻尼比计算结果可以得到阻尼系数测试值，计算公式为式 4.17，5mm 厚铜板、气隙 20mm 时的电涡流阻尼系数为：

$$C_d = \frac{2(30.54 \times 0.0125^2 + 0.014667 \times 0.2)(0.104 \times 4.896 - 0.0495 \times 4.719)}{24 \times 0.2} = 0.0884 \text{ N} \cdot \text{S} \cdot \text{mm}$$

其它工况下计算结果如表 4.6 所示，并将计算结果采用对数坐标画在同一张图里如图 4.21 所示：

表 4.6 不同工况下电涡流阻尼系数测试结果汇总

工况	电涡流阻尼系数测试值 (N.S.mm)	工况	电涡流阻尼系数测试值 (N.S.mm)
Cu5-d-40	0.0248	Cu10-d-40	0.0315
Cu5-d-30	0.0321	Cu10-d-30	0.0625
Cu5-d-20	0.088	Cu10-d-20	0.175
Cu5-d-10	4.740	Cu10-d-10	8.652
Fe5-d-40	0.0296	Cu5fe5-d-40	0.0357
Fe5-d-30	0.0352	Cu5fe5-d-30	0.0665
Fe5-d-20	1.353	Cu5fe5-d-20	1.776
Fe5-d-10	6.271	Cu5fe5-d-10	9.531

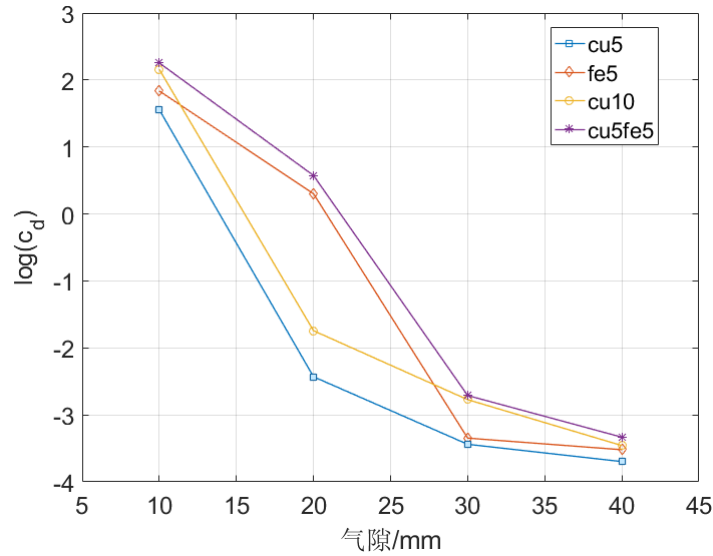


图 4.21 阻尼系数测试值

由上图可知，电涡流阻尼系数随气隙变化的规律符合负指数规律，阻尼比随气隙的增加迅速减小。当气隙较小时，最大的阻尼系数发生在工况 cu5fe5，从图 4.20 可看出，在导体板后附加钢板是电涡流阻尼耗能最优的方案，同时验证了公式 3.20 中电涡流阻尼系数 C 与最大磁感应强度 B_z 的平方成正比的关系。

4.5.5 修正系数

本文提出一种测定修正系数的试验方法：先测量单自由度振动系统在有电涡流、无电涡流阻尼两种工况下的阻尼系数，再由两个阻尼系数之差计算实际电涡流阻尼系数，根据式 3.17 反算出修正系数：

$$\eta = \sqrt{\frac{2C_d \rho}{SB^2 N^2 tr_0^2}} \quad (4.16)$$

其中， N 为半径比为 6。

5mm 厚铜板、气隙 20mm 时的修正系数为：

$$\eta = \sqrt{\frac{2 \times 8.837 \times 10^{-4} \times 1.56 \times 10^{-8}}{490.1 \times 10^{-6} \times 0.073^2 \times 6^2 \times 0.005 \times 0.0125^2}} = 0.621$$

其它计算结果如表 4.7 所示：

表 4.7 修正系数计算结果

工况	电涡流阻尼系数测试值 (N.S/mm)	最大磁感应强度 $ B_{zmax} $ (T)	修正系数
Cu5-d-40	0.0248	0.012	0.652
Cu5-d-30	0.0321	0.026	0.581
Cu5-d-20	0.088	0.073	0.621

Cu5-d-10	4.740	0.204	0.53
Fe5-d-40	0.0296	0.097	0.669
Fe5-d-30	0.0352	0.160	0.442
Fe5-d-20	1.353	0.329	0.421
Fe5-d-10	6.271	0.806	0.37
Cu10-d-40	0.0315	0.010	0.668
Cu10-d-30	0.0625	0.025	0.572
Cu10-d-20	0.175	0.067	0.528
Cu10-d-10	8.652	0.201	0.447
Cu5fe5-d-40	0.0357	0.015	0.625
Cu5fe5-d-30	0.0665	0.037	0.692
Cu5fe5-d-20	1.776	0.097	0.451
Cu5fe5-d-10	9.531	0.273	0.477

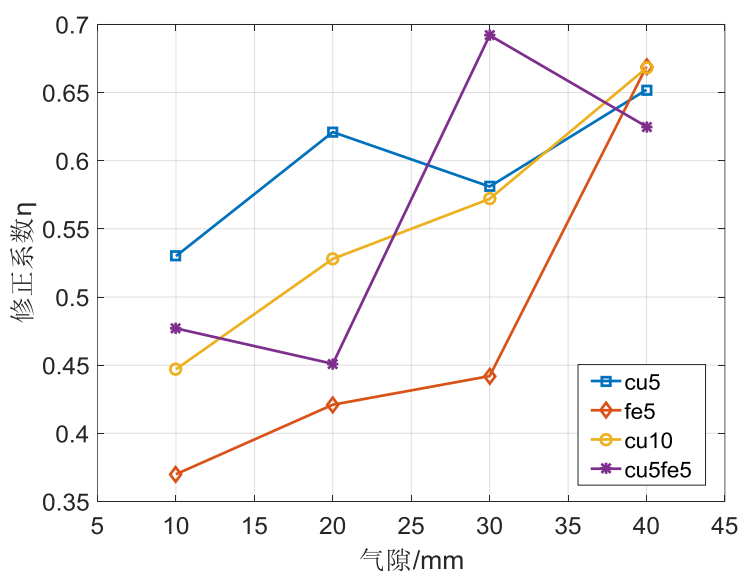


图 4.22 修正系数与气隙的关系

由图 4.22 可知，气隙较小的时候修正系数也较小，气隙较大的时候修正系数随之增大，可能原因是导体板处的场强分布在气隙较大时趋近均匀，气隙 10mm 时的修正系数值范围为 0.37~0.53，并且离散型很大，气隙 40mm 时，修正系数达到 0.625~0.669 之间，离散型也较小，推荐在电涡流阻尼器初步设计时，气隙较小时采用 0.3~0.5 的修正系数，气隙较大时采用 0.5~0.7 的修正系数。

4.5.6 试验结果与理论计算值对比

根据 3.7 节对结构附加阻尼比的理论计算方法，列出不同工况下的试验测试阻尼比与理论计算的阻尼比做如表 4.8 所示，从表 4.8 可知，计算值与试验值之间的误差较大，最大可达 14.6%，而且按规范计算的结果往往偏小，说明规范计算公式偏于保守，造成较大误差的原因归纳如下：

- (1) 规范计算的方法本身不够准确;
- (2) 试验过程中不可避免的误差,如修正系数的不确定性、动摩擦系数的假设、数据处理的误差等;
- (3) 理论计算模型的误差,如磁场强度计算的误差、电涡流理论的假定带来的误差等。

表 4.8 阻尼比试验值与规范计算值对比

工况	计算值 (%)	试验值 (%)	误差 (%)	工况	计算值 (%)	试验值 (%)	误差 (%)
Cu5-g-20	5.065	4.43	14.33%	Fe5-g-20	4.442	4.64	-10.78%
Cu10-g-20	5.257	4.79	9.75%	Cu5Fe5-g-20	5.547	4.86	14.14%
Cu5-d-40	4.74	5.03	-5.77%	Cu5-d-30	7.31	7.5	-2.53%
Cu5-d-20	11.54	10.4	10.96%	Cu5-d-10	19.4	17.4	11.5%
Fe5-d-40	5.14	5.52	-6.88%	Fe5-d-30	6.99	7.83	-10.73%
Fe5-d-20	14.1	12.3	14.6%	Fe5-d-10	22.2	19.6	13.27%
Cu10-d-40	5.87	6.2	-5.32%	Cu10-d-30	9.45	10.1	-6.43%
Cu10-d-20	12.6	13.4	-5.97%	Cu10-d-10	20.37	18.5	10.11%
Cu5Fe5-d-40	7.96	8.63	-7.76%	Cu5Fe5-d-30	10.45	11.85	-11.81%
Cu5Fe5-d-20	15.1	15.4	-1.95%	Cu5Fe5-d-10	22.76	21.3	6.85%

4.6 本章小结

本章对拉索式旋转电涡流阻尼器进行了试验研究,试验包括了纯框架、惯容器、电涡流三种不同阻尼工况下的对比,选取了对电涡流阻尼影响较大且工程中容易调整的参数进行了阻尼比和振动固有圆频率的测量试验。首先对结构附加阻尼比的试验计算原理进行了介绍,给出了试验思路和试验工况等,通过对数衰减法对各种工况下的电涡流效应产生的附加阻尼比进行了计算,研究得出电涡流阻尼系数随气隙呈负指数衰减变化,与理论公式中的规律一致,同时验证了优化设计中导体板后附加高导磁性钢板为电涡流阻尼的优化方案。研究还发现,电涡流阻尼与导体板厚度并不严格遵守正比例规律,随着导体板厚度的增大,电涡流阻尼增大的程度略微降低。最后通过试验实测的结果反算理论公式中的磁感应强度修正系数,从侧面证明了试验的可靠性。最后给出了不同工况下的试验测试阻尼比与按规范计算的阻尼比做如下对比,按规范计算的阻尼比一般偏小并且有一定误差。

第5章 结论与展望

5.1 结论

本文提出了一种拉索式旋转电涡流阻尼器,相比传统的板式或摆式电涡流阻尼器,这种阻尼器具有更强的耗能能力,阻尼器与结构之间通过高强拉索连接,具有安装、拆卸更换容易的优点。采用了理论分析、数值模拟以及试验研究相结合的研究手段。在理论研究的基础上提出了该种电涡流阻尼器的结构设计方法并探讨了阻尼器的合理构造;通过试验对其阻尼性能进行了验证,证实该种阻尼器具有良好的耗能能力,提出了旋转电涡流阻尼器的简化计算公式。主要成果及结论如下:

(1) 根据以往的研究成果设计了一种新型的拉索式旋转电涡流阻尼器,并探讨了其各种结构构造的合理性,并对比了其优缺点和实践中需要注意到问题,将法拉第电磁感应理论应用于电涡流阻尼系数的计算理论中,该设计方法简便直观,但也误差较大,通过引入磁感应强度修正系数 η 综合考虑推导过程中模型的适当简化以及磁场分布不均匀的情况。最后通过试验验证了该种阻尼器优良的耗能效果,阻尼易于调节,结构易于更换,对于震后快速评估和更换阻尼器具有重大意义。并通过试验反算出修正系数大致在 0.3~0.5 之间,为工程设计提出了重要的参考意义。

(2) 本文采用 ansoft Maxwell 电磁学仿真软件对本文中发明的拉索式旋转电涡流阻尼器进行了模拟分析,从中发现导体板厚度对主磁感应强度的影响甚微,但对电涡流阻尼力影响很大,导体板材质对电涡流阻尼的影响很大,通过磁路优化分析知铜板后放置高导磁性的钢板为阻尼的最优化方案,永磁体与导体板之间的气隙时影响电涡流阻尼的最关键因素,随着气隙的增大,主磁感应强度和电涡流阻尼系数都呈指数衰减,在实际工程中,通过调节气隙大小改变附加阻尼比是最有效和最容易的方法。

(3) 试验研究结果表明:装置上不放置永磁体时,通过装置自身的转动也能给结构提供部分附加阻尼比,这部分阻尼比与转子转动惯量之间大致呈正比例关系,带上电涡流后,附加阻尼比可在 5%~21%之间变化,研究得出电涡流阻尼系数随气隙呈负指数衰减变化,与理论公式中的规律一致,同时验证了优化设计中导体板后附加高导磁性钢板为电涡流阻尼的优化方案。研究还发现,电涡流阻尼与导体板厚度并不严格遵守正比例规律,随着导体板厚度的增大,电涡流阻尼

增大的程度略微降低。通过优化参数,改变气隙、导体板厚度等可以使电涡流附加给结构的阻尼比甚至更大,证实了这种新型电涡流阻尼器巨大的潜力和强大的经济效应。按规范计算的阻尼比一般偏小并且有一定误差。

(4) 本章对拉索式旋转电涡流阻尼器的结构设计进行了分析,探讨了阻尼器设计过程中主要参数的计算方法及要点,分析了振动系统的模态质量、小气隙涡流板的静态吸力,阻尼器与结构之间力与位移的传递转换关系,最后还介绍了试验的原理以及阻尼器工程初步设计的方法。永磁厚度增加到一定程度会造成电涡流阻尼的饱和,以此作为永磁体厚度的确定原则,拉索带动导体板的转动,由于工程中的层间位移极小,阻尼器的行程一般不受约束,拉索中的拉力绝大部分来自于电涡流产生的阻力,初步设计时可不考虑由于转子转动惯量引起的拉索拉力。拉索的设计要考虑强度和变形,构造设计中还要考虑与结构连接的节点处锚具的布置,以尽量减小拉索中预应力的损失。

5.2 展望

本文主要是对拉索式旋转电涡流阻尼器钢阻尼器的初步设计而做出的工作,由于时间关系,很多问题还没来得及研究,在研究过程中,仍有许多问题需要进一步的研究分析:

(1) 永磁体的形状、永磁体之间的间距等对电涡流阻尼的影响。

(2) 工程中的电涡流阻尼器往往是低频的,高速运转下的电涡流阻尼器的趋肤效应、热损耗等非线性研究该怎么考虑。

(3) 本文对静磁场进行了电磁学有限元仿真分析,虽然试验分析了运动状态下的阻尼器,对阻尼器的瞬态模拟一直是个遗憾,限于本人对电磁学基本理论认识的界限和对电磁学有限元分析软件的使用程度有限,所以未能完成这一工作。

(4) 开始着手研究这一课题时间有点晚,大量的时间和心思都花在了构思阻尼器以及试验方案的准备上,本文中的试验方案也比较简单,粗糙,比如拉索中拉力的变化规律,层间运动与转子运动关系的测量,二者之间相位差的研究,试验工况也可以在丰富一些,比如导体板厚度再多选择几组,自由振动初始释放位移的不同选择对结果的影响等,另外对试验数据的分析还可以深入,比如将试验分析的附加阻尼比结果与规范计算的结果作对比,框架自由振动位移的分析,。该新型电涡流阻尼器还处于初级研发阶段,具体构造还有待进一步深化,对于工程中的大吨位阻尼器,转子的支承方式,永磁如何固定、滚轴及拉索的选择、导体板与滚轴是用焊接还是螺栓连接等,这些都值得考虑。

致谢

举箸提笔至此，手持这份我倾注心血，曾为之心情起伏波动的论文，想感谢的人、感谢的事太多，竟不知从何说起。

感谢音乐陪伴我度过的一个个白天和黑夜，一首首午夜响起的肖邦夜曲抚平了那么多我为论文焦躁不安的情绪，感谢四平路 1239 号每天和煦阳光的早晨，而那二十三分钟的路程则一遍遍的印着我成长的足迹。

本文能得以完成，首先感谢我的导师薛松涛老师与副导师谢丽宇老师，论文的选题、撰写到定稿，都渗透着两位导师的心血。薛老师性格洒脱、学识渊博，广阔的国际视野给我留下了非常深刻的印象。谢老师为人随和，年轻有为，思维活跃，治学严谨，时刻关注着最新的研究进展，对于本人论文的指导更是毫无保留。谢老师既是良师，也是益友，论文从选题、方向的把握、试验方案的选择直到论文的修改、资料的收集、成稿，谢老师始终给予了认真的监督检查与具体指导，与谢老师关于课题的交流中，我获得很多有益的启发，正是这些启发与对疑问的破解提高了我分析问题与解决问题的能力，谢老师还十分关注学生的职业发展，根据学生的职业兴趣，给予了相应的锻炼与培养，两年多来，本人解决实际工程的能力得到了显著的提高，而这些能力我将受益终生。

感谢振动与控制研究室的唐和生老师，唐老师在我的研究生学习阶段亦给予了不少的帮助与指导。

感谢同门李林、杨鹏超师兄在有装置设计中上给予的建议和相关理论指导，感谢李大伟博士生师兄在 MATLAB 程序中给予的帮助，与几位的讨论中我加深了的对本课题的理解。

感谢同门杨贵权、师弟陈杉杉、凌素奇、张睿、郑学胜、徐康乾，特别感谢大三的苏愿学妹在试验中给予的帮助，以及郭雪媛师妹对试验进展热情的慰问，感谢大家的辛苦付出！

同时要感谢的还有：我的同门蒋灿、黄志云；博士生师兄荀阳、宋琛琛、赵金海，博士生师姐仝运佳和师妹班鑫磊；研二的张昕宇师弟；研一的陈实师弟、陈依珂师妹和林庄慧师妹；已毕业的张毅捷、苏瑜、谢丽君、陈微、牟晓彤师姐、王兵、梅加河、王航航师兄。与你们的相处我非常愉快，感谢你们在生活中给我的帮助，与你们的友谊也将是我人生中的一大笔财富。

感谢我的父母及家人，亲情永远是我精神的支柱，是我心灵的港湾，希望你们身体健康、开心幸福。在此向你们表达最深的谢意！

感谢所有曾经帮助、关心和支持我的人，愿你们有一个幸福的人生。

在 20 多年的求学生涯里，终于逐渐成长为一个善良、正直、向上的人。海阔凭鱼跃，天高任鸟飞，希望在以后的人生道路中能够成为更好的自己。

参考文献

- [1] 陈政清.桥梁风工程.北京:人民交通出版社,2005,1-200
- [2] 项海帆,葛耀君,朱乐东等.现代桥梁抗风理论与实践.北京:人民交通出版社,2005,1-405
- [3] 陈政清,华旭刚.人行桥的振动与动力设计.北京:人民交通出版社,2009,1-283
- [4] Yao P.J.T. Concept of Structure Control [J]. Journal of the Structure Division. 1972, 98(7): 1567-1574.
- [5] Soong T.T. Active structural control: Theory and practice [M]. Longman Scientific & Technical, New York, 1990.
- [6] Chu S.Y., Soong T.T., Reinhorn A.M. Active, hybrid and semi-active structural control [M]. John Wiley & Sons, New York, 2005.
- [7] 周福霖.工程结构减震控制[M].北京:地震出版社,1997.唐家祥,刘在华.建筑结构基础隔震[M].武汉:华中理工大学出版社,1993.
- [8] 唐家祥,刘在华.建筑结构基础隔震[M].武汉:华中理工大学出版社,1993.
- [9] 蒋通译.被动减震结构设计施工手册[M].北京:中国建筑工业出版社,2008.
- [10] 陈政清,黄智文.一种板式电涡流阻尼器的有限元模拟及试验分析[J].合肥工业大学学报(自然科学版),2016,(04):499-502
- [11] 寇宝泉,金银锡,张赫等.电磁阻尼器的发展现状及应用前景.中国电机工程学报,2015,35(12):3132-3143.
- [12] 叶乐志.汽车永磁缓速器设计理论与试验研究[D].北京工业大学,2012.
- [13] 肖登红,潘强,何田.一种新型电涡流阻尼器及阻尼性能研究[J].噪声与振动控制,2014,(06):197-201.
- [14] 马良喆.电涡流调频质量阻尼器应用分析[A].《工业建筑》2015年增刊 I [C].,2015:7.
- [15] Elbuker C, Shameli E, Khamesee M. Modeling and analysis of eddy-current damping for high-precision magnetic levitation of a small magnet[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2007, 43(1): 26-327.
- [16] Elbuker C, Khamesee M, Yavuz M. Eddy current damping for magnetic levitation: downscaling from macro to micro-levitation[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2006, 39(18): 3932-3938.
- [17] Lin C, Hung S, Chen M, et al. A novel high precision electromagnetic flexure-suspended positioning stage with an eddy current damper[C]//Proceedings of International Conference on Control, Automation and Systems. Seoul, Korea: Institute of Control, Robotics and Systems, 2008: 771-776.
- [18] Kim Y, Sohn B, Youm W, et al. Voice coil motor nano stage with an eddy current damper[C]//Proceedings of International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision. Hanoi, Vietnam: IEEE, 2008: 1714-1717.
- [19] 曹青松,张敏.横向电涡流阻尼器阻尼力的计算分析[J].噪声与振动控制,2010,Vol.30(5):181-185.
- [20] 张敏.基于电涡流阻尼器的旋转圆盘振动最优控制研究[D]:硕士学位论文,华东交通大学,2011.

- [21] Bae J.S., Hwang J.H., Park J.S., et al. Modeling and experiments on eddy current damping caused by a permanent magnet in a conductive tube [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2009, Vol.23 (11):3024-3035.
- [22] Sodano HA, Bae JS, Inman DJ, et al. Concept and model of eddy current damper for vibration suppression of a beam. Journal of Sound and Vibration, 2005, 288(4-5): 1177-1196
- [23] Sodano HA, Inman D, Belvin W. Development of a new passive-active magnetic damper for vibration suppression [J]. Journal of Vibration and Acoustics, 2006, 128(3): 318-327.
- [24] 祝长生. 转子系统径向电涡流阻尼器[J]. 中国机械工程, 2007, Vol.18(19):2269-2272.
- [25] 祝长生. 径向电涡流阻尼器对柔性转子系统振动的控制[J]. 机械工程学报, 2007, Vol.43 (12):120-126.
- [26] 祝长生. 时变磁场下径向电涡流阻尼器的动力特性[J]. 机械工程学报, 2009, Vol.45(8):31-36
- [27] 朱坤, 邹向阳, 王晓天. 新型电磁阻尼器性能初步研究. 世界地震工程, 2009, 25(4): 194-198
- [28] 汪志昊. 摆式电涡流TMD合理构造研究[J]. 合肥: 合肥工业大学出版社, 2015. 969-979
- [29] 宋伟宁, 徐斌. 上海中心大厦新型阻尼器消能与安全研究[J]. 建筑结构, 2016, (01):1-8.
- [30] 陈政清, 黄智文, 田静莹. 电涡流调谐质量阻尼器在钢-混凝土组合楼盖振动控制中的应用研究[J]. 建筑结构学报, 2015, (S1):94-99.
- [31] Kienholtz D A, Pendleton S C, Richards K E, et al. Demonstration of solar array vibration suppression. In: Proceedings of SPIE's Conference on Smart Structures and Materials. Orlando, 1994, 2193: 59-72
- [32] Larose G L, Larsen A, Svensson E. Modeling of tuned mass dampers for wind-tunnel tests on a full-bridge aeroelastic model. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1995, 54: 427-437
- [33] 万重, 吴和霖, 楼梦麟. 电磁涡流耗能质量阻尼器研制与性能试验. 同济大学学报, 2001, 29(6): 752-756
- [34] 楼梦麟, 吴和霖, 马恒春等. 电磁耗能 TMD 结构减震效率的振动台试验研究. 地震工程与工程振动, 2003, 23(4):158-163
- [35] 汪志昊. 自供电磁流变阻尼器减振系统与永磁式电涡流TMD的研制及应用[D]. 湖南大学, 2011.
- [36] 汪志昊, 陈政清, 王建辉. 采用双向调谐质量阻尼器的大跨度桥梁风振控制仿真分析. 防灾减灾工程学报, 2014 (3): 320-324
- [37] 汪志昊, 陈政清. 被动电磁阻尼器对斜拉索振动控制研究. 振动与冲击, 2014, 33(9):94-99
- [38] 汪志昊, 陈政清, 王旭等. 基于微型永电磁式涡流阻尼TMD的人行桥模型减振试验研究. 振动与冲击, 2014, 33(20): 129-132.
- [39] 毛明, 王乐, 陈轶杰, 雷强顺, 杜甫. 惯容器及惯容器-弹簧-阻尼器悬架研究进展[J]. 兵工学报, 2016, (03):525-534.
- [40] Kurata .M, Leon R. T., DesRoches R. Rapid Seismic Rehabilitation Strategy: Concept and Testing of Cable Bracing with Couples Resisting Damper[J]. Journal of Structural Engineering, 2012, 138(3):.
- [41] Nan Gao, Jong-Su Jeon, Darel E Hodgson, Reginald DesRoches. An innovative seismic bracing system based on a superelastic shape memory alloy ring[J]. Smart Materials and Structures, 2016, 25(5):.

- [42] 陈政清,黄智文,王建辉,华旭刚. 一种基于螺旋传动方式的轴向电涡流阻尼器[P]. 湖南: CN103821861A,2014-05-28.
- [43] 叶乐志.汽车永磁缓速器设计理论与试验研究[D].北京工业大学,2012.
- [44] 赵凯华、陈熙谋. 电磁学[M]. 北京:高等教育出版社, 2003.
- [45] 苟晓凡,杨勇,郑晓静.矩形永磁体磁场分布的解析表达式[J]. 应用数学和力学,2004,(03):271-278.
- [46] 朱平.圆电流空间磁场分布[J]. 大学物理,2005,(09):13-17.
- [47] 王以真,实用磁路设计[M]. 北京:国防工业出版社, 2008.
- [48] 刘国强、赵凌志、蒋继娅. Ansoft工程电磁场有限元分析[M]. 北京:电子工业出版社出版, 2005.
- [49] Wouterse J.H. Critical Torque and Speed of Eddy Current Brake with Widely Separated Soft Iron Poles. IEE PROCEEDINGS-B , Vol. 138, No.4 , 1991:153-158
- [50] Aldo Canova, Bruno Vusini. Design of Axial Eddy-Current couplers. IEEE Trans. On Industry Applications. Vol. 39, No. 3, May, 2003:725-733.
- [51] 张逸成,沈玉琢,庞乾麟,姚勇涛. 旋转涡流制动器电磁机构的设计研究[J]. 铁道学报,1998,(06):23-28.
- [52] 孙为民. 电涡流缓速器的理论研究[D].北京工业大学,2005.
- [53] 田静莹. 电涡流阻尼器参数分析及应用[D].湖南大学,2016.
- [54] GB 50011-2010.建筑抗震设计规范[S].北京: 中国建筑工业出版社,2010.
- [55] 袁驷. 结构力学I[M]. 北京:高等教育出版社, 2006.

个人简历、在读期间发表的学术论文与研究成果

个人简历:

余必龙, 男, 1992年5月生。

2014年6月毕业于北京交通大学土木工程专业(桥梁工程方向), 获学士学位。

2014年9月入同济大学土木学院攻读硕士学位。

已发表论文:

[1]余必龙. 基于最小势能原理薄壁箱梁的剪力滞问题研究[J]. 佳木斯大学学报(自然科学版).2017,35(2): 199-201.