

新型三维高精度热变形实验装置研制

摘 要

本论文的研究内容主要来源于国家自然科学基金项目“机械配合热变形误差的基础理论与应用技术研究”(项目编号: 50075023), 同时参考台湾科学技术委员会项目“精密机械常用零件受热膨胀特性及最佳热配合设计基础研究”(项目编号: NSC 89-2212-E-006-196)。本文针对现有热变形测量装置的不足, 研制新型三维高精度多功能热变形实验装置, 并对各种资料上现有的材料热膨胀系数的非一致性原因进行定性分析研究, 并运用研制的新型三维高精度多功能热变形实验装置对常用材料的热膨胀系数进行重新测定, 给出精确膨胀系数。从而为进一步从理论和实验上研究机械零部件在均匀温度场中的热变形, 以及形体因素对机械热变形的影响提供设备保障和实验数据。

关键词: 热变形 三维高精度 实验装置 精确膨胀系数

The Development of a Novel 3-Dimension High-Accuracy Multifunction Experimental Apparatus of Thermal Deformation

Abstract

The research work was carried out as a part of the project—Basic Theoretical Research and Application Study of Thermal Deformation Error in Mechanical Fitting (NO.50075023) that is sponsored by National Science Foundation of China (NSFC). At the mean time, the project—Basic Research of Best Thermal Fitting and Thermal Expansion Properties of Common Mechanical Parts (NO.NSC89-2212-E-006-196) that is sponsored by Science and Technology Committee of Taiwan Province was taken as reference. With the disadvantage of existing apparatus in mind, a novel 3-Dimension high-accuracy multifunction experimental apparatus of thermal deformation was developed. The reasons for the inconsistency in material thermal expansion coefficients that available in reference books were analyzed systematically, and accurate thermal expansion coefficients of various materials were determined using the apparatus described in this paper. All these, the apparatus and the experimental findings, will facilitate the further research of this subject in terms of both theory and application.

Key words: thermal deformation, 3-dimension high accuracy, experimental apparatus, accurate expansion coefficient

合 肥 工 业 大 学

本论文经答辩委员会全体委员审查，确认符合合肥工业大学硕士学位论文质量要求。

答辩委员会签名

主席：马竹水 安徽大学 教授

委员：

陈胜怀 合肥工大 教授

胡鹏浩 合肥工大 副教授

导师：黄日泰 合肥工业大学 教授

插图清单

图 1—1	测量精度和机械精度发展的关系·····	1
图 1—2	热误差同测量总误差的关系·····	1
图 1—3	美国 NIST 分子测量机·····	2
图 1—4	NIST 分子测量机控温子系统·····	2
图 2—1	原子间的相互作用力 F 及位能 U 与原子间距离 r 的关系·····	11
图 3—1	测量装置结构框图·····	20
图 3—2	实验装置示意图·····	21
图 3—3	热变形实验装置实物图·····	22
图 3—4	热变形实验装置内部图·····	22
图 3—5	内工作台俯视图·····	23
图 3—6	圆柱体专用夹具 (1) ·····	25
图 3—7	圆柱体专用夹具 (2) ·····	25
图 3—8	圆柱体专用夹具 (2) 装配图·····	25
图 3—9	工作台面实物图·····	26
图 3—10	球体专用夹具图·····	26
图 3—11	矩形专用夹具示意图·····	26
图 3—12	电感测头实物图·····	27
图 3—13	三种可能的装夹方式·····	29
图 4—1	X 向导轨的 Z 向线性误差测量示意图·····	36
图 4—2	X 向导轨 Z 轴的摆动误差测量示意图·····	37
图 4—3	Z 向导轨滚转误差测量原理·····	38
图 4—4	测头装夹示意图·····	43
图 5—1	确定绝对零点原理·····	51
图 5—2	测头装夹方法·····	52

表格清单

表 2-1	几种纯铁的化学成份	14
表 2-2	鞍钢标准试样工业纯铁的化学成份	14
表 2-3	两组铸钢化学成份 %	14
表 2-4	两组材料热膨胀系数	15
表 2-5	不同工序后零件热变形系数实验数据表	15
表 2-6	热膨胀系数测量方法比较	16
表 2-7	黄铜不同直径微分热膨胀系数测量值比较	16
表 3-1	10℃ 间隔实测值	28
表 3-2	石英棒激光测量计算值	28
表 3-3	石英棒精确热膨胀系数	28
表 3-4	环境温度变化	31
表 4-1	被测铂电阻的标定数值表	33
表 4-2	线性插值与标定值的比较	34
表 5-1	本课题组选用材料热膨胀系数多项式	44
表 5-2	台湾成功大学选用材料的热膨胀系数多项式	45
表 5-3	台湾成功大学选用材料的精确热膨胀系数多项式	47
表 5-4	相似材料不同形体参数的微分热膨胀系数	48
表 5-5	5℃ 间隔实测值	50
表 5-6	10℃ 间隔实测值	50
表 5-7	插值后组成的新序列	50
表 5-8	拟合结果评判	51
表 5-9	内径实测值	52
表 5-10	各点坐标实测值	52

独创性声明

本人声明所呈交的学位论文是本人在导师指导下进行的研究工作及取得的研究成果。据我所知，除了文中特别加以标注和致谢的地方外，论文中不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包含为获得合肥工业大学或其他教育机构的学位或证书而使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的任何贡献均已在论文中作了明确的说明并表示谢意。

学位论文作者签名：

签字日期： 年 月 日

学位论文版权使用授权书

本学位论文作者完全了解合肥工业大学有关保留、使用学位论文的规定，有权保留并向国家有关部门或机构送交论文的复印件和磁盘，允许论文被查阅和借阅。本人授权合肥工业大学可以将学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存、汇编学位论文。

(保密的学位论文在解密后适用本授权书)

学位论文作者签名：

导师签名：



签字日期： 年 月 日

签字日期：2005年4月22日

学位论文作者毕业后去向：

工作单位：

电话：

通讯地址：

邮编：

致 谢

在过去近三年的学习生活中，恩师费业泰教授言传身教，教我勤奋、务实做学问，教我正直、谦让做人。从师三年，受益终生！

三年中，承蒙师兄苗恩铭的大力帮助，在此表示感谢！同时感谢陈晓怀教授和师兄胡鹏浩副教授给予的关注和点拨，感谢王宏涛、丁苏红和刘巧云老师的支持！感谢研究生同班同学的鼓励和帮助！

感谢父母和妻子的理解、鼓励和支持！

作者：孟勇

2005. 4

第一章 绪 论

1.1 研究意义

材料热胀冷缩现象在自然界是普遍存在的，并在很早以前就引起了人类的注意。在机械制造及仪器仪表行业中，温度变化使机械零部件发生变形，进而引起精密机械和仪器仪表零部件及零部件之间配合和性能的变化，使得机械精度下降，仪器仪表测试误差增大——这些不良影响一直是人们广为关注的问题，而且长期以来一直未能从根本上予以解决。随着科技的进步，加工手段和测试方法得到了长足的发展，使得一些在传统意义上常见的影响精度的主要因素，例如刀具的磨损、测试仪器的非线性等，对精度的影响大大减小了，而温度变化引起的热变形误差，由于其影响的广泛性和复杂性仍然未能得到显著改善，已成为提高精度和保证产品质量的重要障碍^[1,2,3]。

根据相关资料的统计与分析^[4-10]，目前在常用仪器总误差中，热变形所带来的误差约占总误差的三分之一，经过对其它误差源修正后，虽然仪器总误差将显著减小，但热变形误差所占的比例却上升到总误差的一半以上，如图1-1所示。在精密加工中，热

变形误差对加工精度的影响同样为人们所重视，热变形误差已占到总误差的40%—70%。英国伯明翰大学的J.Peclenik、德国阿亨工业大学的H.Brauning、日本京都大学的垣野义昭、莫斯科自动化工程研究所的A.V.Push等对此都进行了调查。

目前在国内外机械制造及仪器行业中，为了消除或减小热变形的影响，常采用以下几种措施：

1. 低膨胀系数材料的选用。选用低膨胀系数或零膨胀系数的材料来制造重要的零部件，以减小温度变化所引起的零件热变形程度，保证设备或仪器的精度的方法被广泛采用。现今世界上许多精密测量机和超精密机床都使用花岗岩、

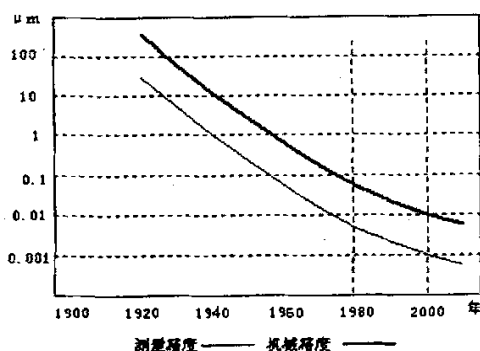


图 1-1 测量精度和机械精度发展的关系

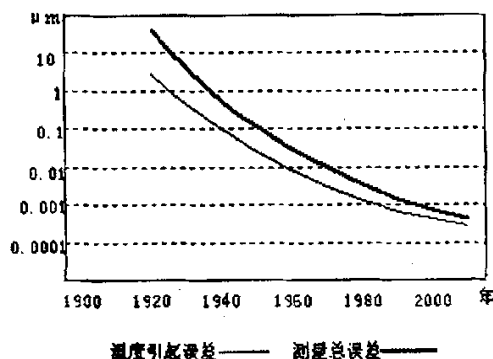


图 1-2 热误差同测量总误差的关系

钢、陶瓷、钢铸铁、低膨胀系数的铸铁等做机床的关键部件。美国的 LLL 实验室的 LODTM 大型超精密机床许多关键零件，如激光测量系统的基准测量架等用钢制造^[11]；Moore 公司坐标镗床的立柱也采用钢^[12,13]；德国 Zeiss 公司所研制的新型三坐标测量机上的光栅采用一种玻璃陶瓷（ZERODUR）制作，该材料的热膨胀系数为钢材膨胀系数的二百七十分之一^[9]。

2. 对环境温度变化范围的控制。在精密测量、加工中常采用恒温措施，将机床或仪器保持在恒温环境中（包括机体内和机体外）。日本早在 1983 年成立了“纳米技术调查委员会”，于 1985 年 7 月发表超精密加工技术研究项目报告书中就将“超精密温度控制系统”作为重要的研究项目之一；美国 LLL 实验室对机床热变形进行了大量基础性

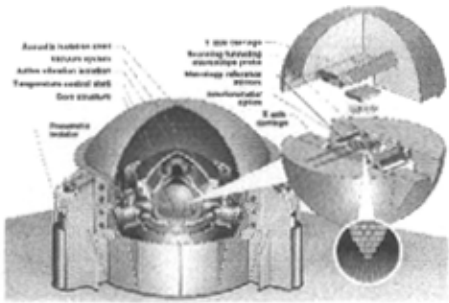


图 1-3 美国 NIST 分子测量机

研究，在其试验条件下证明，在机床油温温度变化 0.006°C 时，机床相对位移量热变形误差达 $0.019\ \mu\text{m}$ ，故将安装 LODTM 大型超精密机床的实验室空气温度控制在 $\pm 0.005^{\circ}\text{C}$ 的变化范围内。对于局部的温度场又采用局部控制法，如使用大量的恒温液体浇淋，形成局部小环境的恒温区，美国 LLL 实验室就对 LODTM 大型超精密机床采用了此法，将浇淋用的恒温水的温度变化控制在 $20^{\circ}\text{C} \pm 0.0005^{\circ}\text{C}$ 内^[11]，以保证良好的局部恒温区。美国 NIST 的分子测量机采用多层保温系统来控制测量机内部的温度，如图 1-2 示，核心部分位于多层控制测量环境的壳体中。壳体依次为温度控制层、真空控制层、主动隔振层、高真空腔和隔音腔，以减小环境对分子测量精度的影响。

3. 机构合理化设计。结构合理使用，可在同样的温度条件下使仪器设备的受热变形的影响最小。美国的 NIST 的分子测量机采用多层包心菜式仿生非封闭的壳形防护罩来减小热应力引起的热变形对设备精度的影响，见图 1-4。由温度变化引起的热应力可由不受约束的多层壳体变形给以减弱。我们在设计新型三维高精度多功能实验装置时就充分考虑了结构的因素，在功能许可的情况下，尽量采用对称结构，以减小工作台热变形对测量精度的影响。

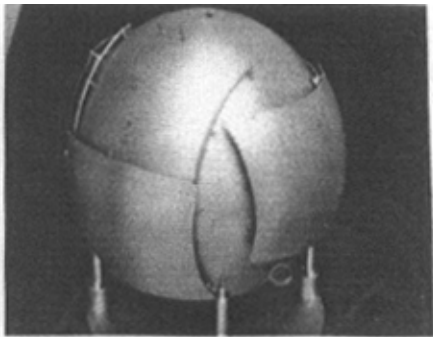


图 1-4 NIST 分子测量机控温子系统

4. 建立实际零件热变形模型, 对零件热变形误差进行软件补偿和修正。此方法对零件材料及环境要求较低, 且可获得较高工作精度, 是经济实用的极具发展潜力的方法, 但要求准确获知设备或零部件的热变形规律、建立数学模型。显然, 这种方法可以从两个方向入手, 即宏观和微观。宏观方法通过实验研究, 借助统计方法, 总结出各种机械零件的热变形模型, 这种方法切实可行, 但实验试样种类和数目毕竟有限, 而实际中机械零件千差万别, 因此有一定局限性; 微观方法, 从原子间相互作用的机理开始研究, 理论上是一种从根本上解决问题的方法, 但由于影响因素众多, 难度大, 目前仍然处在初始阶段。十几年以来, 合肥工业大学部分科研工作者在费业泰教授的带领下, 宏观为主、宏观和微观研究相结合的方法, 取得了一些重要的研究成果, 并已经应用于实际。

1.2 国内外研究的历史和现状

1.2.1 历史

十八世纪, 科学工作者对材料热变形规律及材料热属性就进行了系统的研究。荷兰的天文学家Petrus Von Musschenbrock在1730年研究了钟摆杆的热变形对钟摆周期的影响, 并从铁、钢、铜、锡和铅中选用了热膨胀系数最小的铁制作钟摆杆等; 1753年富兰克林(Franklin)提出了不同物质具有不同接受和散发热量能力的概念; 1787年, 福代斯(Fordgce)进行了生铁和纸板导热性能的对比试验; 1789年, 英根(Ingen)和豪斯(Hausz)首次建成了测量固体导热系数的稳态比较法实验装置。随着科学技术的发展, 特别是五十年代空间技术的推动, 以及七十年代能源危机的出现, 从而促使一门以研究和测试物质宏观热物理属性, 探索宏观热物性与物质微观结构之间关系的崭新学科分支——热物性学逐渐形成^[12]。材料的热物性就是材料的热物理性能, 即材料在热变化过程中的物理特征。通常材料热物性包括热膨胀系数、密度、热扩散率或导温系数、比热容、热发射率、热吸收率、粘度等项热物性。材料热物性的研究对特定热过程进行基础研究、分析计算和过程设计的关键参数, 它是材料的最基本的性能之一, 也是掌握和调控生产中材料热变形规律应用的基础。随着社会发展, 生产精度要求的不断提高, 对生产中零部件热变形规律的理论研究方面提出了要求。瑞士人于1933年开始对座标镗床的热变形进行了测量和分析, 这是最早关于机床热特性的研究。但机床结构复杂, 理论研究十分困难, 仅是进行了定性研究, 直到计算机技术、控制理论、红外热象仪和激光全息摄影等技术的应用, 才有了突破^[11, 14, 15]。日本东京工业大学、德国阿亨工业大学等对工艺系统热特性问题, 进行了系统的理论和试验研究。如日本东京工业大学佐田登志夫教授提出“热刚性”概念, 将工艺系统静刚性, 动刚性和热刚性三者统一起来, 研究机床结构变形对质量加工和生产率的影响, 提出控制机床结构变形的CAD

(计算机辅助设计)及在加工中保持稳定温度分布的CAM(计算机辅助制造),从而极大的促进了理论研究的发展。从七十年代开始,日本着手研究数控机床的热变形补偿。德国于1980年发表了U.Heisel博士论文《机床的热变形补偿》,论证了能获得60%左右的热位移补偿结果。此后,国外众多学者基于机床动态特性试验中模拟分析试验方法的思路,将整机振型的描述方法模拟于机床热特性试验的一个新扩展,能直观、清晰的观察描述机床整机热变形规律及其发展过程。

2000年欧共体为保持其科技和工业在国际上的竞争地位,组织欧共体内的国家合作,立项并组织了“测量、设计和补偿热变形”课题研究和开发^[16-19]。该项目共有4个国家的制造实力较强的9家公司参加,由ZAYER(西班牙机床公司)、DOIMAK(西班牙机床公司)、GORATU(西班牙机床公司)、COORD3(意大利三坐标测量机公司)提供研究对象,并将研究结果转化为产品;比利时鲁文大学和德国阿亨工业大学负责制定研究方案、测量数据、数学建模及热变形误差补偿;TEKNIKER(西班牙工业研究中心)负责研究对象的热变形测量和机床结构改进设计;KRYPTON(比利时公司)和阿亨工业大学联合研制新的测量方法和传感器;FIDIA(意大利数控系统公司)根据两个大学的理论分析结果和补偿模型,负责开发具有热误差补偿功能的数控系统。这是一个规模强大、从理论研究到实际应用的一体化研究项目。因此,深入研究机械零部件的热变形规律,对精密加工、精密测试、机械设备的使用都具有重大的意义和良好的应用前景。

1.2.2 现状

零件热变形计算和材料热膨胀系数参数密不可分,通常零件热变形量都是使用材料热膨胀系数与温度变化量的函数关系计算获得,故目前国际上对于热变形的理论研究主要集中在对材料热膨胀系数等热物性参数方面的研究。有关热物性的国际学术活动十分频繁,已有四个定期举行的热物性国际学术会议:国际热物性会议(STP)、国际导热系统会议(ITCC)、国际热膨胀系数会议(IFES)和欧洲热物性会议(ETPC)^[14]。同时,为提高热物性数据的准确度,统一并仲裁有争议的热物性测试方法、装置和数据,许多国家都建立了本国的热物性测试方法和装置的国家标准和工业标准,如美国的ASTM、日本的JIS、联邦德国的DIN、英国的BS等,并提供了标准样品或参考试样。此外,还有国际标准ISO等。由于热物性数据的重要性和测试的复杂性,为避免重复测试工作,美国普渡大学(Purdue Univ)热物理研究中心(CINDAS),由美国国防部和NBS资助建立了庞大的数据库,从世界各地收集各种材料的热物性数据,进行分析、综合和评价,出版了关于热变形、热传导系数、热扩散率等热物性参数的权威专著13本,在此基础上建立了在世界上享有盛誉的工程材料性能综合数据库^[12]。

该数据库中材料热物性数值是按各国标准测量获得, 如对材料热膨胀系数的测量是按各国制定的一定尺寸的棒体, 按各试验装置的特性测量其棒体两端部的试验值获得, 该法中零件形体对热膨胀系数的影响因素未被考虑, 并且测量设备的持续变温过程产生的热应力影响将不可避免。

精密工程中, 关于热变形的研究与应用非常广泛, 美国的NIST公司在纳米测量机的研制中对减小温度的影响作了大量的工作, 采用了多层控温系统来保持恒温以减小仪器的热变形误差; 日本在超精密加工中对温度影响的研究取得了丰硕的成果, 使得其在中小型超精密加工中始终位于世界先进行列, 在经济中创造了极大的价值^[11]; 另外, 德国物理技术研究所(PTB)、英国国家实验室(NPL)、俄罗斯科学院的高温研究所以及中国台湾成功大学等研究人员都在热变形领域进行了理论和应用研究, 并取得了有价值的成果^[20-42]。

热变形理论研究涉及到物理学和工程学的基础理论, 主要集中在对热传导和热应力等理论方面的研究^[43-49], 包括传热、换热、沸腾、冷却、保温、热弹性力学和热非弹性力学等内容, 热变形理论是将其各理论的综合应用。

对切削加工中的热变形问题, 其温度场是非均匀非稳定的, 热变形规律复杂, 国内外的研究成果较少, 大阪大学的Takeuti.Y教授在70年代就对车削加工中的工件热应力做了深入的研究^[50-52]; 1979-1988年由德国政府研究技术部资助, Darmstadt工业大学对高速铣削加工过程进行了理论和应用研究, 获得了卓有成效的研究成果; 同济大学的孔庆华等对车削、磨削等机加工做了一些试验研究和总结, 对其理论研究尚存在欠缺。

国内热变形理论的研究和应用始于五十年代中期, 八十年代开始有了较大发展, 先后有十几个科研院所和高校从事不同方向的热变形研究。目前保持该领域研究的主要有: 浙江大学的科研人员一直在从事机床热变形的研究, 对于机床的温度场分布和机床在不同温度场下的变形提出了分析方法, 进而提出温度场确定中的热敏感点理论和热敏感点识别技术; 同济大学的科研队伍主要从事切削加工中切削热对工件加工精度影响的研究, 对于分析切削加工中的热变形有指导意义; 合肥工业大学以费业泰教授为学科带头人的科研队伍在国家自然科学基金项目“机械配合热变形误差的基础理论与应用技术研究”(项目编号: 50075023)、“机械与仪器常用零件受温变形理论与建模研究”(项目编号: 59475078)、“误差修正技术中零件材料膨胀系数实验研究”(项目编号: 59175230)、“精密仪器及测试技术中受温变形理论及应用研究”(项目编号: 5880200)、教育部博士点基金项目“机械零件最佳热配合参数研究”(项目编号: 9535901)和机械工业部技术发展基金项目“精密机械零件热变形若干基础理论及应用研究”(项目编号: 110111)等多项国家自然科学基金、博士点基金等资助下一直从事精密仪器的热误差、材料热膨胀系数、机械零部件热变形理论及应用方面的研究, 对零件形

体尺寸在热变形中的一般性影响规律进行了深入研究、对热变形的计算方法及误差分析、获得材料精确热膨胀系数等方面得出了重要的结果。

[1.3.15.42-44.46-48]

1.3 本论文的主要研究内容

1.3.1 课题来源

本论文的研究主要来源于国家自然科学基金项目“机械配合热变形误差的基础理论与应用技术研究”(项目编号: 50075023), 同时参考台湾科学技术委员会项目“精密机械常用零件受热膨胀特性及最佳热配合设计基础研究”(项目编号: NSC 89-2212-E-006-196)。针对现有热变形测量装置的不足, 研制新型三维高精度多功能热变形实验装置, 并对各种资料上现有的材料热膨胀系数的非一致性原因进行定性分析研究, 并运用研制的新型三维高精度多功能热变形实验装置对常用材料的热膨胀系数进行重新测定, 并给出精确膨胀系数。为进一步从理论和实验上研究形体因素对机械零部件在均匀温度场中的热变形的影响提供设备保障和实验数据。

1.3.2 研究内容

1. 新型三维高精度多功能热变形实验装置的研制

设计并完成国内唯一的新型三维高精度多功能热变形实验装置——均匀温度场高精度实验装置的研制, 恒温箱为微机控制, 容积为 $820 \times 528 \times 850 \text{mm}^3$ 。箱内装有三维微动工作台, 试件热变形有电感测头准确定位, 并有双频激光干涉仪测出其热变形量, 其主要技术指标是: 测温不确定度为 0.02°C , 微变形测量不确定度小于 $0.5 \mu\text{m}$, 线膨胀系数不确定度为 $0.5 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ 。可对多种形体, 多种尺寸的零件进行均匀温度场热变形测量, 为顺利完成材料形体热变形规律的理论研究奠定了良好的实验基础。实验装置中采用双电感头和双频激光干涉仪组合的绝对测量系统, 极大的提高了测量精度和测量适用范围, 特别是在测量材料热膨胀系数方面, 不再对棒体的长度、直径作限制。同时完成使用本装置时的所有相关误差消除和数据处理的工作, 确保实验装置的实用性能和精度。

2. 材料精确热膨胀系数的确定

对以圆柱体为标准样件所定义的现行材料膨胀系数进行实验研究。同时, 针对各种手册和工具书上提供的材料热膨胀系数一致性较差的实际, 系统分析造成这种差异的各种因素和这些因素对材料热膨胀系数的影响机理, 指出定义差异、化学成分的差异、测量方法的差异、加工方法的差异和形体尺寸差异是造成材料热膨胀系数的主要原因, 为工程实际中选择更加合适的热膨胀系数进而更好地修正热误差提供有价值的参考。并且运用新型三维高精度多功能热

变形实验装置对常用材料热膨胀系数进行了重新测量和标定，对本校选用的机械工程中常用金属和非金属的 25 种材料和台湾成功大学提供的 16 种（共 64 件）材料的膨胀系数进行测定，作为精确热膨胀系数计算的重要的分析研究资料，并为今后制定海峡两岸机械工程中常用金属和非金属统一的热膨胀系数标准打下基础。

第二章 热膨胀基础理论概述

受温变形是材料的热物理属性之一,早已为人们所重视,并加以研究和应用,通常一定几何形体的物体在受热或冷却时,其体积和尺寸要发生变化,这种由于温度的改变导致物体体积及尺寸发生变化的行为称为物体的受温变形,或称热变形。影响材料热膨胀的因素很多,影响的机理也很复杂,具体到机械零件则更加复杂,但描述材料受温变形的的主要参数是材料热膨胀系数。本章讨论了与热变形相关的几个基本概念,分析了影响材料热膨胀系数的各种因素,指出了各种参考材料中相同材料的热膨胀系数在数值上不一致的原因,并且介绍了可以从微观上定性解释热胀冷缩现象的弗兰克尔双原子模型。

2.1 与热变形相关的几个基本概念

要理解和研究热变形现象,必须要理解和区别在各种学术期刊和专著上经常出现的、在内涵上有关联的几个基本概念^[53]:

1) 理论热膨胀系数^[64]:德国物理学家格律乃森(Grüneisen)从热力学理论出发,提出了材料热膨胀系数的理论表达式,它能科学的反映物体材料热膨胀系数的物理本质,但公式复杂,且包含未知参量,因此该理论表达式不具备实用性。

2) 实用热膨胀系数:采用一维杆件作为标准试样,通过实验测定得到的材料热膨胀系数,称为实用热膨胀系数,也是常用的热膨胀系数。它不考虑试样形体尺寸的影响,而且测得的结果为一定温度区间内的平均值。其中涉及两个概念:

a. 线性热膨胀系数

与温度变化相应的试样单位长度变化,以 $\Delta L/L_0$ 表示;其中 ΔL 是测得的长度变化, L_0 是基准温度 t_0 下的试样长度。热膨胀常以百分率或百万分之几(10^{-6})表示。基准温度一般以 20°C 为准。

b. 平均线膨胀系数

在温度 t_1 和 t_2 间,与温度变化 1°C 相应的试样长度相对变化的均值,以 α_m 表示

$$\alpha_m = (L_2 - L_1) / [L_0(t_2 - t_1)] = (\Delta L / L_0) / \Delta t (t_1 < t_2) \quad (2-1)$$

式中, L_2 ——温度 t_2 下的试样长度,单位mm;

L_1 ——温度 t_1 下的试样长度,单位mm;

Δt —— t_2 和 t_1 间的温度差,单位 $^\circ\text{C}$

3) 精确膨胀系数: 根据实用热膨胀系数计算时的原始实验数据, 用微分法将热膨胀系数表示成温度的函数, 实用时可由该函数求得某一温度点的热膨胀系数, 故称为微分膨胀系数或精确膨胀系数。微分热膨胀系数也称热“膨胀率”, 或“瞬时热膨胀系数”, 它的含义是在温度 t 下, 与温度变化 1°C 相应的线性热膨胀值, 以 α_t 表示:

$$\alpha_t = \frac{1}{L_t} \lim_{t_2 \rightarrow t_1} \frac{L_2 - L_1}{t_2 - t_1} = (dL/dt)/L_t (t_1 < t_i < t_2) \quad (2-2)$$

式中, L_t ——温度 t_i 时的试样长度;

α_t 一般以 $10^{-6}^\circ\text{C}^{-1}$ 为单位表达。

4) 热变形系数: 物体或零件形体几何参数在单位温度变化时的尺寸变化量称为热变形系数, 它可以表示为材料热膨胀系数和形体相关尺寸的函数, 因此同一零件的形体结构尺寸的变形系数均不相同, 更不等同于热膨胀系数。

5) 科学热膨胀系数: 利用球体标准件来定义的实用热膨胀系数, 它不受球体尺寸大小的影响, 能真是地反映材料本身的热物性, 故称为科学热膨胀系数。

2.2 影响零件热变形主要因素

在精密测试技术、精密加工及机械设计中, 温度变化引起机械零部件热变形的计算常采用如下的传统公式^[41]:

$$\Delta L = L \cdot \alpha \cdot (t - 20^\circ\text{C}) \quad (2-3)$$

式中, L ——被测对象的尺寸(mm);

α ——材料的平均热膨胀系数($1/^\circ\text{C}$);

t ——平均温度($^\circ\text{C}$);

ΔL ——热变形量(mm)。

该传统公式在机械精度要求低时可使用, 高精度时该公式的计算结果和实际变形量相差很大。热膨胀对机械零件热变形的影响大小的确定及其修正至今并没有人作系统、深入的研究。因此, 有必要对机械零件受热变形作进一步的研究。传统零件热变形计算误差影响因素主要有:

1. 温度不均匀性的影响

零件热变形通常是用式(2-3)进行简单的计算, 即假设零件是在内外温度相同的条件下的理想状态。实际工程应用中, 零件常处于内外温差存在的状况, 这使得零件内部产生热应力, 热应力对零件热变形的影响在精密工程中是不容忽视的。

2. 材料属性的影响

材料属性在此主要指材料成份的不同。材料成份的变化直接影响的材料热膨胀系数值的变化, 进而引起零件热变形的数值计算精度。

3. 零件形体因素的影响

零件形状尺寸对零件热变形的影响,在过去应用精度有限的状况下没有被重视,但其对热变形的影响已被国内外众多实验所证明。现今科技的高速发展,零件形体因素的影响也到了不得不面对的状况,对其理论研究将是一个长期的而又具有重要意义的研究领域。零件形体对热变形影响规律研究,目前国际上相关科研成果报道较少,仅少数研究机构进行初步探索。

在材料热膨胀系数测定方面,零件形体因素的影响同样存在,这使得材料热膨胀系数的测定值存在着必然的误差。本校通过研究发现,球体是在空间上完全对称的特殊几何形体,形体影响各向均匀,故建议选择球体作为测量材料热膨胀系数试件,将减少形体因素对材料热变形的影响。实验也证明了球体直径变化时,测定的材料热膨胀系数基本相同。

4. 残余应力的影响

经过加工的零件其内部必然存在残余应力。根据我们的理论研究和实验结果知^[55],残余应力的存在,不仅对材料热膨胀系数的测定产生影响,而且对零件受温变形结果也会有较大的影响。

2.3 热膨胀基础理论概述

材料热膨胀一直是人们关注的物理性能,自18世纪人类就对理论进行了研究,科学家们试图从物质的微观结构出发给以探索,但由于理论的复杂性,还不能用一个具体的理论公式求得各种材料的热膨胀系数,仅对热膨胀系数给出了为人们所接受的定性解释。

晶体中相邻原子(分子或离子)间的相互作用使原子处于平衡位置,并一直围绕其平衡位置作随机振动,热振动的幅度随温度升高而加剧,原子热振动时原子的位移和原子间的相互作用力实际上是非线性和非对称关系,下面以原子键合理论为依据,用双原子模型^[56]加以解释。双原子模型示意图如图2.1示,一个原子固定在原点,另一个处于平衡位置 $r_0(T=0K)$,由于热运动,两个原子相对位置发生变化,两个原子距离为 $r=r_0+x$,两个原子间的势能 U 是两原子间距的 r 的函数 $U=U(r)$,此函数可在 $r=r_0$ 处展开成泰勒级数:

$$U(r)=U(r_0)+\left(\frac{dU}{dr}\right)_{r_0}x+\frac{1}{2!}\left(\frac{d^2U}{dr^2}\right)_{r_0}x^2+\frac{1}{3!}\left(\frac{d^3U}{dr^3}\right)_{r_0}x^3+\cdots \quad (2-4)$$

如略去 x^3 及以后的高次项, 因为 $(\frac{dU}{dr})_0 = 0$, 则式 (2-3) 成为:

$$U(r) = U(r_0) + (\frac{dU}{dr})_0 x + \frac{1}{2!} (\frac{d^2U}{dr^2})_0 x^2$$

此时 $U(r)$ 代表一条顶点下移 $U(r_0)$ 的抛物线, 如图 2-1 中虚线所示, 在此情况下, 势能曲线是对称的, 原子绕平衡位置振动时, 左右两边的振幅相等, 温度升高只能使振幅增大, 平均位置仍为 $\bar{r} = r_0$, 故不会产生热膨胀,

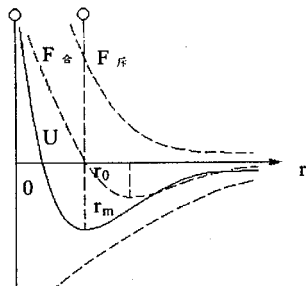


图 2-1 原子间的相互作用力 F 及位能 U 与原子间距离 r 的关系

这与热膨胀事实相反, 故略去 x^3 项是不合理的。保留 x^3 项, 则式 (2-4) 化为:

$$U(r) = U(r_0) + (\frac{dU}{dr})_0 x + \frac{1}{2!} (\frac{d^2U}{dr^2})_0 x^2 + \frac{1}{3!} (\frac{d^3U}{dr^3})_0 x^3 \quad (2-5)$$

式 (2-5) 的图形如图 2.1 实线所示, 随着温度升高, 原子间的平均距离增加, 宏观上表现为材料的热膨胀, 由此可知, 材料的热膨胀是由原子间作用力的非对称性产生的。

再根据玻耳兹曼统计, 确定其平均位移 \bar{x} 为:

$$\bar{x} = \frac{\int_{-\infty}^{\infty} x \exp(-U/kT) dx}{\int_{-\infty}^{\infty} \exp(-U/kT) dx} \quad (2-6)$$

式中, k ——玻耳兹曼常数

将式 (2-4) 代入式 (2-5), 并消去 $U(r_0)$; 令 $c = \frac{1}{2!} (\frac{d^2U}{dr^2})_0$, $g = \frac{1}{3!} (\frac{d^3U}{dr^3})_0$, 得

$$\bar{x} = \frac{\int_{-\infty}^{\infty} x \exp(\frac{-cx^2 + gx^3}{kT}) dx}{\int_{-\infty}^{\infty} \exp(\frac{-cx^2 + gx^3}{kT}) dx} \quad (2-7)$$

分别求出分子、分母的近似值

$$\begin{aligned}
\int_{-\infty}^{\infty} x \exp\left(\frac{-cx^2 + gx^3}{kT}\right) dx &= \int_{-\infty}^{\infty} \exp(-cx^2/kT) \exp(gx^3/kT) dx \\
&\approx \int_{-\infty}^{\infty} x \exp(-cx^2/kT) (1 + gx^3/kT) dx \\
&= \int_{-\infty}^{\infty} \exp(-cx^2/kT) (gx^3/kT) dx \\
&= \frac{2gkT}{4c^2} \sqrt{\frac{kT\pi}{c}} \\
\int_{-\infty}^{\infty} \exp\left(\frac{-cx^2 + gx^3}{kT}\right) dx &= \int_{-\infty}^{\infty} \exp(-x^2/kT) (1 + gx^3/kT) dx = \sqrt{\frac{kT\pi}{c}}
\end{aligned}$$

将分子、分母值代入式(2-7)，得

$$\bar{x} = \frac{3gkT}{4c^2} \quad (2-8)$$

可见，随着温度升高，原子间距增大，物体宏观上膨胀了。

上述分析仅从微观上定性地解释了物体热膨胀的物理本质，并不能定量地计算出各材料的热膨胀系数，因为上述分析中位能展开式只取三次项，在计算推导中分别利用了经典力学的动能公式和玻耳兹曼统计法，这些方法都具有不同程度的近似性和适用范围，使得计算公式不具有普遍性；另外，上述方法是在单一理想晶体条件推导，实际应用中的材料其晶体结构与理想晶体结构差别很大，处于同一物体中的晶体，其形状、大小、晶相各不相同，并存在着各种晶格缺陷，晶粒间相互作用力无法确定，晶体中元素成分复杂等诸多因素都会影响材料的热膨胀性能。

2.4 材料热膨胀系数非一致性原因研究

目前，各种手册上材料热膨胀系数值一致性较差，这给实际工程应用带来了诸多不便。其根本原因是目前各种手册上提供的热膨胀系数值均来自不同研究机构基于对热膨胀系数定义的不同理解，在特定的条件下运用不同的测试方法获得的。差异产生的原因至少有如下几个方面：各国定义的材料热膨胀系数的计算方法的差异；试样的化学成份有差异；试样的加工方法不同；试样的几何形体特征多样；测量设备和方法的差异。

2.4.1 定义的非一致性的影响

各种手册、工具书上给出的材料热膨胀系数，都是依照各国规定的实验标准测量获得的。测量标准在一定程度上极大的影响了材料热膨胀系数值^[57, 58]。如我国国家标准主要是参照美国 ASTM 标准规定的，美国的 ASTM 标准规定的试样直径尺寸为 5~10mm，试样直径尺寸下限比我国国家标准定的高 2mm，日本、德国的标准差别要更大些。

即使是同一国，随着时间的推移，标准也有变化。如我国在 1984 年出

的国家标准定义的材料微分热膨胀系数为

$$\alpha_i = \lim_{t_1 \rightarrow t_2} (L_2 - L_1) / [L_0(t_2 - t_1)] = dL / (L_0 dt) \quad (2-9)$$

其中, L_1 和 L_2 分别 t_1 是 t_2 和温度下的样品长度; L_0 是 20°C 时的试样长度; α_i 是微分热膨胀系数。

在 1999 年规定的微分热膨胀系数定义为

$$\alpha_i = \lim_{t_1 \rightarrow t_2} (L_2 - L_1) / [L_i(t_2 - t_1)] = dL / (L_i dt) \quad (t_1 < t_i < t_2) \quad (2-10)$$

由式 (2-9) (2-10) 可知现行国家标准的定义使得材料微分热膨胀系数趋于变小, 这使得不同年代出版的各材料微分热膨胀系数值有较大差别。

生产中主要使用的是两种材料热膨胀系数, 即平均膨胀系数和微分热膨胀系数。平均膨胀系数通常是用在精度要求较低的零件设备热变形计算中, 微分热膨胀系数是用在精密零件和机械的热变形计算中。下面就运用两种概念在热变形计算中产生的相互差异分析如下。

由微分热膨胀系数计算公式 (2-10):

$$\alpha_i = (dL / dt) / L_i (t_i < t_1 < t_2)$$

上式可化为

$$\alpha_i dt = \frac{dL_i}{L_i} \Rightarrow \int_{t_1}^{t_2} \alpha_i dt = \int_{t_1}^{t_2} \frac{dL_i}{L_i} \Rightarrow \int_{t_1}^{t_2} \alpha_i dt = \ln L_{t_2} - \ln L_{t_1} \Rightarrow L_{t_2} = L_{t_1} \cdot e^{\int_{t_1}^{t_2} \alpha_i dt} \quad (2-11)$$

式中,

L_{t_1} ——初始温度时试件长度

由平均膨胀系数计算公式, 得

$$\alpha_m = (\Delta L / L_0) / T \Rightarrow \alpha_m = \frac{L_T - L_0}{T L_0} \Rightarrow L_T = L_0 \cdot (1 + \alpha_m T) \quad (2-12)$$

式中,

L_0 —— 20°C 温度时试件长度

可知二者之间的误差为

$$\Delta L = L_0 \cdot (1 + \alpha_m T) - L_{t_1} \cdot e^{\int_{t_1}^{t_2} \alpha_i dt} \quad (2-13)$$

2.4.2 试样的化学成份差异的影响

工业纯铁常被选为金属材料热物性测量的标准试样^[4], 因为它是均匀的各向同性, 热物性能能长期保持稳定, 易于加工, 价格便宜, 且能适用于比较宽的温度范围。工业纯铁是工业上一般应用的、纯度通常为 99.8%~99.9% 的铁, 但各国间纯铁的化学成份要求并不是统一的, 如表 2-1 所示。

表 2-1 几种纯铁的化学成份

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Al	Cu
SRM1464	0.0067	0.0080	0.0057	0.0025	0.0059	0.0041	0.0072	0.0007	0.0058
阿姆科铁	0.02	0.004	0.030	0.006	0.023	0.080	0.050	0.05	0.083
DT7	0.011	0.003	0.012	0.015	0.011	0.025	0.014	<0.001	0.021

SRM1464 是美国国家标准局推荐作为准参考物质的电解铁, 而阿姆科铁是美国阿姆科 (Armco) 公司生产的一种工业纯铁, DT7 是我国按 YB200-75 生产的电子管工业纯铁, 而我国冶金业鞍山钢铁公司自行标定的标准试样工业纯铁, 其化学成份如下表所示:

表 2-2 鞍钢标准试样工业纯铁的化学成份

C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu
0.035	0.02	0.085	0.006	0.008	<0.03	0.020
Al	Pb	Sb	Sn	Bi	As	Fe
0.008	<0.001	0.003	0.001	<0.003	0.005	>99.775

由此可知, 同一材料在不同国家、同一国的不同行业甚至不同企业, 所含化学成份都可能不一致。试样化学成分的差异必然会导致热物特性的差异, 进而导致热膨胀系数在数值上的差异。

2.4.3 试样加工方法不同造成的材料热膨胀系数数值的差别

同材料同形状同尺寸的试样, 由于加工成型方法的不同会造成试样热膨胀系数的变化, 主要是由于加工方法的差别造成了试样内部个各组成部分的结构和应力状况的变化。引用《美国铸钢手册》(第五版) 两组数据, 可较好的看到这些变化。表中所列材料为两种低合金铸钢材料, 如表 2-3 示, 每种材料最后分别经过不同的热处理加工工序成型, 这使得其平均热膨胀系数发生变化, 如表 2-4 示

表 2-3 两组铸钢化学成份 %

	化学成份含量 %						
	C	Mn	Si	Cr	Ni	P	S
第一组材料	0.40	0.56	0.46	—	—	0.030	0.025
第二组材料	0.40	0.64	0.36	—	—	0.019	0.019

表 2-4 两组材料热膨胀系数

	热处理	温度范围 (°C)					
		20~100	20~200	20~300	20~400	20~500	20~600
第一组 材料	A	12.5	12.8	13.2	13.7	14.1	14.4
	N	11.8	12.2	12.8	13.2	13.7	14.2
	NQT	11.9	12.4	12.9	13.3	13.8	14.3
第二组 材料	A	10.8	12.2	12.7	13.4	13.9	14.2
	N	11.4	12.2	12.5	13.1	13.5	13.9
	NQT	11.2	12.4	18.8	13.2	13.8	14.1

表中 A——退火状态；N——正火状态；NQT——正火，水淬后回火状态

由表中知，各材料在热处理工序不同后，材料的平均热膨胀系数发生了较大变化，且测量温度范围越窄，变化值越大。这主要是由于材料精确热膨胀系数在加工方法不同后产生的变化引起的，在温度范围越小，该变化通过平均热膨胀系数反映的就越明显。

不同加工工艺对试样的变形情况肯定有影响，表 2-5 为我们对不同工序后的钢质零件的热变形系数进行测量计算的结果简表。

表 2-5 不同工序后零件热变形系数实验数据表

试样描述		热变形系数 ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)		
类型	公称尺寸 (mm)	磨削后	表面淬火后	退火后
圆柱 (测外径)	D=50	10.230	10.155	11.356
圆环 (测内径)	D=70, d=50	9.787	9.992	10.678
圆环 (测外径)	D=70, d=50	10.303	10.206	11.078
圆环 (测内径)	D=100, d=50	9.538	9.9776	10.584
圆环 (测外径)	D=100, d=50	10.178	9.777	11.058

本实验中所选试样的加工工艺为表面淬硬后磨削，高频感应淬火，淬火温度为 940°C ，水冷，退火温度为 400°C ，保温 2 小时，随炉冷却，24 小时后出炉。

从表中不难看出：零件磨削或表面淬火后，各个尺寸的变形系数都比退火后的热变形系数小。这是因为磨削或表面淬火后零件的应力都呈压应力，而退火后，零件的残余应力基本被去除，从而导致了变形情况的差异。这种差异在材料热膨胀系数的测量过程中同样存在。因此即使测算中应用同样的定义，试样的化学成分和形体尺寸高度一致，也有可能因为不同的加工工艺而导致材料热膨胀系数的测量结果不一致。

2.4.4 测量方法的影响

目前，材料热物性属性的确定主要是靠实验获得，因此实验方法的不同会直接导致材料热变形系数的差异。目前常用的材料热膨胀系数测量方法很

多，且精度不一，如表 2-6 所示^[59]。

表 2-6 热膨胀系数测量方法比较

测量原理	近似灵敏度, μm	样棒长度范围	时间稳定性
干涉仪	2.5×10^{-2}	长	好
光杠杆	1.0×10^{-1}	长	好
未粘结的丝状应变计	1.3×10^{-1}	长	好
线性可变差动变压器	1.3×10^{-1}	长	好
电容测微计	2.5×10^{-1}	短	差
磁量计	2.5×10^{-1}	短	差
旋转镜仪	2.5×10^{-1}	长	好
指针量计	2.5	长	好
机械杠杆仪	25	长	好
张丝目镜显微镜	2.5×10^{-1}	长	好
电接触测显微计	2.5×10^{-1}	长	好

由表可知，各方法的精度差别较大，这使得所测材料热膨胀系数值在很大程度上受到测量方法精度的影响。即使在同一仪器测量时，给样件加热的速度变化也对实验结果产生影响，主要是加热过程中各材料热量传递速度不一，造成样件升温过程内部温度分布不均，从而形成变化的温度场产生热应力，对其变形值造成不可避免的误差，这也会影响材料热膨胀系数的一致性。

2.4.5 试样形状尺寸的影响

试样形状尺寸对获得的材料热膨胀系数值的影响已被国内外众多实验所证明。由于在过去工程应用精度没有发展到目前的高精度，故其影响往往被忽略而未得到科研工作者的足够重视。各国测量材料若变形系数中的标准试样的几何尺寸不尽相同，因此会导致测量结果在数值上的不一致。在此选我们不同形体尺寸的黄铜试件的实验结果来说明试样的形状尺寸对材料热膨胀系数测量影响程度。如表 2-7 所示：

表 2-7 黄铜不同直径微分热膨胀系数测量值比较

α 温度 ($^{\circ}C$)						
直径 (mm)	0	10	20	30	40	50
直径 $\phi 5mm$	19.11	19.13	19.15	19.19	19.24	19.31
直径 $\phi 12mm$	18.71	18.73	18.75	18.79	18.84	18.89

表中 α ——材料微分热膨胀系数

由此可清楚看到在同长度不同直径的材料对于材料精确热膨胀系数所产生的差别。事实上，为了提高热膨胀系数的准确度，许多国家都建立的本

国的热物性测试方法、装置的国家标准和工业标准，如美国的 ASTM、日本的 JIS、德国的 DIN、英国的 BS 等，并提供一批标准样品或参考试样^[4]。但各国标准都存在着一定的差异。各国在规范试样标准尺寸方面，不同时代制定的标准也会有所不同，如我国在 1984 年的国家标准 GB4339-84 中规范试件长度在 80mm 以上时，直径为 5mm，长度不是 80mm 时，直径应为长度的 1/16。而在 1999 年的 GB/T 4339-1999 标准中规范试样尺寸为最小长度为 25 ± 0.1 mm，横向尺寸在 3~10mm 之间。发生变化的主要原因是随着计算机、红外、激光、微电子技术、光声技术等新技术在热物性测试技术上越来越广泛的应用，使测试的准确度和精度不断提高，测试功能不断扩大，从而使得试样尺寸和体积小型化。

显然，在工程应用中，简单的引用手册中用一定形状尺寸的试样所测出的热膨胀系数数据进行不同形状尺寸零件的热变形计算其误差是较大的。

第三章 新型三维高精度多功能热变形实验装置

为便于形体因素对热变形的影响研究,高精度的测量装置是不可缺少的。对热误差的测量,国际上从各个角度进行了大量的研究,根据特定研究目的提出的测量方法及测量装置不下几十种。目前,主要的测量方法有:顶杆法、光杠杆法、光干涉法等,典型的测量仪器有干涉仪、光杠杆仪、旋转镜仪、张丝目镜显微镜等。但这些测量仪器大都仅适用于小尺寸、细杆类形体的测量,如国家标准中材料线膨胀系数测定规程中的标准试样,即试样长度在 25mm~120mm 之间、直径约在 3mm~12mm 之间的细长形体。而对其它形体的测量则存在着诸多限制,故现有热膨胀测量装置存在受被测对象的形状与尺寸约束的缺陷;通常测量为一维,国内尚无能实现三维测量的专用实验装置,普遍不适于直接对机械零件的热膨胀进行测量,尤其不适于对复杂几何形体的机械零件进行测量。

3.1 热膨胀测量的发展及现状

热膨胀的定量测量最早是由荷兰天文学姆前伯若克(Musschenbrock)进行的,他选择合适的单摆悬丝材料测量了铁、铜、钢、黄铜、锡和铅的热膨胀系数。实验中采用了一套简单的齿轮组,将长为 15 厘米的试样膨胀量进行放大后测出。1785 年拉姆斯顿(Ramsden)应用双筒望远镜测定了一些材料的线膨胀系数。1805 年拉沃希尔(Lavoisier)和拉普拉斯(Laplace)应用光杠杆放大装置对姆前伯若克(Musschenbrock)的实验进行了改进。1864 年裴索(Fizea)应用了光干涉技术,设计了精密测量热膨胀系数的仪器。此后,阿贝(Abbe)、普尔弗里奇(Pulfrich)、博顿(Bottom)等人进行了多方面的改进,发展了多种类型的光干涉膨胀仪,这些仪器可以分别在高温和低温条件下对固体材料的热膨胀做出精密测量。本世纪 60 年代怀特(White)首先提出电容膨胀计的思想,可以以 $10^{-10}/K$ 的精度测量线膨胀系数。

今年来测量热膨胀的仪器又有了新的发展,针对某些特殊的用途,设计制造了很多具有特定功能的仪器,如吉尔特(Girt)的测量晶态薄带材料的热膨胀仪、米勒(Miller)的瞬时干涉膨胀仪、卡夫特马克赫尔(Kraftmakher)的热振膨胀仪等。

为了求得最为可靠的实验结果,一些国家针对不同类型的材料(如建筑材料、耐火材料、绝缘材料、金属材料等)各自建立了测定热膨胀系数的标准试验方法。在这些试验方法中,对测试要求和测试条件均有明确的规定。

科斯塔(Kosta)、马格利可(Maglic)对 6 个国家的热物理性能标准做了调查。据不完全统计,已建立的关于热膨胀的标准试验方法将近 20 个。在这些标准试验方法中,有 6 个是针对金属材料或者可用于金属材料的,这些方法是:

ANSI/ASTME80、ASTMB95、ASTME288、ASTME289、GOST4080-78、ASTMC832 等。我国也进行了热膨胀测量标准化工作，冶金部在 1979 年制定了平均膨胀系数的标准试验方法（冶标 YB940-78），以及后来的国家标准 GB4339-84。

由于热膨胀的测量方法不下几十种，往往因为主观和客观原因而引入种种偏差，对于这些测量手段所获得的材料热膨胀的数据正确与否必须进行验证。验证的最简单方法是采用一些成分和性能稳定的材料，通过不同的试验方法进行测量比较，求得公认的测量结果。这些材料可以由国家或某个部门规定，通常称为（SRM）。美国国家标准局制定了 8 种标准参考材料作为热膨胀单位量的传递标准。这 8 种标准参考材料是：铜、钨、不锈钢、一种特定的铝合金、石墨、透明石英、硅酸盐和兰宝石单晶。此外，还有一些国家采用了一些其它材料作为热膨胀的标准参考材料。例如化学纯铂、单晶石英、单晶氧化铝、皮洛斯合金等。迄今为止国际上尚未建立各国公认的标准参考材料，但纯铜作为热膨胀的标准参考材料已为多数国家普遍采用。

虽然人们根据特定的要求提出的测量方法不下几十种，但对这些方法进一步归纳分类，常用的测量方法包括下面几类：

（1）顶杆法 这是一种应用最普遍的线膨胀系数测量法。试样固定在载管中，其膨胀量通过一根与试样载管材质相同且膨胀系数很小的顶杆传递出来，并由其它微位移测量装置检测。这种方法的特点是需要材质相同且膨胀系数确定的载管和顶杆，通常使用石英。

（2）光杠杆法 待测试样与膨胀系数已知的标准试样分别置于材料、尺寸相同的两载管中，两试样的膨胀量通过传递杆引出，其差值由光三角架（或其它光杠杆机械）放大。这种方法的灵敏度非常高，但测量精度受到标准试样膨胀系数的限制。

（3）光干涉法 光干涉法是一种测量热膨胀的绝对测量方法（也可以作相对测量）。它是将试样的长度变化转变成相干光束的光程差，使之在视场中产生干涉条纹相对于参考标记的移动，也即是用已知单色光波波长来度量试样长度的变化。

（4）光栅法 光栅法是一种将位移量的变化转变为光的强度变化的测量方法。利用光栅将试样的微变形转换成莫尔条纹的运动，通过位置固定的光电元件对通过该位置的莫尔条纹进行计数，从而测得试样的膨胀量。这种方法的测量精度受到顶杆膨胀量修正精度的限制。

（5）电容法 电容器两个极板之间距离的变化，在小范围内于电容量的变化存在着近似的线性关系。若以试样代替电容的一极，则通过材料两极间电容的变化就可以求得试样的热膨胀。这种方法精度很高，但多用于测量低温和膨胀系数较小的试样，或者在温度范围较窄的情况。由于这种方法要求试样的尺寸较大和试样加工精密，对于很多材料难以使用；它的灵敏度随着温度的升高

而降低，不适用于较高温度的测量。

(6) 差动变压器法 差动变压器是一种互感型的检测元件，由初级（激磁）线圈，两个反方向绕制后串联起来的次级线圈和一个磁芯组成。测量时，固定初级和次级线圈，磁芯则通过顶杆和试样相连。测量前将磁芯调节到初级和次级之间使输出电压为零（或最小值）。当试样受热发生膨胀时，试样带动磁芯相对线圈发生微小移动，初级和次级线圈之间的互感发生变化，因为在较小的范围内位移量和互感量成线性关系，因而通过测量输出电压的变化即可获得试样的膨胀量。由于这种方法具有精度高、适用的温度范围大的特点被广泛使用，但同时该方法的缺点是特别容易受到电场和磁场的干扰，必须严格采用电屏蔽和磁屏蔽措施。

(7) 直接观测法 借助于某一种精密测微器，在加热的过程中对试样或试样的指定段进行直接观测。它适用的温度范围广，特别适用于高温。这种测量线膨胀量的方法简单、直观、稳定可靠，它的测量不依赖于机械传动等装置，也不受电和磁的干扰，能在材料可达到的大温度范围内使用，而且被测的形状不受限制，用该法可以测量任何固体材料，但缺点是难于实现自动记录，且精度不高。

现有的测量机械零件的热变形概括起来存在以下几个方面的问题：现有热膨胀测量装置限制了被测对象的形状与尺寸大小；测量的方向单一，调节调整困难；测量的温度范围过宽，不能实现高精度；很少有两维，国内尚无能实现三维测量的专用实验装置，普遍不适于直接对机械零件的热膨胀进行测量，尤其不适于对复杂几何形体的机械零件进行测量。

我们过去在国家自然科学基金的资助下，研制出一套能够对部分简单形体和较小尺寸的零件进行二维热变形高精度测量的实验装置，但仍不能满足科研对测量的要求。由于现有装置的这些限制，参考我们已有的二维实验装置，根据测量几何形体复杂的机械零件热膨胀的特点设计一套能够实现三维、高精度、易于调整的热变形测量装置就成为进一步研究热变形理论的必须。因此，我们参照原有装置的测量原理研制了新的实验装置，实现了三维测量的功能，恒温恒湿箱内具有更大的有效容积，测量精度更高、控制更加智能化。

3.2 新型实验装置的原理及组成

3.2.1 测量原理

整个测量系统共分为四个部分，如图 3-1 所示。测控温系统用于给被测试样提供稳定的温度场，并准确测出被测件温度；支持与调整系统用于支承被测试样，并带动试样在温度箱内实现

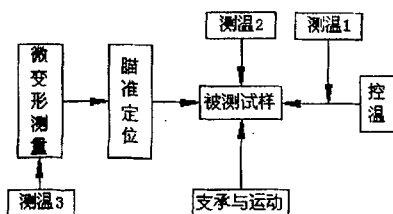


图 3-1 测量装置结构框图

二维运动；微变形与测量系统用于测量受温前后试样的形体尺寸；瞄准定位系统则是为微变形运动系统提供准确定位，是测量系统中得第三维。测量时，将试样置于恒温恒湿箱内，由瞄准与定位系统带动微变形系统将被测量值测出。在实现不同的测量功能时，测量系统的瞄准定位系统和长度测量系统必要时可以进行功能互换。

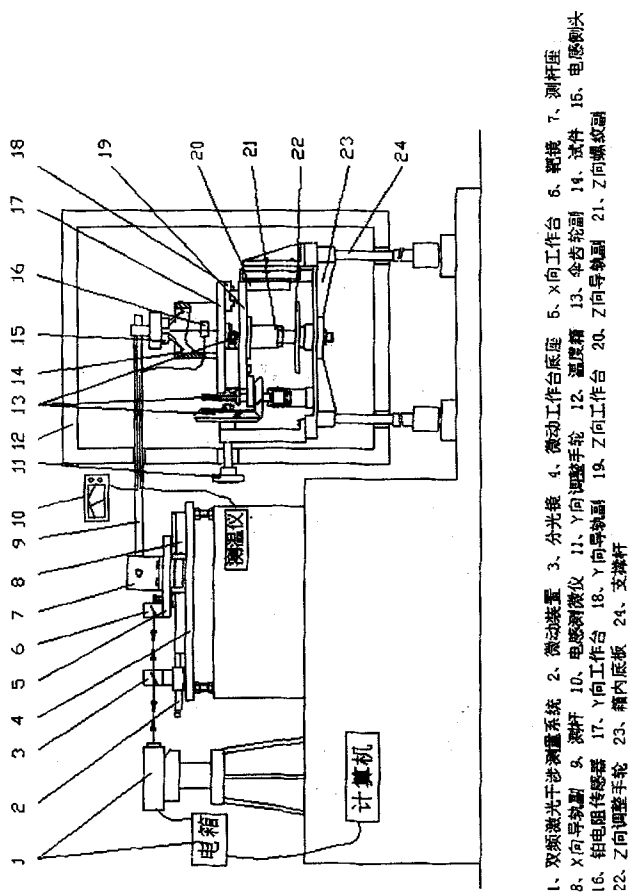


图 3-2 实验装置示意图

3.2.2 测量装置的组成

三维高精度多功能热变形测量装置是一种光电机械式测量装置，系统的结构如图 3-2 所示，实物见图 3-3 和 3-4，下面分别介绍系统的各个组成部分。

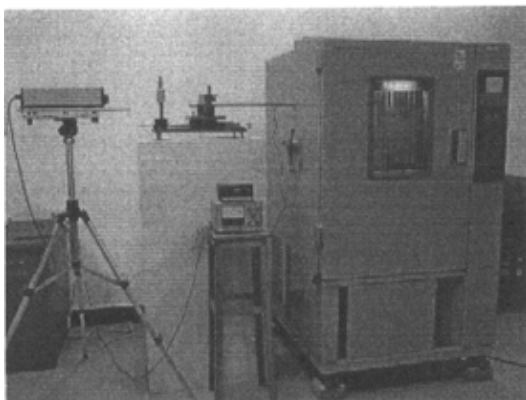


图 3-3 热变形实验装置实物图

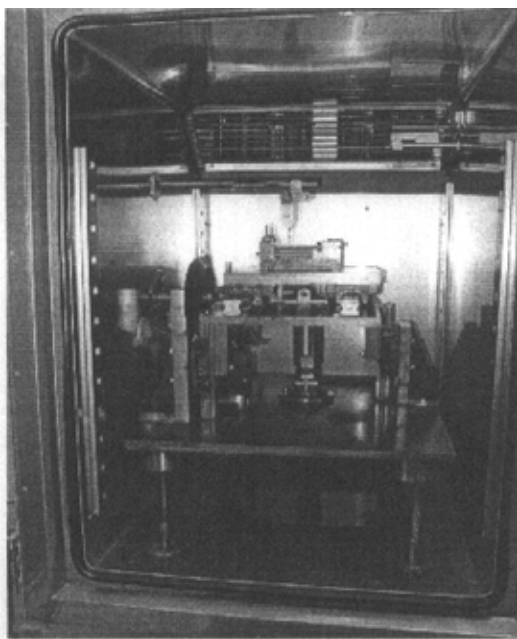


图 3-4 热变形实验装置内部图

1. 测控温系统

测控温系统由 EL-04ACT 型恒温恒湿箱 12、高精度铂电阻温度传感器 16 组成，其中控温由温度箱实现，测温由铂电阻温度传感器完成。恒温箱是智能

化的设备，可以进行编程控制，其控温范围是 $-40^{\circ}\text{C}\sim+150^{\circ}\text{C}$ ，有效内尺寸为 $600\times 850\times 800\text{mm}$ ，测温精度为 $\pm 0.2^{\circ}\text{C}$ ，控温精度为 $\pm 0.5^{\circ}\text{C}$ 。由于测温精度过低，不符合我们的要求，所以要改进恒温恒湿箱的测温系统，我们选用了北京304所生产的A级工业测温铂电阻传感器，该传感器的直径只有1.5mm、长度约为5mm，体积很小，热容量小，故可迅速响应环境温度的变化。用四线制的测温电路配合7151型数字多用表组成一套高精度的测温系统。为了充分利用铂电阻传感器测温的稳定性好的优点，进一步提高测温精度，我们对每个铂电阻都进行了电阻—温度曲线拟合。整个装置测温精确快速、控温方便可靠。

2. 支持与调整系统

恒温箱内工作台是本装置实现多功能三维测量的关键部分，主要是用于支持和调整被测试样，兼有部分辅助测量的功能。因该工作台处于恒温箱的内部，需经受温度的变化，为了减小温度对工作台的影响及减小工作台的热容量，我们在保证支承系统的稳定性的前提下尽量采用了对称与薄壁的设计。工作台由Y向导轨副18、三对传动伞齿轮副13、Y向调整手轮11、Z向导轨副20、Z向调整螺纹副21、Z向调整手轮22、箱内底板23、四根独立于温度箱的支承杆24构成。内工作台的运动可参看右图3-5。

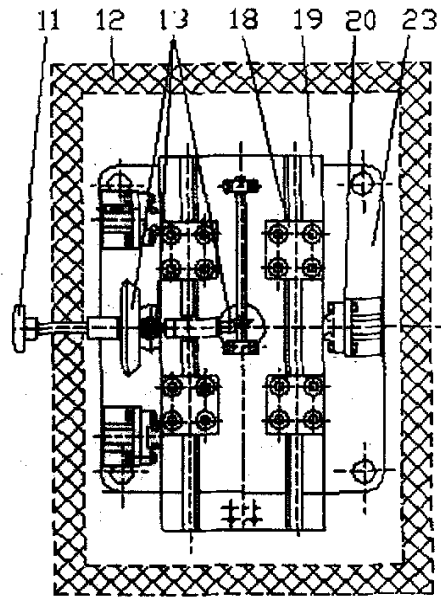


图3-5 内工作台俯视图
(拆除Y向工作台，见图1中17)

箱内的测量工作台的运动分别由Y向调整手轮和Z向调整手轮驱动；Y向平行安装了两副高精度滚动导轨副，Z向安装了三副导轨副（左侧两副，右侧一副）。在驱动系统和高精度滚动导轨副的共同作用下，可以实现工作台沿Y向、Z向的运动平稳、灵活，运动的导向精度高。另外，工作台独立的支承体系，使得在测量过程中，温度箱的振动不会影响到工作台，从而保证测量的高精度。

3. 微变形运动与测量系统

本装置中微变形系统也十分重要，它直接驱动微变形测量系统，因此它的运动误差将直接影响到测量系统的测量精度。本装置的微变形运动系统的最大行程为250mm，采用高精度密封滚动导轨副导向，微动由千分螺纹副驱动，并自带锁紧装置，因此既可以实现大范围快速移动，又可以实现小范围微动，便于测量点的快速、准确定位。

用双频激光干涉仪1测量微变形，双频激光干涉仪的分光镜3固定在微动

装置的底板 4 上,靶镜直接固定在 X 向工作台 5 上,这样当 X 向导轨副 8 运动时,靶镜与分光镜的距离随之改变,双频激光干涉仪就可以测出工作台的运动距离。

考虑到双频激光干涉仪的精度会受到环境条件的影响,为了进一步提高测量精度,必须对测量环境的某些参数(主要是温度、湿度和大气压)进行监测,从而利用误差修正技术对测量结果进行修正。实验中我们选择了分辨率为 0.1℃的水银温度计与示值为相对湿度、分辨率为 2%的干湿球湿度计;而大气压的监测工具采用了气象台站用来测量大气压的高精度游标式 DYMI 型动槽水银气压表,该表的分辨率可达 0.1Pa。

4. 瞄准定位系统

如图 3-2 所示,定位装置由电感测微仪 10、测杆座 7、测杆 9、旁向电感头 15 组成。

由于被测试样处于变化的温度场中,而精密的长度测量系统不能在变化的温度场中工作,为了避免恒温箱温度变化对测量系统及微变形系统的影响,我们设计了一套定位装置使双频激光干涉仪在恒温箱外部就可以测得恒温箱内不同温度下试件的长度。

测杆座将测杆与 X 向工作台固定在一起,恒温箱的左壁预留有一孔,可以使测杆无摩擦地通过,测杆上开有一小槽,可以放置电感测头的信号线,用于传输电感头的测量信号。例如, X 方向的长度测量我们使用两只中原量仪厂的旁向电感测头 DGC-6PG/A 来确定在同一温度场下被测点的准确位置,发出两被测点的零位信号,被测点之间的距离经过测杆传出并由箱外的双频激光干涉仪测出。

微变形运动系统位移量的大小由微变形测量系统精确测量,它们处于恒温箱外部,只受环境温度的影响;这样,置于恒温箱内的旁向电感头只起到定位的作用而并非测量,所以温度对传感器性能的影响对测量精度的影响极小。

3.3 专用夹具的研制

在本课题中主要试验对象是圆柱体和方体、球体,为实现对这些试样热变形的准确测量,还配备了三种专用夹具。

1. 圆柱体专用夹具

目前国内外材料热膨胀系数标准样件规定的都是一定尺寸的圆柱体棒件,但尺寸不一。并且国内 84 年和 99 年规定的材料热膨胀系数测量标准件尺寸差别较大,这就为夹具的适用范围提出了要求。本课题组曾经根据 GB 4339-84 标准研制出一个圆柱体专用夹具,如图 3-6 所示。该夹具可同时放置 5 个长为 80mm 的标准样棒在前后两个园档块上,其中一个园档块有弹簧支撑,当棒件热变形时,弹簧收缩,测量头只需测量出两个档块之间的距离,就得出棒件长度。但该夹具两个档块距离不可调,故对于 GB/T 4339-1999 标准规定的标准样

棒尺寸（25mm）则不适合。考虑到目前国内仍有单位使用 GB 4339-84 的标准样棒和各国标准不一致性，本课题组重新研制了适用范围更广的圆柱体专用夹具，如图 3-7 所示，其具体结构如图 3-8 图所示。

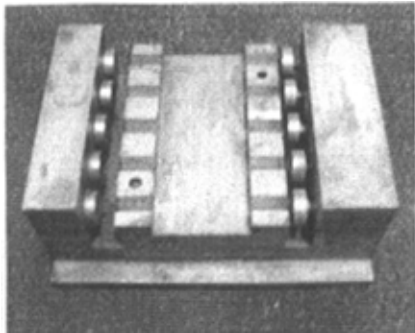


图 3-6 圆柱体专用夹具（1）

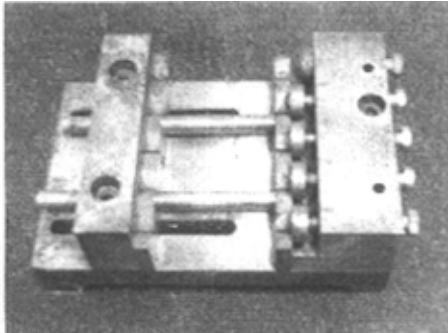
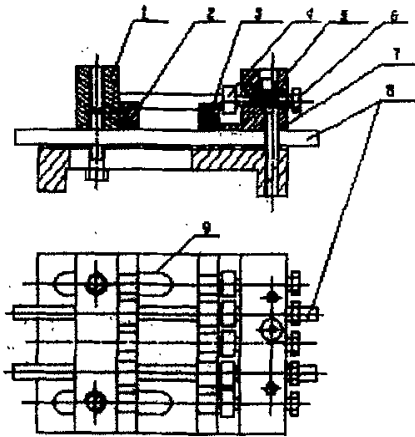


图 3-7 圆柱体专用夹具（2）

使用时是将样件放在 V 形块 2、3 上，样件两端抵住行程滑块 1 和圆形档块 4 上。当样件长度尺寸变化较大时，可沿 U 形槽 9 调节行程滑块 1 前后的距离，为保证调节后行程滑块与圆形档块平面能有一定的平面度，行程滑块 1 移动时是沿两个导柱 8 滑行。导柱与零件 1、固定块 7 以小间隙配合并保证滑动自如，保证了零件 1 和零件 7 的定位精度。样件在热变形后，将圆形档块退后，圆形档块 4 后面有弹簧支撑，故始终与样件接触，避免了因惯性等原因使得样件与圆形档块脱离现象，测量行程滑块与圆形档块距离就是实际样件长度。弹簧力大小会对测量结果产生影响，弹簧力太大会对样件产生压缩应力，使得样件变形较大，弹簧力太小有可能发生样件与圆形档块接触不良现象，也会产生误差。故弹簧力的调节有调节螺钉 6 完成，保证弹簧力达到合适的程度。



- 1、行程滑块 2、V 形块 1 3、V 形块 2
- 4、圆形档块 5、弹簧 6、调节螺钉
- 7、固定块 8、导柱 9、U 形槽

图 3-8 圆柱体专用夹具（2）装配图

圆柱体专用该夹具在试验装置工作台上的固定主要是用工作台上预先设计的固定孔，如图 3-9 所示工作台面，用螺钉将夹具同工作台连接，以可保证试验时夹具的稳定性。

该夹具可完成样件长度在 15~90mm 范围内的测量，测量范围同目前国内外专用仪器相比范围很大，具有较好的工程适用性。

2. 球体专用夹具

在研究中，对球体的测量是必不可少的，球体形状对称，常规装夹方法测量困难，我们在设计时使用上述测量思路，设计了相应的夹具，如图 3-10 球体专用夹具图所示。

该夹具使用时，是将球体放在固定平面 1 和滑动档块 2 中，滑动档块 2 由弹簧保持与球体的接触，当球体尺寸变化时，可通过移动滑动档块前后位置来给以调节，滑动档块沿滑槽 3 移动，并由螺钉 4 锁紧。并且滑动档块 2 位置的微动调节可调整弹簧 5 的弹力，以使夹具弹力保持合适力度。该夹具在工作台上的固定方式与圆柱体夹具固定方式相同。

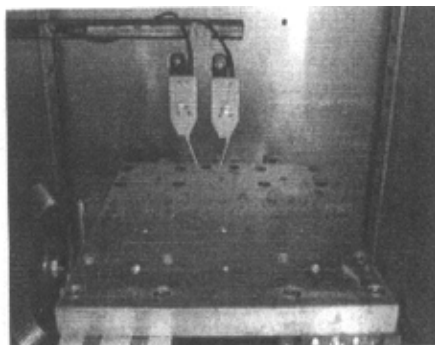
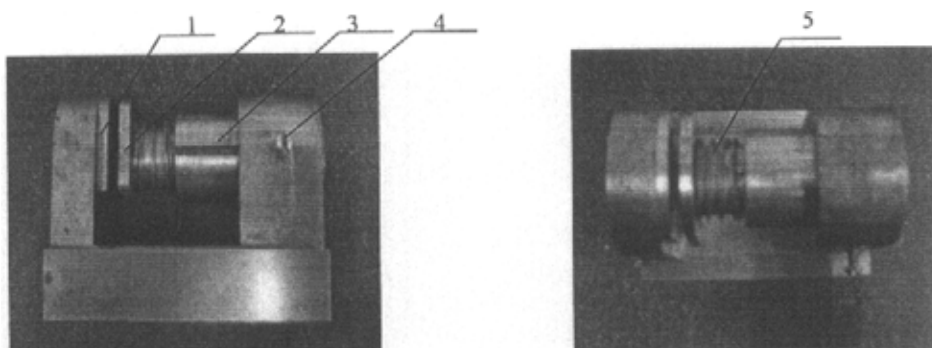


图 3-9 工作台面实物图



1、固定平面 2、滑动档块 3、滑槽 4、调节螺钉 5、弹簧

图 3-10 球体专用夹具图

3. 矩形专用夹具

矩形零件测量时主要是测量其平面变形状况，故其测量方法同上述两种有所不同，使得其夹具相对较为简单。矩形专用夹具与圆柱体专用夹具具有许多相似处，如图 3-11 所示。矩形零件测量主要是解决两个问题，一个是测量其顶部平面时，零件必须固定不动，以保证所测变形量同零件测量点的位置一致。对于此点夹具通过调整弹簧作用力大小来保证零件的固定和零件变形量的测量精度；另一个是对于不同尺寸的矩形零件，夹具仍可使用，无需重新研制。所以夹具保留了圆

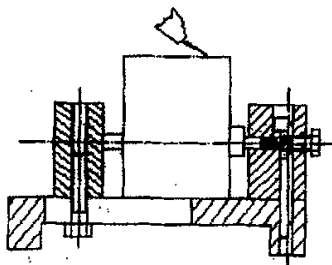


图 3-11 矩形专用夹具示意图

柱体专用夹具的特点，使用 U 形槽进行量程范围调节的功能。

3.4 高精度热变形实验装置的使用

3.4.1 对测头的整体标定

本课题组研制的高精度热变形实验装置具有精度高，适用性强的特点，但使用时需根据实验装置的特殊性，对测量的数据给以处理。本实验装置在测量棒体热变形时，是在测杆上装两个旁向电感头，如图 3-12 所示。测量时测头分别与圆柱体专用夹具中的测量行程滑块与圆形档块接触，引起电感头的微量移动，由电感测微仪显示数值来确定接触的程度。通常电感测微仪有 $3\mu\text{m}$ 、 $30\mu\text{m}$ 和 $300\mu\text{m}$ 三种范围的调档示值范围，此处测量精度选择 $3\mu\text{m}$ 范围，这样电感

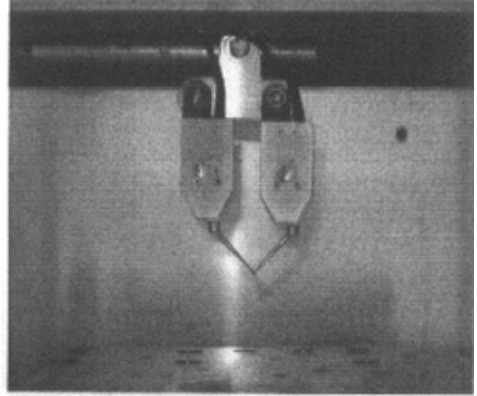


图 3-12 电感测头实物图

测微仪的每一格就显示 $0.1\mu\text{m}$ 变动量。在测量棒体热变形实验中，电感测微仪的示值是用于标定测头实际移动距离的起点和终点。测量测头左右移动距离的测量是依靠在箱体外不受温度影响的双频激光干涉仪，如图 5.2 所示，测头是连接在测杆 9 上，测杆 9 和双频激光干涉仪中的靶镜 6 一同固定在 x 向工作台 5 上，故工作台的移动距离就可直接由双频激光干涉仪精确测量。夹具测量时，考虑到零件热变形的伸缩，夹具中的圆形档块后的弹簧弹力较小，仅起到保持档块同棒体的一端始终接触的作用，这样就可真实的反应零件热变形值。但系统在测量中仍存在着需要处理的较大误差源。测头是两个旁向电感头组合使用，电感测头的温漂现象在实验中表现较为突出。且测杆较长，测量时一段分布在恒温箱内，一段分布在箱体以外，存在着较大温差，杆件变形复杂，这使得双频激光干涉仪测量值中包含着较多的误差源，可考虑直接用实验法找出误差产生规律并给以补偿。

根据国家标准在实验中采用热膨胀系数非常小的石英棒作为参照标准，在 $0\sim 50^{\circ}\text{C}$ 范围内，石英微分热膨胀系数仅为 $0.48\times 10^{-6}^{\circ}\text{C}^{-1}$ ，使用现有测量装置对其在 $0\sim 50^{\circ}\text{C}$ 范围内进行测量，每 10°C 测量一次，一次测量五个值，最后取五个值的平均值作为实际测量数据。测量条件为：湿度 50%，时间间隔 3 小时，石英棒基本长度是 80.08mm(在室温 14°C 下测量)，测量数据如下表。

表 3-1 10℃间隔实测值

温度(℃)	2.3	9.9	19	28.6	38.7	48.2
激光测量数据平均值 (mm)	36.782	36.786	36.791	36.799	36.801	36.802

对上述数值进行三次项拟合, 可得出测量系统对此石英棒热变形规律的函数式。拟合函数式为

$$L = 36.7821 - 8.5463 \times 10^{-5} t + 5.7027 \times 10^{-5} t^2 - 1.5449 \times 10^{-6} t^3 + 1.19468 \times 10^{-8} t^4$$

根据此函数式计算各温度点激光测量数据值为

表 3-2 石英棒激光测量计算值

温度(℃)	0	10	20	30	40	50
激光测量数据平均值 (mm)	36.782	36.7855	36.7927	36.7988	36.8016	36.8019

根据国标实际石英棒在 0~50℃ 范围内微分热膨胀系数规律为

表 3-3 石英棒精确热膨胀系数

温度(℃)	0	10	14	20	30	40	50
精确热膨胀系数 $\alpha (10^{-6} \text{℃}^{-1})$	0.4318	0.4573	0.4667	0.4800	0.5002	0.5183	0.53478

对其进行四次拟合得

$$\alpha_t = (0.4318 + 2.6979 \times 10^{-3} t - 1.511 \times 10^{-5} t^2 + 2.806 \times 10^{-8} t^3 + 3.7637 \times 10^{-10} t^4) \times 10^{-6}$$

石英棒在室温 14℃ 下测量长度是 80.08mm, 由式 (2-9) 知

$$L_T = L_0 \cdot e^{\int_0^T \alpha_t dt}$$

即

$$80.08 = L_0 \cdot e^{\int_0^{14} \alpha_t dt} \Rightarrow L_0 = 80.079997$$

故得出石英棒在各温度点的实际长度为

$$L_{10} = 80.079997 \times e^{\int_0^{10} \alpha_t dt} = 80.079999$$

$$L_{20} = 80.080001$$

$$L_{30} = 80.080003$$

$$L_{40} = 80.080005$$

$$L_{50} = 80.0800065$$

由上述数据可计算出实际测量系统在各温度点的差值, 如 0℃ 时的差值为

$$w_0 = 80.079997 - 36.782 = 43.297997$$

依次类推, 得

$$w_{10} = 43.294499, w_{20} = 43.2873, w_{30} = 43.281203, w_{40} = 43.278405, w_{50} = 43.278106$$

将各差值拟合成四次方函数多项式, 得

$$w_i = 43.298 + 7.084 \times 10^{-5} \times t - 5.596 \times 10^{-5} \times t^2 + 1.5154 \times 10^{-6} \times t^3 - 1.16729 \times 10^{-8} \times t^4 \quad \text{式}$$

中, w_i 就是此测量系统测量后测量值需增加的数值

3.4.2 测量中应注意的其它问题

由于本装置功能多样, 结构复杂, 在使用的过程中必须要注意到以下这些问题才能保证测量的高精度。

该装置测量直线度、平面度受温后的变化情况时, 就要将旁向测头换为轴向测头, 并改变测头的装夹方法。测量过程中, 电感测头变成了测量元件而原先的测量元件——激光干涉仪变成了整个装置中的定位系统。这种情况下, 由于测量传感器置于变化的温度场内, 所以测量精度不如测量 X 向受温变形时高。

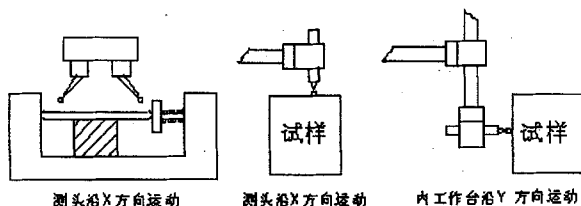


图 3-13 三种可能的装夹方式

图 3-13 就给出了实现不同功能是测头的三种装夹方式。如果在内工作台上安装一个回转工作台, 本装置就可以实现多维测量。

当引入专用夹具来辅助测量时, 将会带来新的误差源, 最常见的是由于测头的测量线和被测对象不再同一直线上而引起阿贝误差。根据阿贝误差的计算方法, 测量附件引起的阿贝误差为:

$$\delta_a = s \sin \alpha$$

其中, s 为标准量 (激光光束) 和被测量之间的距离; α 为测头在测量点处导轨的运动误差。 α 是由 X 向导轨的运动误差引起的, 但对热变形量测量结果产生影响的只是导轨的运动重复性。

由于本装置的部分测量系统和被测量同时处于变化的温度场中, 因此测量系统随温度变化的引起的不确定度分量会影响测量结果。

电感测头随着温度的变化会有两个方面的变化: 零点漂移和非线性, 这两者对不同的测量方法的影响不同。当电感测头作为瞄准元件使用时, 只有零点漂移对测量结果有影响; 当电感测头是测量元件时, 零漂和非线性都有明显的影响。我们在测量前对电感测头的零漂和非线性均进行了测量和标定。

当使用两个旁向电感测头双向瞄准时, 装夹测头的夹具会随着温度变化发生受热变形, 引起电感测头的相对位置的变化, 对于这个系统误差我们采用在 0~50℃ 区间膨胀系数温变性很小的标准石英棒比对标定后, 在测量结果中将其剔除。

测杆在测量过程中的变形主要有沿 Z 方向力变形, 和沿 X 方向的热变形。前者在测量 X 方向的热变形时可以忽略, 后者在测量 Z 方向的热变形时可以忽略。因为温度变形的迟滞性, 单次测量时可以忽略。

内工作台随着温度的变化会发生转动、倾斜和升降, 会引起被测试件和瞄准定位系统之间相对位置的变化, 因此测量时要尽量将试样放置在靠近工作台绝对中心的位置, 并且在测量回转体的热变形时每次测量都要重新调整 Y 向工作台, 寻找拐点, 进行瞄准, 可以消除其影响。

3.4.3 实验装置保温时间的确定

实验装置的保温时间同恒温箱内各零部件的温度响应程度有关, 通常算法中有给定表面热流条件的温度响应算法^[60], 即箱体内部零件 (如底板) 接受到定常热流 q'' 时零件的温度响应应为

$$T(x, \tau) = T_0 + \frac{2q''L}{\lambda} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1}}{n^2\pi^2} \cos \frac{n\pi x}{L} e^{-(n^2\pi^2 a\tau/L^2)} + \frac{q''\tau}{\rho c L} + \frac{3q''x^2 - q''L^2}{6kL} \quad (3-2)$$

式中,

T_0 —初始温度, L —平板厚度, x —平板内某一厚度, τ —时间, $a = \lambda/(\rho c)$ 称为热扩散率, λ —导热系数, ρ —材料密度, c —材料比热容。

考虑到恒温箱内热流供应是根据箱体内温度自动调节, 供应热流会发生变化, 故上述公式计算会给实际实验带来很大误差。若根据恒温箱内温度的变化来计算保温时间, 则较容易得出符合实际的保温时间。此处以恒温箱内尺寸最大的底板 (由图 3-2 所示) 可知作为研究对象来计算当恒温箱内升温后, 底板内外温差达 1% 成为薄壁件所需的保温时间, 这就相当于无限大平板在给定环境温度的边界条件下的温度响应的计算。

通常无限大平板的温度响应计算式为^{[4][60]}

$$\theta = \frac{\mu_1}{\delta(\mu_1 + \sin \mu_1 \cos \mu_1)} \left[\int_{\delta}^{\delta} F(x) \cos(\mu_1 \frac{x}{\delta}) dx \right] \cdot \cos(\mu_1 \frac{x}{\delta}) e^{-\mu_1^2 F_0} \quad (3-3)$$

式中, 平板内任一点温度用函数 $t(x, \tau)$ 表示, τ 为时间参数, 单位为秒。环境温度度为 t_{∞} = 常数。任何时刻, $\theta(x, \tau) = t(x, \tau) - t_{\infty}$; 2δ —平板厚度; x —平板内任一点位置; μ_1 —对应不同 Bi 值的参数, 可查表获得; $F(x) = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cos(\mu_n \frac{x}{\delta})$;

$$A_n = \frac{\mu_n}{\delta(\mu_n + \sin \mu_n \cos \mu_n)} \int_{\delta}^{\delta} F(x) \cos(\mu_n \frac{x}{\delta}) dx;$$

F_0 —傅立叶数, 无量纲时间。

式 (3-3) 是用于环境为常数时的状况, 考虑到恒温箱内温度是变化的,

用上述方法进行推导难度很大，不利于在工程中应用，可考虑使用数值法求解

解此问题时，假设环境温度是按阶梯式温度变化的，且每一阶梯持续时间为 γ 时。这样就可以在每一时间阶段使用式（3-3）计算平板内部温度分布状况，且前一阶段计算结果作为后一阶段的初始温度分布状况，最后在结果中给以时间阶段的误差补偿就可较好的获得平板内温度随时间变化规律，也可计算出底板内外温差达1%成为薄壁件所需的保温时间。

对此实验装置按上述方法进行保温时间计算，取箱体中最大尺寸零件，图3-2中的箱内底板为研究对象，该零件平面尺寸远大于板的厚度，故可看作无限大平板问题，该底板厚度为 $\delta=60\text{mm}$ ，导热系数 $\lambda=33\text{W/m}\cdot\text{k}$ ，密度 $\rho=7753\text{kg/m}^3$ ，比热容 $c=0.48\text{kJ/kg}\cdot\text{k}$ ，传热系数 $\beta=24\text{W/m}^2\cdot\text{k}$ ，因此，热扩散率 $a=\lambda/(\rho c)=8.87\times 10^{-6}\text{m}^2/\text{s}$ ，毕渥数 $Bi=\beta\delta/\lambda=0.0145$ ， $\mu=0.1470$ 。

取每一阶梯的时间间距为 $\gamma=60\text{s}$ ，则傅立叶数 F_0 为

$$F_0 = a\tau/\delta^2 = a\gamma/\delta^2 = 1.3305s$$

环境初始温度为 23.3°C ，在一个小时内记录环境温度变化情况，如下表所示：

表 3-4 环境温度变化

t(min)	0	1	3	4	5	6	8	12	13
T	23.3	26.3	26.6	27	28	28	28.1	28.5	28.7
t(min)	14	21	22	26	30	60			
T	28.9	29	29.1	29.2	29.2	29.3			

由于环境温度开始变化较快，后来变化较慢，所以记录温度值时，时间间隔是前密后疏的，根据表格中的数值，拟合出环境温度变化函数为：

$$g(t) = 25.4752 + 0.351t - 0.0097t^2 + 0.0001t^3$$

根据上述数值法计算得，需56分钟平板内外温差可满足为1%，为保证实际实验精度，则实际保温时间为3小时，经实验验证此段时间后箱体内温度稳定性非常高，说明箱体内外温差已达平衡。

第四章 实验装置的精度计算

前一章介绍了测量装置的设计、结构、工作原理和使用中应该注意的事项。在实验装置的设计、加工和装配工作完成之后,为了获得仪器的测量精度,我们首先对影响仪器精度的各个原因进行了全面分析,确定了影响仪器精度的各个误差源,然后再采用相关的测试手段确定各项误差分量的大小。

根据实验装置的组成结构,主要误差源可以分为五个方面:测控温系统、支持与调整系统、微变形运动和测量系统、瞄准定为系统和其它因素。下面我们分别对各个部分的误差源进行分析。

4.1 测控温系统的误差分析和测定

本套实验装置的温度控制是由广州爱斯佩克环境仪器公司的型号为 EL-04AGT 恒温恒湿箱实现的,其控温范围: $-40^{\circ}\text{C} \sim +150^{\circ}\text{C}$,控温精度达 0.2°C 。但我们所进行的实验,考虑到如果温度低于 0°C ,则金属试样和测头表面可能出现冰晶,从而影响测量的精度,甚至使得测量无法进行,所以在没有采取特殊措施的情况下,实验的温度区间多在 $0^{\circ}\text{C} \sim 50^{\circ}\text{C}$ 之间,而这一段是该种温度箱控温精度和稳定性最佳的一段。

恒温恒湿箱可以满足本实验的控温要求,但测温则是由上海电表厂生产的 7151 型数字多用表配以四线制的铂电阻温度传感器来完成。铂电阻的温度特性相对于其它热电阻的有较好的线性,但仍然有非线性误差,不同的铂电阻其电阻-温度曲线也不相同,该曲线与铂电阻的 W_{100} 值(铂电阻在 100°C 与 0°C 时的电阻值之比)或铂电阻的纯度有关系。

因此,为了进一步提高我们本实验装置的测温精度,我们对这一套铂电阻温度计进行了标定,并用分段直线拟合了电阻-温度特性曲线。

4.1.1 标定方法和结果

为了获得稳定的铂热电阻,我们把小型工业用 A 级铂电阻经 100h 的退火处理,然后在北京 304 所用一等标准铂电阻进行标定。所采用的标准器具如下:

(1) 一等标准铂电阻温度计,四线制接线方式,铂电阻的温度的年稳定性为 7.5mk ;

(2) 精密测温电路的相对误差小于 5×10^{-5} ;

(3) 恒温水槽的型号为 RTS-30,其水平、垂直方向任意两点的温度误差不超过 0.005°C 和 0.1°C ;

(4) 8 位半数字多用表测电阻,测量误差位 $5 \times 10^{-5}\%$ 。

标定时,把一级标准铂电阻与被测铂电阻同时放入水槽中,水槽的温度依次稳定于被测温度点上,一级标准铂温度计用于检测温度场的温度值及其变化情况,被标定铂电阻温度计同时测量水温,两者读数进行比对,比对结果见表

表 4-1 被测铂电阻的标定数值表

名义温度 (°C)		0	10	20	30	40	50
实测温度 (°C)		0.018	9.982	20.007	30.076	40.043	50.005
实测电阻 (Ω)	第一次测量	99.9126	103.7890	107.6900	111.5925	115.4446	119.2829
	第二次测量	99.9127	103.7880	107.6890	111.5920	115.4442	119.2830
	第三次测量	99.9126	103.7900	107.6892	111.5921	115.4441	119.2828
	第四次测量	99.9125	103.7890	107.6889	111.5918	115.4442	119.2827
	均 值	99.9126	103.7890	107.6893	111.5921	115.4443	119.2828
最大差值 (Ω)		0.0002	0.0020	0.0010	0.0007	0.0005	0.0003

根据上表的标定结果, 通过分段插值的方法在 0~50°C 之间以 10°C 为间隔建立了分段直线拟合公式, 各电阻段的温度计算公式如下:

在 99.9126 Ω ~ 103.7890 Ω 之间的温度计算公式:

$$T = 2.5704 \times (R - 99.9126) + 0.018 \text{ (°C)}$$

在 103.7890 Ω ~ 107.6893 Ω 之间的温度计算公式:

$$T = 2.5704 \times (R - 103.7890) + 9.982 \text{ (°C)}$$

在 107.6893 Ω ~ 111.5921 Ω 之间的温度计算公式:

$$T = 2.5799 \times (R - 107.6893) + 20.007 \text{ (°C)}$$

在 111.5921 Ω ~ 115.4443 Ω 之间的温度计算公式:

$$T = 2.5874 \times (R - 111.5921) + 30.076 \text{ (°C)}$$

在 115.4443 Ω ~ 119.2828 Ω 之间的温度计算公式:

$$T = 2.5953 \times (R - 115.4443) + 40.043 \text{ (°C)}$$

4.1.2 测温系统的误差估计

经过修正后的铂电阻与数字多用表配合使用, 经分析标定后的测温系统的误差主要由三部分组成: 铂电阻测温误差; 二次仪表的误差; 插值公式的误差。

(1) 铂电阻的测温误差

铂电阻的测温误差包括一级标准铂电阻误差、电桥误差、8 位半数字多用表误差、插值公式误差及标定过程的读数误差。

标定过程中的读数误差可根据标定过程中的多次读数统计得到, 根据表 000 中的测量数据, 因测量次数较少, 用极差法计算误差的标准差。表 4-1 中最大极差为 $\delta_{\max} = \pm 0.0020 \Omega$, 故采用的测温系统的测量铂电阻的标准差为:

$$\sigma_1 = \delta_{\max} / 2.06 \approx 0.0010 \Omega$$

由此引起的测温标准差为: $\sigma_{t1} = 2.5 \text{ mK}$

根据一级标准铂电阻的插值修正说明, 标准铂电阻采用插值公式后的极限

误差为 $\pm 5\text{mK}$ ，若按 3 倍标准差来计算，则插值公式引起的标准差为：

$$\sigma_{k2} = 1.67\text{mK}$$

按照规定，一级铂电阻的极限误差为 $\pm 7.5\text{mK}$ ，则标准差为：

$$\sigma_{k3} = 2.5\text{mK}$$

按规定，电桥引起的测量极限误差为： $\pm 5 \times 10^{-5}R$ ，对于本课题的测温范围为 $0^{\circ}\text{C} \sim 50^{\circ}\text{C}$ ，铂电阻小于 120Ω ，其极限误差为 $\pm 6 \times 10^{-3}\Omega$ ，引起的测温标准差为：

$$\sigma_{k4} = 5\text{mK}$$

类似的，算得数字万用表引起得标准差为：

$$\sigma_{k5} = 5\text{mK}$$

则铂电阻引起的温度测量误差得标准差为：

$$\sigma_p = \sqrt{\sigma_{k1}^2 + \sigma_{k2}^2 + \sigma_{k3}^2 + \sigma_{k4}^2 + \sigma_{k5}^2} \approx 8.08\text{mK}$$

(2) 二次仪表的测量误差

根据 7151 型数字多用表的使用说明书，其电阻档测量的极限误差为，并考虑到本课题的被测电阻值不大于 120Ω ，故二次仪表引起的电阻测量极限误差为 $\pm 0.0174\Omega$ ，相当于引起的测温极限误差为 $\pm 43.5\text{mK}$ ，则引起的测温标准差为：

$$\sigma_{\mu} = 43.5/3 \approx 14.5\text{mK}$$

(3) 插值公式引起的误差

以上的测量误差是在各测量点上得到的，由于铂的电阻—温度特性的非线性关系，在实际使用时要用相应的插值公式求取出相应的温度值，因插值公式是电阻—温度特性曲线的近似，因此按照插值公式求得的温度值是近似的，仍会引起测温误差，而且该项误差的大小与所采用的插值方法有关。

为计算方便，我们把各温度点上的电阻值近似折算到名义温度上，得到：

$$R_0 = 99.906\Omega; \text{ 及 } R_{50} = 119.281\Omega$$

如果在整个 $0^{\circ}\text{C} \sim 50^{\circ}\text{C}$ 范围内使用线性插值，则其拟合公式为：

$$R = 99.906 + 0.3875t$$

各温度点上的铂电阻检定值与用上述插值公式计算出的电阻值列于表 4-2 中。

表 4-2 线性插值与标定值的比较

实际温度 ($^{\circ}\text{C}$)	0	10	20	30	40	50
电阻测得值 (Ω)	99.906	103.796	107.686	111.562	115.428	119.281
插值计算值 (Ω)	99.906	103.781	107.656	111.531	115.406	119.281
差 值 (Ω)	0	0.015	0.030	0.031	0.022	0

由上表可知，检定点上最大插值出现在 30°C 时，折算成温度 $\Delta t = 77.5\text{mK}$ 。

为减小插值引起的误差,本课题采用了分段线性插值的方法,及每 10℃ 为一段,分别求出相应段内的插值公式。在实际测温时,根据电阻值的大小用相应的插值公式求取相应的温度值。

各插值公式求出后,用三次样条插值公式进行了验算,结果表明用分段插值公式与三次样条公式求得的温度最大偏差出现在 $t=24.9^{\circ}\text{C}$, 偏差 $t=24.9^{\circ}\text{C}$, 偏差 $\Delta t_{\max}=0.5\text{mK}$, 因此可以认为插值公式引起的误差为微小误差,可以忽略不计。

根据以上分析可估计出测温系统的测温标准差为:

$$\sigma_k = \sqrt{\sigma_p^2 + \sigma_m^2} \approx 16.60\text{mK}$$

若取误差的三倍标准差为极限误差,则测温的极限误差为:

$$\delta_k = \pm 49.8\text{mK}$$

根据上面的温差分析与估计,采用分段拟合后的测温系统的测温标准差 16.6mK, 故用该测温系统进行温度测量所引起的热变形误差约为:

$$\delta_l = \lambda \cdot L \cdot \delta_k; \quad \text{或者} \quad \sigma_l = \lambda \cdot L \cdot \sigma_k;$$

其中, L 为被测长度, λ 为被测试样的热变形系数,此处可以用材料的线膨胀系数近似代替。

4.2 微变形运动与测量系统误差

4.2.1 微变形运动系统的误差分析和测定

微变形运动系统的主要组成部件为滚珠直线导轨和工作台,即 X 向导轨,它的误差是支持与调整系统的主要误差源。在定义它的误差时,假定它作刚体运动,有 6 个自由度,即 3 个平动自由度和 3 个转动自由度。对于导轨运动而言,由于制造误差的存在,或者说由于导轨系统的不完善,任何导轨在轴向都存在定位误差,而在其余的 5 个自由度也有微量位移(线位移和角位移),即对应于刚体的 6 个自由度,每个方向的导轨都有 6 项误差。这些就是原始误差源,我们将其分为位移误差和转动误差两类,并把测量误差值记为沿该轴向位移的函数。以 X 向导轨为例,我们把 3 个位移误差函数分别记为沿轴向的线性误差 $\Delta_x(x)$ 、沿 Y 向的线性误差 $\Delta_y(x)$ 、沿 Z 向的线性误差 $\Delta_z(x)$; 把三个转动误差分别记为滚转误差 $\varepsilon_x(x)$ 、俯仰误差 $\varepsilon_y(x)$ 和偏摆误差 $\varepsilon_z(x)$ 。(注:在本论文中,对于其它方向的导轨亦同样定义。)

下面以 X 向导轨的误差分量测定为例,说明导轨各项误差的测量方法。

1. X 向导轨 Z 向线性误差 $\Delta_z(x)$ 的测定

X 向导轨沿 Z 轴方向线性误差测量原理如图 4-1 所示。把轴向电感测头固定在导轨上，将“00”级标准直角尺如图固定于工作台上，并使起工作面为理想直线。当导轨移动时，电感测头也在角尺的工作面上移动，则 X 向导轨沿 Z 向线性运动误差将有电感测头测出。

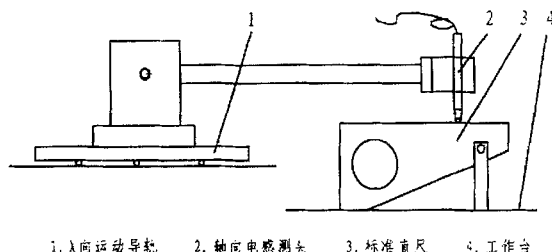


图 4-1 X 向导轨的 Z 向线性误差测量示意图

为了减小基准误差的影响，可以使用转位法进行测量，对 X 向导轨的线性误差测量两次。第二次测量时将标准直尺和测头同时翻转 180 度。则第一次测量时，直尺 3 的直线度误差 $P_1(x)$ ，导轨 1 的线性误差位 $M_1(x)$ ，那么电感测头 2 的示值

$$R_1(x) = -M_1(x) + P_1(x)$$

这里 $R_1(x)$ 、 $M_1(x)$ 、 $P_1(x)$ 均为导轨位移 x 的函数。标准直尺凸起使 $R_1(x)$ 增大，导轨 1 向上运动使 $R_1(x)$ 减小，故在 $M_1(x)$ 前冠以负号。类似的，可以得到第二次测量时：

$$R_2(x) = M_2(x) + P_2(x)$$

则，只要两次测量时标准直尺没有 X 向错位，可以认为 $P_1(x) = P_2(x)$ 。由此可得 X 向导轨在 Z 向的线性误差

$$\Delta_z(x) = \frac{M_1(x) + M_2(x)}{2} = \frac{R_1(x) - R_2(x)}{2}$$

从而消除基准误差对测量结果的影响。

经测定，该项误差经修正后的残余误差为 0.05 μ m。

2. X 向导轨绕 Y 轴俯仰误差 $\varepsilon_y(x)$ 的测定

测量俯仰角的常用仪器有角度激光干涉仪、自准直光管和电子水平仪。我们选用最简单的电子水平仪来测量该项误差。测量时将电子水平仪置于 X 向工作台 5 上（参见第三章 实验装置示意图）导轨的上导轨板，用其测量 X 向导轨在 Y 轴方向的俯仰。测量时，X 向导轨每移动 10mm 测量一点，并记录各个测量点的水平仪读数。显然，微动工作台底座 4 倾斜时也会引起水平仪示值的变化。因此，为了消除这种影响，我们采用差动测量，一台水平仪放在 X 向工作台 5 上，另一台则放在微动工作台底座 4 上，两台水平仪的示值之差即是 X 向导轨的俯仰误差 $\varepsilon_y(x)$ 。

3. X 向导轨绕 Z 轴偏摆误差 $\varepsilon_z(x)$ 的测定

与俯仰角相似, 偏摆误差通常也用角度激光干涉仪和自准直光管。我们选用自准直光管测量这项误差。其测量原理如图 4-2 所示。

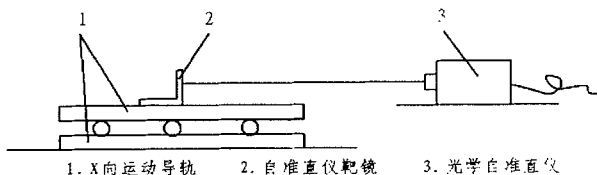


图 4-2 X 向导轨 Z 轴的摆动误差测量示意图

这项运动误差

将影响水平面内的热变形测量精度。测量时, 将光学自准直仪的靶镜放置于被测导轨的中心线上, 并使自准直光管瞄准靶镜, 每隔 10mm 取一测量点, 进行多次测量。

它对测量的影响, 同该导轨绕 Y 轴的摆动误差一样, 主要时由该方向的导轨运动重复性误差引起的, 导轨的长周期误差可忽略不计。

4. X 向导轨绕 X 轴滚转误差 $\varepsilon_x(x)$ 的测定

电子水平仪可以测量任何绕水平轴的转动, 因此它也能用来测量水平轴的滚转误差 $\varepsilon_x(x)$ 。测量时, 也和测量俯仰一样, 一台水平仪放在测量机的滑座上, 另一台放在基座上, 两台水平仪示值之差给出 $\varepsilon_x(x)$ 。

5. 没有提到的两项误差, $\Delta_x(x)$ 是导轨 X 向定位误差, 该项误差在精度评定中和旁向电感测头的瞄准定位误差难以分离, 所以合成一项瞄准定位误差参与误差评定; $\Delta_y(x)$ 即 X 项导轨在 Y 轴方向上的线性误差, 测量方法和 $\Delta_x(x)$ 基本相同, 不再赘述。

X 向导轨绕 X 轴的滚转误差 $\Delta_x(x)$ 主要影响垂直方向热变形的测量, 对水平方向的热变形测量的影响为二次误差, 可以忽略不计。

微变形的运动系统误差, 主要由 X 向导轨的运动重复性误差造成的, 包括 X 向导轨绕 Y 轴俯仰误差 $\varepsilon_y(x)$ 、X 向导轨绕 Z 轴摆动误差 $\varepsilon_z(x)$ 。假设电感测头的测量线与激光光束的中心的垂直距离为 H, 水平距离为 L, X 向导轨绕 Y 轴、Z 轴的摆动误差分别为 $\varepsilon_y(x)$ 、 $\varepsilon_z(x)$, 则会分别引起 $\sigma_H = H \cdot \varepsilon_y(x)$ 和 $\sigma_L = L \cdot \varepsilon_z(x)$ 的阿贝误差。

4.2.2 测量元件的误差

系统采用的成都工具研究所型号为 MJS5C-1 的双频激光干涉仪, 在 20℃ 的室内进行长度测量, 所引起的极限测量误差为: $\delta_l = (0.02 + 0.10 \cdot L) \mu\text{m}$, 其中 L

为测量距离，单位为 m。由于激光干涉仪引起的测量误差服从正态分布，所以它引起的测量误差为：

$$\sigma = \left| \frac{\delta_i}{3} \right| = \frac{(0.02 + 0.10L)}{3} \mu m$$

4.3 支持与调整系统的误差分析和测定

支持与调整系统的带来的测量误差主要是由工作台导轨的运动误差引起的。由于内工作台的 Y、Z 向和 X 向导轨一样，也是直线滚动导轨，因此就导轨本身也各有 6 项误差，分别为 Y 轴向定位误差 $\Delta_y(y)$ 、沿 X 向的线性误差 $\Delta_x(y)$ 、沿 Z 向的线性误差 $\Delta_z(y)$ 、滚转误差 $\varepsilon_y(y)$ 、俯仰误差 $\varepsilon_x(y)$ 和偏摆误差 $\varepsilon_z(y)$ ；

相应的，Z 向导轨的 6 项误差为： $\Delta_z(z)$ 、 $\Delta_x(z)$ 、 $\Delta_y(z)$ 、 $\varepsilon_z(z)$ 、 $\varepsilon_x(z)$ 和 $\varepsilon_y(z)$ 。

除了 $\varepsilon_z(z)$ 外，其余的误差测定方法和 X 向导轨基本相似，值得指出的是内工作台导轨（Y 向和 Z 向导轨）置于恒温恒湿箱内部，它们的误差会随着温度变化而变化，所以应该在变温的条件下测量。

下面说明一下较为难以测量的 $\varepsilon_z(z)$ 的测量方法。如右图所示，在 Y 向工作台上固定一垂直金属杆 6，并在垂直杆上安装接长杆 5，在它的两端装两个电感测微仪 3 和 8，电感测头距离垂直杆 6 分别为 $L/2$ ，在箱内底板上放置两角尺 4 和 7。当 Z 向导轨上下运动时，电感测头 3 与 8 的示值分别为

$$R_3(z) = \delta_y(z) - \frac{L}{2} \varepsilon_z(z)$$

$$R_8(z) = \delta_y(z) + \frac{L}{2} \varepsilon_z(z)$$

两式相减得

$$\varepsilon_z(z) = \frac{R_8(z) - R_3(z)}{L}$$

即测得 Z 向导轨滚转误差。

由于该实验装置可以实现多种热变形测量功能，因此，评定精度时应根据具体情况具体分析。以 Y 向导轨为例，误差 $\Delta_y(y)$ 、 $\Delta_x(y)$ 、 $\Delta_z(y)$ 、 $\varepsilon_y(y)$ 、 $\varepsilon_x(y)$ 、 $\varepsilon_z(y)$ 对于不同的测量任务，对测量结果精度的影响模式也不同。比如，在测量

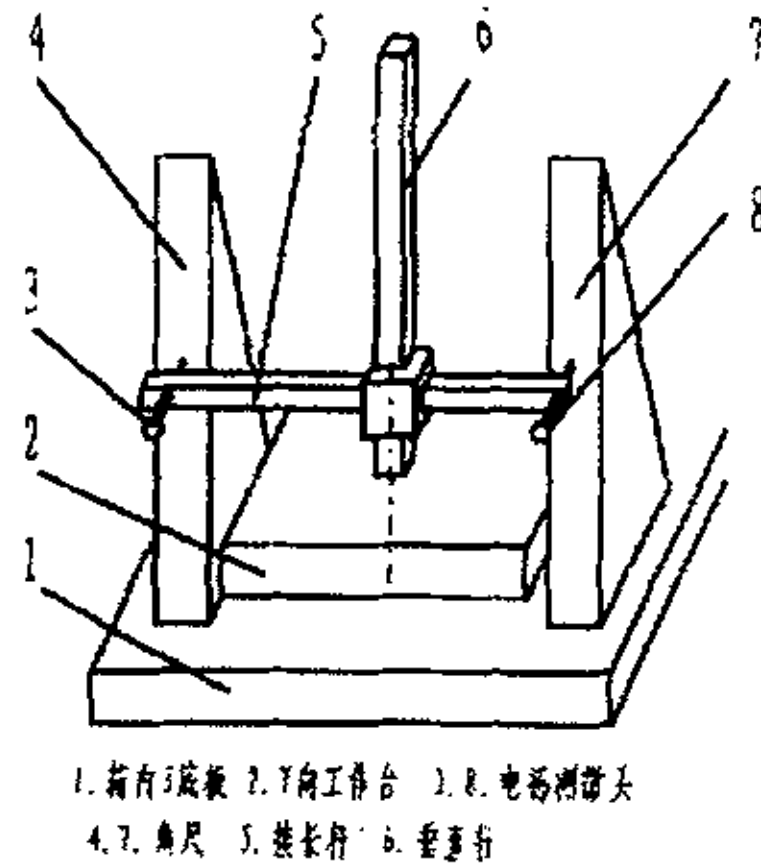


图 4-3 Z 向导轨滚转误差测量原理

圆环内径时, Y 向导轨主要是起定位的作用, 因而这些误差对测量结果的影响均可以忽略不计。同样的, Z 向导轨的三项误差(X 向的线性误差、绕 X 轴摆动、绕 Z 轴) 对不同的测量任务也有不同的影响。

4.4 瞄准定位系统误差

在测量水平方向(即沿 X 轴方向)尺寸的热变形时, 尽管定位装置不指示读数, 但它是测量系统的瞄准装置, 其所确定的点的位置准确与否将影响到测量精度, 它所引起的误差会直接引入测量结果中。我们认为, 瞄准定位系统的误差主要有: 电感测微仪的测量误差, 瞄准定位系统的误差是指电感测头的定位误差, 电感测头作为定位瞄准的传感器, 它与电箱引起的瞄准误差将直接带入测量结果, 经测定为该因素引起的测量误差分量为

$$\sigma_1 = 0.08 \mu\text{m}$$

另外, 测头金属球的热变形、旁向电感头的零漂、测头夹具的变形修正后残余误差, 综合影响引起的测量误差分量经多次测量为

$$\sigma_2 = 0.05 \mu\text{m}$$

在该实验装置中, 当测量任务需要时, 瞄准定位分系统会和微变形测量分系统相互转变, 那时, 电感测头就是测量元件。例如, 当测量直线度等垂直方向(即 Y 方向)的热变形时, 采用了中原量仪厂的 DGC-8ZG/A 型轴向测头, 它就是测量元件, 相应于上述两项的误差会直接带入测量结果。

4.5 其它误差因素引起的误差

1. 夹具引起的误差

根据前面分析, 对于不同的测量对象和测量任务, 需要安装不同的测量附件。由于附件的引入, 将会产生新的误差源。根据课题的实验内容, 我们所采用的测量附件主要包括球体专用夹具、圆柱件测量专用夹具和方体测量夹具见第三章图(3-6)、(3-7)、(3-10)。

显然, 球体测量专用夹具和圆柱件测量专用夹具会由于测量线和被测量不在同一条直线上, 违反了测量的阿贝原则, 导致了阿贝误差。

根据阿贝误差的计算方法, 测量附件引起的阿贝误差 δ_a 为:

$$\delta_a = s \cdot \sin \delta_d$$

其中, s 为测头运动线和测量线之间的距离;

δ_d 为测头在测量点处导轨的运动误差。

该项误差与被测对象的形状和尺寸有关, δ_d 是由 X 向导轨运动误差引起的, 但对热变形量的影响仅与导轨的运动重复性误差有关。

2. 机器震动引起的误差

在测量过程中, 恒温恒湿箱是连续工作的。恒温恒湿箱中的压缩机和风扇造成工作台、X 向导轨附及测长系统等的震动, 使电感测微仪的指针抖动。尽

管我们采取了相应的隔振措施，电感测微仪的指针仍有轻微的抖动，这将引起瞄准定位读数的误差。根据我们观察电感测微仪的指针抖动的振幅在 $0.08\mu\text{m}$ ，所以振动引起的极限误差为：

$$\delta_v = \pm 0.04\mu\text{m}$$

3. 操作者位置引起的误差

在实验中我们发现，实验人员站立位置的变化，会导致电感测微仪的指针摆动，这将引起电感测微仪的示值误差。通过反复观察统计发现，实验员处于不同位置引起的指针摆动在 $0.15\mu\text{m}$ 左右，可以复现。引起，在测量过程中应避免人员走动，同时使用墨笔标出实验员进行瞄准定位读数时双脚位置，以后每次读数时均站在标明的位置。因此，实验人员引起的极限误差为：

$$\delta_p = \pm 0.08\mu\text{m}$$

上述各项误差是影响实验装置精度的主要因素，但这些因素对不同的测量对象和测量任务会产生不同的影响。因此，在确定测量结果的不确定度时，应该根据测量对象和测量任务的具体情况具体分析，以更加准确地评估测量结果的不确定度。

4.6 实验结果精度计算

由于本装置可以测量各种几何形体的机械零件的热变形，对于不同形状的被测对象，测量方法会有所差异，各误差源对测量结果影响也不同，测量时必须针对具体的测量对象进行分析计算。下面就以测量圆环内径为例来分析各部分产生的误差及其对测量结果的影响。

4.6.1 圆环内径

测量圆环内径时，首先将试样固定于工作台上，并将测温铂电阻固定于试样得恰当位置；设定恒温箱温度，两小时后进行测量；测量时先让任一端的旁向电感头接触到圆环内径，然后通过缓慢调节 Y 向调节手轮寻找拐点，确定拐点后，调节 X 向手轮使旁向电感头的读数为零，此时激光干涉仪清零，向另一侧运动 X 向导轨并缓慢调整 X 向手轮直至另一侧旁向电感示值为零，记下读数并加上 w_1 即为圆环内径。对测量结果进行精度评定如下：

1. 测控温系统

本装置中的恒温恒湿箱控温的稳定性很高，因此影响测量结果的主要是测温误差。本装置温度测量的标准不确定度为 $\sigma_k = 16.63\text{mk}$ ，则该系统带来的测量标准不确定度

$$u_1 = L \times \lambda \times \sigma_k$$

式中 L 为被测长度， λ 为被测试样的热变形系数，此处可用测量结果来代替。

2. 支持与调整系统

内工作台的 Y 向、Z 向导轨置于恒温箱内部，虽然误差项较多，且会随着温度的变化而改变，但一般情况下，这两个方向的导轨主要起支承、调整和定位的作用，单次测量过程中一般不予调整，故导轨在各个方向的运动误差对测量结果影响不大。每次测量前都要重新寻找拐点，工作台自身随温度的变化对温度的影响可以忽略。

3. 微变形与测量系统

微变形的运动系统误差，主要由 X 向导轨的运动重复性误差造成的，包括 X 向导轨绕 Y 轴摆动误差 $\varepsilon_y(x)$ 、X 向导轨绕 Z 轴摆动误差 $\varepsilon_z(x)$ 。假设电感测头的测量线与激光光束的中心的垂直距离为 H，水平距离为 L，X 向导轨绕 Y 轴、Z 轴的摆动误差分别为 $\varepsilon_y(x)$ 、 $\varepsilon_z(x)$ ，则会分别引起 $\sigma_H = H \cdot \varepsilon_y(x)$ 和 $\sigma_L = L \cdot \varepsilon_z(x)$ 的阿贝误差，经过多次测量中，由此引起的标准不确定度分量分别为

$$u_2 = 0.08 \mu\text{m}$$

$$u_3 = 0.13 \mu\text{m}$$

系统采用的成都工具研究所型号为 MJS5C-1 的双频激光干涉仪，在 20℃ 的室内进行长度测量，所引起的极限测量误差为： $\delta_i = (0.02 + 0.10 \cdot L) \mu\text{m}$ ，其中 L 为测量距离，单位为 m。由于激光干涉仪引起的测量误差服从正态分布，所以它引起的测量标准不确定度分量为

$$u_4 = \left| \frac{\delta_i}{\sqrt{3}} \right| = \frac{(0.02 + 0.10L)}{3} \mu\text{m}$$

4. 瞄准定位系统

瞄准定位系统的误差是指电感测头的定位误差 σ_p ，电感测头作为定位瞄准的传感器，它与电箱引起的瞄准误差将直接带入测量结果，经测定为该因素引起的测量标准不确定度分量为

$$u_5 = 0.08 \mu\text{m}$$

测头金属球的热变形、旁向电感头的零漂、测头夹具的变形修正后残余误差，综合影响引起的测量标准不确定度分量经多次测量为

$$u_6 = 0.05 \mu\text{m}$$

5. 其它因素

机械震动、实验人员走动引起的测量标准不确定度，经测定分别为

$$u_7 = 0.04 \mu\text{m}$$

$$u_8 = 0.08 \mu\text{m}$$

综合上述各种因素的影响，测量内径为 80mm 的钢质圆环，取 $\lambda = 11.6 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ ，则合成标准测量不确定度为

$$u = \sqrt{2(u_1^2 + u_2^2 + u_3^2 + u_4^2 + u_5^2 + u_6^2 + u_7^2 + u_8^2)} + u_4^2 \approx 0.28 \mu\text{m}$$

4.6.2 方体平面度

我们知道，在形状误差的测量中常用被测量和理想要素比较的检测原则，根据实验装置的结构，可以选择外工作台移动比较法。以边长 100mm 的方体表

面测量为例，具体测量方法如下：

1. 选择 X 向导轨的 100mm 工作区间，尽可能的选择导轨运动误差较小的区间；

2. 在 20℃ 时，（见图 4-1 测量 X 向导轨 Z 向线性误差的方法），并调整标准直尺，使得在工作区间 0mm 和 100mm 处，电感测微仪的示值为零，然后利用激光干涉仪和 X 向微动调节精确定位，从 0mm 处开始每 5mm 记录电感测微仪的示值，直至 100mm 处，并重复 5 次；

3. 取下标准直尺，将方体固定在内工作台上的恰当位置；

4. 设定恒温恒湿箱温度，保温 5 小时后，调整内工作台，使得在步骤 2 中的 0mm 和 100mm 处，电感测微仪的示值为零，然后从 0mm 处开始每 5mm 记录电感测微仪的示值，直至 100mm 处，并重复 5 次；

5. 重新设定恒温恒湿箱温度，保温 5 小时后，重复步骤 4 测量；

值得指出的是整个过程中激光干涉仪不清零，由于实验室中环境严格控制，激光干涉仪零漂很小，一般小于 0.1μm，我们在后面的数据处理和精度评定中将由此产生的误差忽略。计算方体平面度变形量时，方体的数据减去标准直尺的数据。同时，由于 X 向导轨处在恒温恒湿箱外，因此可以认为在变温的过程中 X 向导轨运动误差没有变化，从而同样可以用方体的在各点的测得值减去直尺在相应点的测得值。这种方法的好处是 X 向导轨的运动误差不会带到测量结果中去，对测量结果有影响的只是导轨在这段区间内的运动重复性误差。

根据以上测量原理及方法，对方体表面任一直线的直线度测量主要存在以下几个主要误差源：

1. X 向导轨俯仰误差 $\varepsilon_y(x)$ 的影响

由于 X 向导轨的摆动误差的重复性误差会通过测杆放大，对测量结果存在较大的影响。其对结果有影响的标准不确定度分量为：

$$u_1 = l \times 10^3 \times \sin\left(\frac{\varepsilon_y}{3600}\right) = 500 \times 10^3 \times \sin\left(\frac{0.15}{3600}\right) \mu\text{m} = 0.36 \mu\text{m}$$

其中 l 为测杆的长度为 500mm， ε_y 为 $\varepsilon_y(x)$ 在该区间内的重复性误差 0.15″；

2. X 向导轨偏摆误差 $\varepsilon_z(x)$ 对测量结果的影响

由测量原理可知，只有当：被测量沿 Y 方向有不平度 或者 被测量与导轨平面不平行的时候，偏摆误差才会对测量结果造成影响，对不平度可以在加工精度上加以控制，使其在偏离量 $\pm 20\mu\text{m}$ 的范围内为 $\pm 0.1\mu\text{m}$ 。

因此，X 导轨向偏摆误差 $\varepsilon_z(x)$ 可以引起的测头在 Y 向移动线值距离为：

$$\Delta Y = l \times 10^3 \times \sin\left(\frac{\varepsilon_z(x)}{3600}\right) = 500 \times 10^3 \times \sin\left(\frac{2.19}{3600}\right) = 5.31 \mu\text{m}$$

当被测量与 X 向导轨不平行度为 α 时（本实验中为 0.5° ），由此引起的直线度误差对测量结果产生的不确定度分量为：

$$u_2 = \Delta Y \times \tan \alpha = 5.31 \times \tan 0.5 = 0.05 \mu\text{m}$$

另外，由于表面 Y 向不平度造成的不确定度分量应由被测量表面的加工状况

决定，本课题组的为

$$u_3 = 0.1 \mu\text{m}$$

3. 由 X 向导轨的滚转误差 $\varepsilon_x(x)$ 的影响

X 向导轨的滚转误差的重复性同样会对测量结果产生影响，记该项误差的重复性误差为 ε_x ，设测杆到电感测头距离为 l ，则由此引起的测量不确定度分量为：

$$\begin{aligned} u_4 &= l \times 10^3 \times (1 - \cos \varepsilon_x) \\ &= 500 \times 10^3 \times \left[1 - \cos\left(\frac{0.3}{3600}\right) \right] \approx 0 \mu\text{m} \end{aligned}$$

4. 电感测头的测量误差的影响

$$u_5 = 0.1 \mu\text{m}$$

5. 电感测头温度特性误差的影响

电感测头处于变化的温度场中，由于电感测头直接用于测量，其温度特性将引起测量误差。经测定，由其引起的不确定度分量为：

$$u_6 = 0.2 \mu\text{m}$$

通过以上分析，测量 100mm 边长的方体平面内任一直线的直线度的测量结果的标准不确定度为：

$$u = \sqrt{u_1^2 + u_2^2 + u_3^2 + u_4^2 + u_5^2 + u_6^2} = \sqrt{0.36^2 + 0.05^2 + 0.1^2 + 0 + 0.1^2 + 0.2^2} \mu\text{m}$$

可得： $u = 0.44 \mu\text{m}$ 。

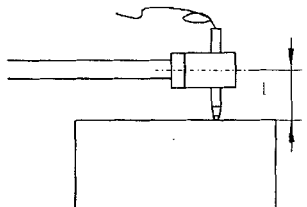


图 4-4 测头装夹示意图

第五章 材料热膨胀系数实验结果分析

5.1 概述

本课题在实验时对材料进行了一定的选择,主要是针对工程常用材料选择了 25 种材料作为研究对象,台湾成功大学也申请“国科会”专题立项,研究热变形误差与应用问题,其中与我校合作研究精密工程中常用材料的精确热膨胀系数,为未来提出两岸统一使用的精确材料热膨胀系数标准奠定基础。为加强合作,台湾成功大学提供了 16 种在台湾常用的精密机械材料,每种材料都是由同长度不同直径的圆柱体样件组成。本课题组选用的材料尺寸按国标 GB/T 4339-1999 规定的长 25mm,直径为的圆柱体样件,而台湾成功大学选用的材料是按 GB4339-84 规定的长为 90mm,直径分别为 $\phi 5$ 、 $\phi 7$ 、 $\phi 9$ 、 $\phi 12$ mm 的圆柱体样件。本课题组选用的各材料牌号是按我国国家标准规定,台湾成功大学提供的材料牌号是按美、日等国家标准规定,即双方提供的材料在成份组成上存在差异,这就给建立海峡两岸统一的机械常用材料精确热膨胀系数标准带来了困难。考虑到材料的差异,本章分别对本课题组选用的 25 种材料和台湾成功大学提供的 16 种材料进行了实验,并给以理论分析。实验条件为湿度 70%,时间间隔 3 小时,温度区间为 $0^{\circ}\text{C} \sim 50^{\circ}\text{C}$ 。

5.2 本校试件的实验结果

本课题组选用的 25 种材料通过实验得到微分热膨胀系数表达式如表 5-1 所示。

表 5-1 本课题组选用材料热膨胀系数多项式

序号	材料	$\alpha_t(10^{-6}/^{\circ}\text{C})$
1	LD10	$21.3614+0.0067 \times t+0.00013 \times t^2-0.000002 \times t^3$
2	T10A	$10.9208+0.0021 \times t+0.00006 \times t^2-0.0000007 \times t^3$
3	40Cr	$10.8597+0.0019 \times t+0.00003 \times t^2-0.00000037 \times t^3$
4	H62	$20.2106+0.007 \times t-0.00003 \times t^2+0.0000006 \times t^3$
5	45	$11.35968+0.0033 \times t-0.000026 \times t^2+0.0000005 \times t^3$
6	20CrMo	$11.0495+0.005 \times t-0.00008 \times t^2+0.000001 \times t^3$
7	DT3	$11.2495+0.0002 \times t+0.00011 \times t^2-0.000001 \times t^3$
8	3J53	$7.73068+0.0019 \times t+0.00008 \times t^2-0.00000087 \times t^3$
9	LD8	$21.4194+0.0034 \times t-0.00002 \times t^2+0.0000002 \times t^3$

10	ZL101A	$21.1687+0.0035 \times t-0.000003 \times t^2+0.0000002 \times t^3$
11	L4	$23.9812+0.0033 \times t+0.000019 \times t^2-0.0000003 \times t^3$
12	LD10	$22.0897+0.0019 \times t+0.000002 \times t^2-0.00000037 \times t^3$
13	GCr15	$13.65+0.0045 \times t-0.000069 \times t^2+0.0000009 \times t^3$
14	Qbe1.9	$16.6603+0.0027 \times t+0.000003 \times t^2-0.00000046 \times t^3$
15	T12A	$11.3206+0.00317 \times t-0.000004 \times t^2+0.0000007 \times t^3$
16	LF21	$23.0087+0.0025 \times t-0.000003 \times t^2+0.0000002 \times t^3$
17	1Cr13	$10.7086+0.003714 \times t-0.000014 \times t^2$
18	LY12	$21.78+0.0036 \times t-0.000006 \times t^2+0.000001 \times t^3$
19	00Cr17M14Mo 2	$10.1403+0.0027 \times t+0.000003 \times t^2-0.0000005 \times t^3$
20	T8	$11.5894+0.0018 \times t+0.000048 \times t^2-0.0000007 \times t^3$
21	65Mn	$10.7506+0.0028 \times t+0.000005 \times t^2-0.0000001 \times t^3$
22	W18Cr4V	$10.35+0.0029 \times t-0.000005 \times t^2+0.0000003 \times t^3$
23	25GrMoVA	$9.8389+0.0038 \times t-0.000003 \times t^2+0.0000004 \times t^3$
24	GrMn	$9.92+0.003 \times t-0.000001 \times t^2+0.0000001 \times t^3$
25	Q235	$9.5098+0.0035 \times t-0.000004 \times t^2+0.0000006 \times t^3$

本校所选材料均按 GB/T 4339-1999 规定试件尺寸规格加工, 没有提供多种尺寸试件, 故不能计算其理论值, 在此主要是测出目前精密机械工程领域常用材料精确热膨胀系数多项式, 便于为今后制定统一的海峡两岸精密机械常用材料精确热膨胀系数标准打下基础。

5.3 台湾试件的实验结果

台湾成功大学 16 种材料 64 件样棒通过实验得到微分热膨胀系数表达式如表 5-2 所示。

表 5-2 台湾成功大学选用材料的热膨胀系数多项式

序号	材料	$\alpha_t (10^{-6} / ^\circ\text{C})$
1	6061(Φ 5mm)	$23.2894+0.005165 \times t+0.0000015 \times t^2+0.00000007 \times t^3$
	6061(Φ 7mm)	$23.1080+0.005377 \times t+0.000009 \times t^2-0.00000048 \times t^3$
	6061(Φ 9mm)	$23.0173+0.0038396 \times t+0.000092 \times t^2-0.0000014 \times t^3$
	6061(Φ 12mm)	$22.9588+0.0059 \times t-0.000066 \times t^2+0.0000011 \times t^3$
2	6063(Φ 5mm)	$23.7403+0.00275 \times t-0.0000114 \times t^2+0.0000002 \times t^3$
	6063(Φ 7mm)	$23.71904+0.003707 \times t-0.000075 \times t^2+0.00000098 \times t^3$

	6063(Φ 9mm)	$23.710579+0.001089 \times t+0.000063 \times t^2-0.0000007 \times t^3$
	6063(Φ 12mm)	$23.680076+0.001711 \times t+0.000054 \times t^2-0.0000007 \times t^3$
3	SUJ2(Φ 5mm)	$13.0107+0.000419 \times t+0.000049 \times t^2+0.0000016 \times t^3$
	SUJ2(Φ 7mm)	$12.93033+0.002592 \times t+0.000005 \times t^2+0.0000001 \times t^3$
	SUJ2(Φ 9mm)	$12.87003+0.00368 \times t+0.000001 \times t^2-0.0000001 \times t^3$
	SUJ2(Φ 12mm)	$12.78998+0.005096 \times t-0.000022 \times t^2+0.0000007 \times t^3$
4	SNCM220(Φ 5mm)	$12.63898+0.00227 \times t-0.000014 \times t^2+0.0000013 \times t^3$
	SNCM220(Φ 7mm)	$12.5719+0.0012865 \times t+0.000008 \times t^2-0.0000002 \times t^3$
	SNCM220(Φ 9mm)	$12.51036+0.00214 \times t+0.000052 \times t^2-0.0000001 \times t^3$
	SNCM220(Φ 12mm)	$12.4601+0.0011 \times t+0.000008 \times t^2-0.0000004 \times t^3$
5	SK2(Φ 5mm)	$11.34852+0.002446 \times t-0.000025 \times t^2+0.0000017 \times t^3$
	SK2(Φ 7mm)	$11.27905+0.00294 \times t+0.0000099 \times t^2+0.00000086 \times t^3$
	SK2(Φ 9mm)	$11.208697+0.00161 \times t+0.0000915 \times t^2-0.0000003 \times t^3$
	SK2(Φ 12mm)	$11.09925+0.00238 \times t+0.00007 \times t^2-0.0000003 \times t^3$
6	FC200(Φ 5mm)	$10.761515+0.000282 \times t+0.000105 \times t^2-0.0000005 \times t^3$
	FC200(Φ 7mm)	$10.70948+0.0028 \times t+0.000035 \times t^2-0.0000001 \times t^3$
	FC200(Φ 9mm)	$10.6505+0.0023 \times t+0.000029 \times t^2+0.0000003 \times t^3$
	FC200(Φ 12mm)	$10.6208+0.0024 \times t+0.00002 \times t^2+0.0000004 \times t^3$
7	SKD61(Φ 5mm)	$10.0399+0.002158 \times t+0.000077 \times t^2-0.0000008 \times t^3$
	SKD61(Φ 7mm)	$10.0097+0.00268 \times t+0.000024 \times t^2+0.0000001 \times t^3$
	SKD61(Φ 9mm)	$9.97972+0.001456 \times t+0.000052 \times t^2-0.00000002 \times t^3$
	SKD61(Φ 12mm)	$9.95059+0.001259 \times t+0.00004 \times t^2-0.00000002 \times t^3$
8	SCM440(Φ 5mm)	$11.8503+0.00266 \times t+0.000003 \times t^2+0.0000007 \times t^3$
	SCM440(Φ 7mm)	$11.78016+0.00153 \times t+0.00013 \times t^2-0.000001 \times t^3$
	SCM440(Φ 9mm)	$11.72979+0.001487 \times t+0.00005 \times t^2-0.00000003 \times t^3$
	SCM440(Φ 12mm)	$11.6818+0.00109 \times t+0.00012 \times t^2-0.0000012 \times t^3$
9	SUS420(Φ 5mm)	$10.35307-0.00119 \times t+0.000205 \times t^2-0.0000015 \times t^3$
	SUS420(Φ 7mm)	$10.31143+0.000147 \times t+0.000118 \times t^2-0.0000006 \times t^3$
	SUS420(Φ 9mm)	$10.24149+0.00016 \times t+0.000117 \times t^2-0.0000006 \times t^3$
	SUS420(Φ 12mm)	$10.19168+0.00172 \times t+0.000045 \times t^2+0.00000009 \times t^3$
10	SUS303(Φ 5mm)	$14.20067+0.00118 \times t+0.000042 \times t^2+0.0000002 \times t^3$
	SUS303(Φ 7mm)	$14.12005+0.00123 \times t+0.00007 \times t^2-0.00000046 \times t^3$
	SUS303(Φ 9mm)	$14.0902+0.00113 \times t+0.00008 \times t^2-0.00000078 \times t^3$
	SUS303(Φ 12mm)	$14.01955+0.00285 \times t+0.000008 \times t^2+0.0000002 \times t^3$
11	SCM415(Φ 5mm)	$11.74981+0.00173 \times t+0.000037 \times t^2-0.00000015 \times t^3$

	SCM415(φ 7mm)	$11.7103+0.00164 \times t+0.000011 \times t^2+0.0000004 \times t^3$
	SCM415(φ 9mm)	$11.65117+0.00075 \times t+0.000074 \times t^2-0.00000035 \times t^3$
	SCM415(φ 12mm)	$11.60939+0.001866 \times t+0.000028 \times t^2+0.0000002 \times t^3$
12	SNCM439 (φ 5mm)	$12.5413+0.003274 \times t+0.000011 \times t^2+0.0000003 \times t^3$
	SNCM439 (φ 7mm)	$12.49098+0.00227 \times t+0.00003 \times t^2+0.0000002 \times t^3$
	SNCM439 (φ 9mm)	$12.4194+0.00337 \times t-0.000045 \times t^2+0.0000014 \times t^3$
	SNCM439 (φ 12mm)	$12.34948+0.00096 \times t+0.000124 \times t^2-0.00000086 \times t^3$
13	SKD11 (φ 5mm)	$10.62021+0.001047 \times t+0.000087 \times t^2-0.00000048 \times t^3$
	SKD11 (φ 7mm)	$10.52047+0.00261 \times t+0.000012 \times t^2+0.00000038 \times t^3$
	SKD11 (φ 9mm)	$10.44041+0.00089 \times t+0.000096 \times t^2-0.0000006 \times t^3$
	SKD11 (φ 12mm)	$10.3507+0.000718 \times t+0.000105 \times t^2-0.0000006 \times t^3$
14	砲铜(φ 5mm)	$17.15055+0.00224 \times t+0.00004 \times t^2+0.0000002 \times t^3$
	砲铜(φ 7mm)	$17.01959+0.00263 \times t+0.000049 \times t^2-0.0000002 \times t^3$
	砲铜(φ 9mm)	$16.94937+0.00246 \times t+0.000086 \times t^2-0.0000007 \times t^3$
	砲铜(φ 12mm)	$16.76065+0.00265 \times t+0.000008 \times t^2+0.0000005 \times t^3$
15	黄铜(φ 5mm)	$19.11023+0.00165 \times t+0.0000074 \times t^2+0.0000008 \times t^3$
	黄铜(φ 7mm)	$18.93023+0.00094 \times t+0.000086 \times t^2-0.00000025 \times t^3$
	黄铜(φ 9mm)	$18.8208+0.00225 \times t+0.000044 \times t^2-0.00000002 \times t^3$
	黄铜(φ 12mm)	$18.71122+0.0008 \times t+0.000069 \times t^2-0.0000003 \times t^3$
16	磷青铜(φ 5mm)	$17.33031+0.002719 \times t+0.0000065 \times t^2+0.0000005 \times t^3$
	磷青铜(φ 7mm)	$17.15067+0.00276 \times t+0.0000025 \times t^2+0.0000005 \times t^3$
	磷青铜(φ 9mm)	$17.02099+0.00071 \times t+0.00008 \times t^2-0.0000003 \times t^3$
	磷青铜(φ 12mm)	$16.9412+0.00066 \times t+0.00008 \times t^2-0.00000037 \times t^3$

每一种材料不同尺寸试件所测出的材料热膨胀系数值不一样，可以很明显的看出零件形体尺寸对材料热膨胀系数的影响。为进一步进行理论分析，我们按本课题组的理论研究成果，对上述材料计算，得出各材料精确热膨胀系数值，如表 5-3 所示。

表 5-3 台湾成功大学选用材料的精确热膨胀系数多项式

序号	材料	$\alpha_t (10^{-6} / ^\circ\text{C})$
1	6061	$23.7323+0.01467 \times t-0.000296 \times t^2+0.0000027 \times t^3$
2	6063	$23.7983+0.00274 \times t+0.0000011 \times t^2-0.00000001 \times t^3$
3	SUJ2	$13.50865+0.00896 \times t-0.000023 \times t^2+0.00000009 \times t^3$
4	SNCM220	$13.13206+0.006 \times t+0.000012 \times t^2-0.00000009 \times t^3$
5	SK2	$11.56802+0.00705 \times t-0.00003 \times t^2+0.000001 \times t^3$

6	FC200	$11.16056+0.00167 \times t+0.000117 \times t^2-0.000001 \times t^3$
7	SKD61	$10.45976+0.00255 \times t+0.000005 \times t^2-0.0000003 \times t^3$
8	SCM440	$12.1500+0.00212 \times t+0.000104 \times t^2-0.0000008 \times t^3$
9	SUS420	$10.62087+0.00217 \times t+0.000043 \times t^2+0.0000002 \times t^3$
10	SUS303	$14.57976+0.00255 \times t+0.000055 \times t^2-0.0000003 \times t^3$
11	SCM415	$12.0804+0.00272 \times t+0.000006 \times t^2+0.00000046 \times t^3$
12	SNM439	$12.91063+0.00184 \times t+0.0001 \times t^2-0.0000009 \times t^3$
13	SKD11	$10.93532-0.00127 \times t+0.000265 \times t^2-0.000002 \times t^3$
14	砲铜	$17.46056+0.00212 \times t+0.000071 \times t^2-0.0000002 \times t^3$
15	黄铜	$19.44000+0.0015 \times t+0.00005 \times t^2$
16	磷青铜	$17.72119+0.001837 \times t+0.000069 \times t^2-0.0000003 \times t^3$

表 5-3 值与表 5-2 值比较发现表 5-3 值偏大, 究其原因是表 5-2 值包含零件形体因素的影响。

5.4 实验数据比较分析

上述表中所列出的材料热膨胀系数多项式随材料尺寸大小发生变化, 通常是材料样件尺寸越小, 测量出的热膨胀系数值越接近真值材料热膨胀系数。

另外上述所测材料热膨胀系数值同各种手册所查同材料的数值略有差异。原因有二, 一是所测各样件材料成份有差异, 不能完全统一, 材料化学成份含量的不同造成材料热膨胀系数的变化; 二是所测样件标准不统一, 如 GB4339-84 同 GB/T 4339-1999 所颁布的样件尺寸就有较大差别, 新国标所选样件尺寸有缩小的趋势, 根据本课题研究知, 形状尺寸对材料热膨胀系数的影响是不容忽视的, 形体中任何一个尺寸的热变形皆与形体其它尺寸有关联, 即存在形体尺寸热变形的相关性, 任一尺寸的热变形均是形体其他相关尺寸的函数, 且为非线性关系, 二者原因综合影响了测量数据的变化。以表 5-1 中材料与成功大学提供的相似材料相比, 如黄铜, 本课题组测量的数值略大于台湾成功大学提供的黄铜测量值, 如表 5-4 所示。

表 5-4 相似材料不同形体参数的微分热膨胀系数

成功大学	黄铜(Φ 5mm, 长 90mm)	$19.11023+0.00165 \times t+0.0000074 \times t^2+0.0000008 \times t^3$
	黄铜(Φ 7mm, 长 90mm)	$18.93023+0.00094 \times t+0.000086 \times t^2-0.00000025 \times t^3$
	黄铜(Φ 9mm, 长 90mm)	$18.8208+0.00225 \times t+0.000044 \times t^2-0.00000002 \times t^3$
	黄铜(Φ 12mm, 长 90mm)	$18.71122+0.0008 \times t+0.000069 \times t^2-0.0000003 \times t^3$
本校	黄铜(Φ 4mm, 长 25mm)	$20.2106+0.007 \times t-0.00003 \times t^2+0.0000006 \times t^3$

除材料成份有所影响外,本课题组所提供的样件尺寸较小(30×φ4mm),故测量出的小尺寸黄铜数值略大于大尺寸黄铜的热膨胀系数值。根据GB4339-84中认为:在长度方向上,若样件过短将导致测量灵敏度降低;若长于120mm,则由于炉子的温度梯度,导致样件的轴向温差超过20℃,在直径方向上如果截面过小,会使杆件受到实验应力过大,以致产生蠕变或弹性应变等现象影响测量精度。成功大学选用的材料尺寸偏大,使得材料热变形增值幅度相对小尺寸热变形增长幅度降低,且产生蠕变或弹性应变等现象的可能性较大,所以本校选用的材料更能反映材料热膨胀系数真值。总之,在测量材料热膨胀系数时,选择合理尺寸的样件是获得正确数值的前提。

5.5 数据处理方法的改进

由微分热膨胀系数计算公式

$$\alpha_T = \frac{1}{L_i} \lim_{T_2 \rightarrow T_1} \frac{(L_2 - L_1)}{(T_2 - T_1)} = (dL/dT)/L_i (T_1 < T_i < T_2)$$

α_T —— 温度为 T_i 时的热膨胀系数;

L_i —— 试件在温度为 T_i 时的长度;

L_2 —— 试件在温度为 T_2 时的长度;

L_1 —— 试件在温度为 T_1 时的长度;

可见 α_T 和 L_i 的测量值以及试件热膨胀长度同温度的微分有关。实际标定时,通过实验获得几个采样点的数据,再对其进行数据拟合,得出被测件在一定温度范围内的长度随温度变化的函数多项式 $L=f(T)$,然后代入上式计算确定 α_T 值,即

$$\alpha_T = (dL/dT)/L_i = (df(T)/dT)/f(T)$$

故高质量的 $L=f(T)$ 拟合曲线是提高材料微分热膨胀系数测量精度的关键。传统零件热膨胀量曲线拟合是先每隔一定温度间隔 ΔT ,测量零件长度,再对各长度值分散点进行拟合。拟合法较多,常用的是最小二乘法。最小二乘法原理是测量结果的最可信赖值在残余误差平方和为最小的条件下求出,该法能充分减小随机误差的影响,因而结果也最有可信度。最小二乘法的拟合精度与采样点数有关,采样点越多,精度就越高。但由于热变形实验过程中,每个温度点测量前都要根据被测件的形状和大小给予相当长的保温时间,以获得均匀稳定的温度场,所以采样点过多会造成实验周期长,并且实验过程中的不确定因素随着实验周期变长而相应地增加,结果是耗费大量时间而不能达到预期的效果。

实验中我们对传统方法作如下改进。首先在一定温度范围内,进行等温度

间隔采样，然后在采样点之间进行插值，最后将插值点同采样点作为一个整体序列，进行数据拟合。虽然拟合时使用了插值计算值，带入了插值误差的二次误差影响，但相对于使用原测量点直接进行拟合，精度提高了，且实验工作量大幅下降，实验周期缩短，实验过程中不确定因素的影响减少。

下面以对聚四氟乙烯试件的实验标定为例加以说明：

聚四氟乙烯试件为棒体，长 50mm，直径 10mm，标定温度范围为 0~60℃。实验时，每隔 5℃为一个采样点，每点测量五次，取平均值，实验数据表 5-5。从表 5-5 中每隔一个采样点取出一个采样点测量值，即为间隔 10℃采样的实验数据，见表 5-6。表 5-7 为在表 5-6 基础上，在温度点 5.3、15.3、25.3、35.4、45.5、55.3℃时进行三次样条插值后和表 2 的测量值构成的新序列。为便于比较，本文中以表 5-5 为真值进行计算比较。

表 5-5 5℃间隔实测值

T (℃)	0.5	5.3	10.2	15.3	20	25.3	30.5
L(mm)	49.8578	49.8722	49.8887	49.9189	49.9389	49.9339	49.9515
T (℃)	35.4	40.2	45.5	50.3	55.3	60.5	
L(mm)	49.9622	49.9882	50.0097	50.0350	50.0673	50.0942	

表 5-6 10℃间隔实测值

T (℃)	0.5	10.2	20	30.5	40.2	50.3	60.5
L(mm)	49.8578	49.8887	49.9389	49.9515	49.9882	50.0350	50.0942

表 5-7 插值后组成的新序列

T (℃)	0.5	5.3	10.2	15.3	20	25.3	30.5
L(mm)	49.8578	49.85502	49.8887	49.93500	49.9389	49.96055	49.9515
T (℃)	35.4	40.2	45.5	50.3	55.3	60.5	
L(mm)	49.96412	49.9882	50.01328	50.0350	50.06051	50.0942	

在进行曲线拟合时通常使用下列指标来评判拟合效果：

$$\text{残余平方和: } Q = \sum_{i=1}^N (y_i - \hat{y}_i)^2$$

$$\text{残余标准差: } \sigma = \sqrt{\frac{Q}{N-4}}$$

$$\text{相关指数: } R^2 = 1 - \frac{Q}{\sum_{i=1}^N (y_i - \bar{y}_i)^2}$$

其中: \bar{y}_i ——实际测量值, \bar{y}_i ——回归值 (或称拟合值)。

指标 Q 、 σ 越小, R^2 越大拟合的效果越好。对表 5-5、5-6、5-7 中的数据进行拟合后计算上述三项指标, 结果如表 5-8 所示:

由表中数据可见, 对间隔 10°C 测量值插值后拟合的效果明显优于直接拟合, 接近使用间隔 5°C 测量值直接拟合的效果。因此这种对数据改进处理的方法可以提高热变形实验的效率和精度, 具有较高的实用性。

表 5-8 拟合结果评判

数据组数 评判项目	间隔 5°C 测量值	间隔 10°C 测量值	间隔 10°C 优化值
Q	0.00056	0.00064	0.0006
σ	0.0080	0.0084	0.0081
R^2	0.9911	0.9895	0.9907

5.6 内工作台绝对零点的确定

如图 3-2 所示的实验装置, 显然温度箱内温度变化会引起热变形实验装置的温度箱中各部件的热变形。由于内工作台结构上并非完全对称, 各部分之间的配合间隙总会有些差异, 造成各部分装配的预紧力也不尽相同, 因而内工作台受温后发

生平动的同时也会微小地转动。考虑到本实验装置的使用方法, 工作台的微小平动对测量结果的影响可以忽略, 而转动则会对测量结果产生较大

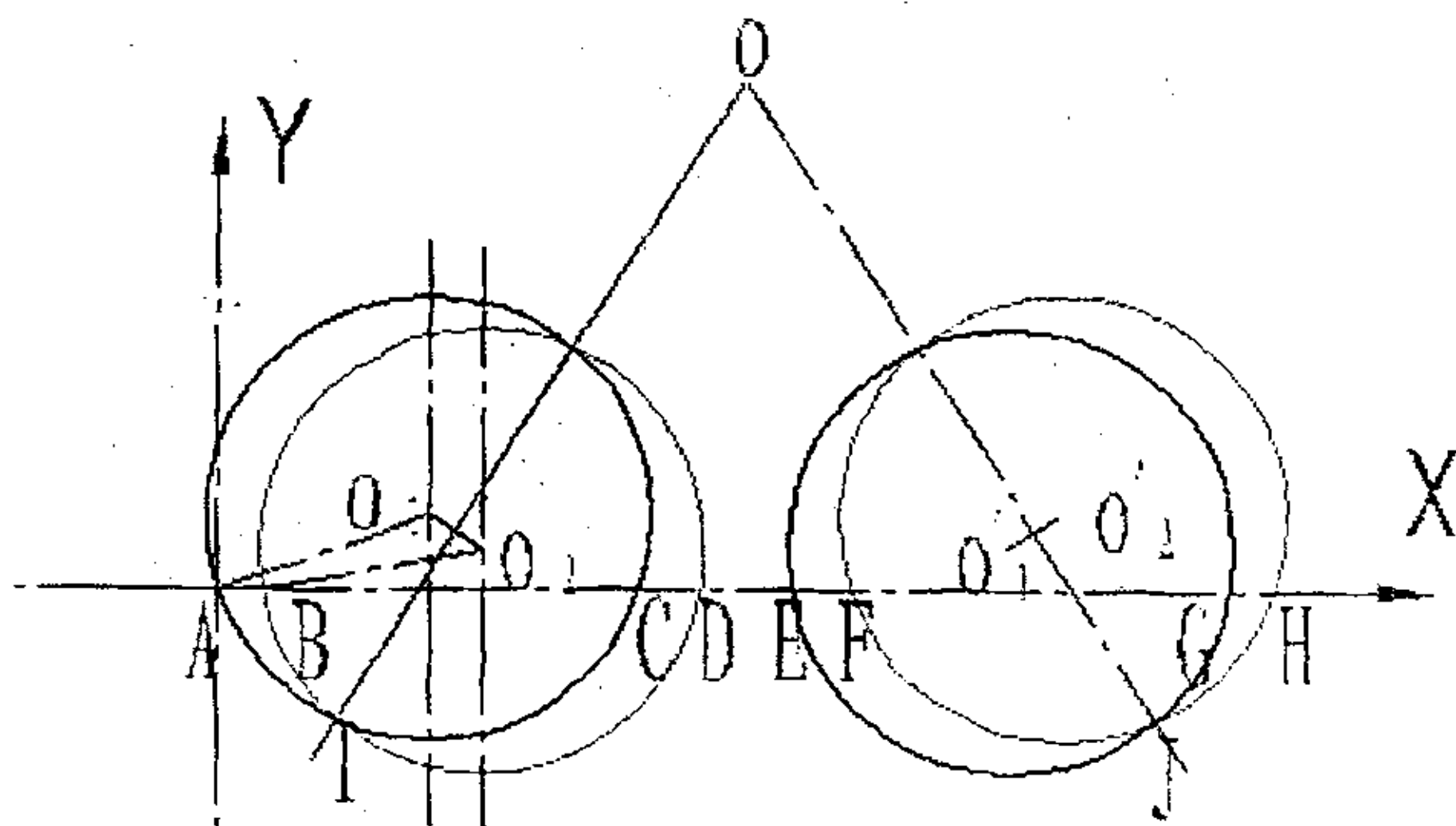


图 5-1 确定绝对零点原理

影响。显然，将被测件固定于工作台转动中心的位置（简称工作台绝对零点）是减小这种影响的有效方法。所以问题的关键在于如何确定绝对零点的位置。

实验时，取一个设计内径为 100mm 的圆环，通过用三维高精度多功能热变形实验装置精确测得该圆环在 5℃ 内径 d_1 和 45℃ 的内径 d_2 。由于该实验装置每次测量圆环内径时是都要调整 Y 向调整手轮（见图 3-2 中 11），寻找拐点进而测出圆环内径，因此 d_1 、 d_2 不受工作台转动的影响。确定零点时，如图 5-1 所示：AD 为测量线，5℃ 时将圆环固定在内工作台上，测得弦 AC 的长度，利用已知的 d_1 ，可确定此时圆心位置 O_1 ；当升温至 45℃ 后，由于内工作台受温发生微小转动，此时在同一条测量线上测出弦 BD 的长，利用已知的 d_2 得到此时的圆心 O_2 ，连接 $O_1 O_2$ 并作 $O_1 O_2$ 垂直平分线 OI 。值得指出的是，双频激光干涉仪从 A 点清零读数后，不再清零，用以读出 B 点相对 A 点的位置。改变圆环的初始位置，重复上述过程得到另一圆心的垂直平分线 OJ ， OI 、 OJ 的交点即为所要寻找的零点。

表 5-9 内径实测值

温度℃	5.12	44.99
测得值 d	99.9867(d_1)	100.0309(d_2)

为了放便于测量，实际测量时将圆环固定在偏离工作台中心尽量远的位置，实验实际测得原理图中各点坐标：

表 5-10 各点坐标实测值

图 2 对应点	A	B	C	D	E	F	G	H
X 坐标	0	0.08311	34.20580	34.29144	99.98656	100.11394	134.13731	134.26551

对上述测量值进行简单的数学运算可得到：

在如图 5-1 所建立的坐标系中，零点的坐标为：(98.82477, 150.69859)，进一步计算得出工作台受温从 5℃ 升高至 45℃ 时为止，绕零点共计逆时针旋转 0.04°。

例如当 100mm 长测量杆件时，测头装夹方式如图 5-2 所示，假设专用夹具将杆件装夹在距离 100mm 的位置上，由工作台受温发生微小旋转给测量结果带来的误差为 0.025um。对于测量精度为 ±0.3um 的高精度测量装置来说，虽然该项误差影响较

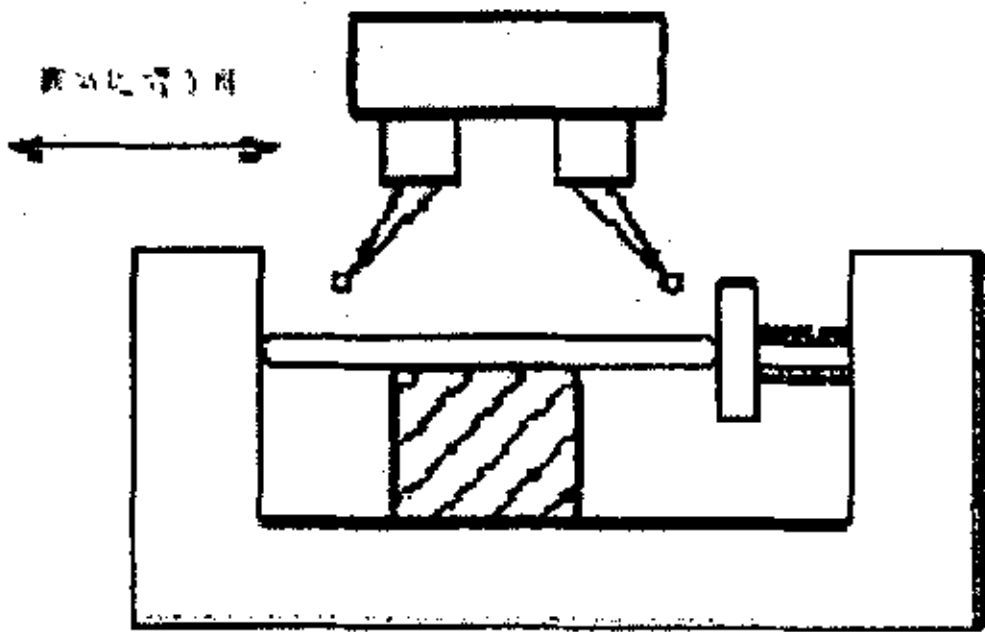


图 5-2 测头装夹方法

小，但也是不容忽视的。消除此项误差对测量结果的影响，一方面可以使测量线尽量靠近零点；另一方面可以采用误差修正技术。由于当工作台位置确定后，这项误差为稳定的系统误差，因此可以基本完全修正，修正后的误差均为二次或三次误差，可以忽略。

第六章 总结与展望

6.1 总结

本文在国家自然科学基金“机械配合热变形误差的基础理论与应用技术研究”(项目编号:50075023)和台湾科学技术委员会项目“精密机械常用零件受热膨胀特性及最佳热配合设计基础研究”(项目编号:NSC89-2212-E-006-196)的支持下,研究了零部件的热变形规律,并对确定精确的材料热物性参数——精确热膨胀系数作了理论和实验研究,主要工作和成果如下:

1. 高精度三维热变形实验装置的研制

研制成功了国内唯一的高精度三维热变形实验装置——均匀温度场高精度实验装置,实验装置的恒温箱为微机控制,容积为 $820 \times 528 \times 850 \text{mm}^3$ 。箱内装有三维微动工作台,试件热变形由高精度电感测头准确定位,并用双频激光干涉仪组成的测量系统测量,其主要技术指标是:测温不确定度为 0.02°C ,微变形测量不确定度小于 $\pm 0.5 \mu\text{m}$ 。可对多种形体,多种尺寸的零件进行均匀温度场热变形测量,为顺利完成材料形体热变形规律的理论研究打下了良好的实验基础。实验装置极大的提高了测量精度和测量适用范围,特别是在测量材料热膨胀系数方面,不再受棒体的长度、直径的限制。为保证对典型零件的热变形实验效果,本文针对性的研制了圆柱体、方体、球体等零件的专用夹具,并在研制时扩展了夹具的使用功能,使得实验装置适应性更强。该实验装置的研制成功为进一步在本方向的研究给予了设备保障。

2. 完成本校和成功大学试件热膨胀系数测定工作

根据对热膨胀系数的理论研究成果,进一步研究了常用材料的精确膨胀系数,对本校选用的精密机械工程中常用的25种材料和台湾成功大学提供的16种(每种有4件尺寸不同的样件,共64件)材料的热膨胀系数变化规律进行了测定,给出了实用数表,并对其实验数据进行了分析比较,得出了材料精确热膨胀系数的主要结论,为今后进一步研究海峡两岸统一的材料精确热膨胀系数标准提供了良好依据。

3. 总结了材料热膨胀系数非一致性的原因

针对各种手册和工具书上提供的材料热膨胀系数一致性较差的实际,系统分析了造成这种差异的各种因素和这些因素对材料热膨胀系数的影响机理,指出定义的差异、化学成分的差异、测量方法的差异、加工方法的差异和形体尺寸差异是造成材料热膨胀系数的主要原因,为工程实际中选择更加合适的热膨

胀系数进而更好地修正热误差提供有价值的参考。

6.2 展望

总结本文所作的工作及本系列项目现有的研究成果，结合目前国内外研究状况，该方向的研究仍具有较大潜力，但研究的方法、对象、理论都有待于进一步扩展，今后的研究工作应着重于以下几点：

1. 材料热膨胀系数在各国或国内由于多方面的原因，手册给出的数值存在着一定的差别，这给工程应用带来诸多不便。统计各相关资料，统一测量标准，给出材料精确热膨胀系数值仍将是长期而艰辛的工作。

2. 为获得材料精确热膨胀系数，必须进一步对几何形体热变形影响理论深入研究。理论上考虑从微观和宏观两个角度入手，微观上以统计力学和固体力学作为理论研究手段对其进行探究；宏观上依据实验建立几何形体表面约束力同几何尺寸关系及温度等因素的数学模型。同时考虑其它因素的影响，如残余应力、温度变化时零部件内部部分区域可能发生的弹塑性变形的影响等。所以解决此问题时需掌握更为扎实的弹塑性理论、误差分析、固体物理等多方面的知识结构。

3. 该方向的研究对实验设备要求较高，不断的研制新的高精度且较少受温度影响的测量设备。考虑到进一步研究的对象是复杂的形体，故对各方位的测量有了要求，所以在现有的实验装置的基础上，研发高精度大量程的四维热变形装置是必要的。

参考文献

- [1] 聂恒敬, 费业泰, 精密机械零件形状影响热变形行为的研究, 中国机械工程, No.4, 1992
- [2] 童忠钊, 机械制造也的发展趋势即对策, 机电工程, No.3, 1989
- [3] Fei Yetai, Meng Chao, Research on Intelligent Quality Control of Manufacturing Cell, International Symposium On Intelligent Systems and Advanced Manufacturing, USA, 1995
- [4] 梁允奇, 机械制造中的传热与热变形基础, 机械工业出版社, 1982
- [5] Moore, 机械精度基础, 机械工业出版社, 1984
- [6] A.V.Push, Predication or Thermal Displacements in Spindle Units, Sov. Eng. Res. V5 n5May 1985.
- [7] J. Bryan, International Status of Thermal Error Research, CIRP Annals, 1990.
- [8] P.A.Mekeown the Role of Precision Engineering in Manufacturing of the Future. CIRP Annals, 1987
- [9] K. H. Breyer and H. G. Pressel. 为提高三坐标测量机的温度稳定性铺路, 译自 Qualität und Zuverlässigkeit, 1991, 36 (1)
- [10] J.Liao, K.J.Stout, L.Blunt and R.Aston "Evaluating the Effect of Temperature Variation on the Stability of A Coordinate Measuring Machine-An Adaptable Multi-Point Method. ISMT II'96, Sep. 1996.
- [11] 袁哲俊, 王先逵主编, 精密和超精密加工技术, 机械工业出版社, 2002年1月, 103-106
- [12] (美) Y.S.杜洛金, 奚同根 王梅华 编译, 固体热物理性质导论—理论与测量, 中国计量出版社, 1987
- [13] Moore, 机械精度基础, 机械工业出版社, 1984
- [14] 谭真, 郭广文, 工程合金热物性, 冶金工业出版社, 1994
- [15] 胡鹏浩, 非均匀温度场中机械零部件热变形的理论及应用研究, 合肥工业大学博士论文, 2001
- [16] 杨庆东, 陈炎, 欧共体对机床热变形的研究, 制造技术与机床, 2007, (7), 19-20
- [17] J.Bryan. International Status of Thermal Error Research. Keynote Paper Annals of the CIRP, 1990, 39(2): 645-656
- [18] M.weck, U.herbst. Compensation of Thermal Errors in Machine Tools with Minimum Number of Temperature Probes Based on Neural Network. Proceedings of the ASME, 1998, 64
- [19] Qingdong Yang etc. Linear regression and Neural Net Models Applied to

- Thermal Error Compensation in Machine Tools. European Journal of Mechanical and Environmental Engineering. 1999,9
- [20]W.D.Drothing "Thermal Expansion of Nickel to 2300K" Thermal Expansion 7
- [21]M.J.French "On the Minimum Volume of Material in Temperature Compensating Devices" Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers, Vol.208 C2, 1994.
- [22]Xu Chengfa, Zhoubenlian, "An Experimental Study on the Dynamic Process of Thermal Expansion of Thin Foils" Thermal Expansion 8
- [23]Zhu Quanhong, Gao Chenyu, Study on Compensation Model of Thermal Deformation of Machining Tools, 5thICPR, England.
- [24]Daniel Debra, Liquid Temperature Control for Precision Tools, CIRP Annals, 1990.
- [25]Sata, Improvement of Working Accuracy on NC Lathe by Compensation for the Thermal Expansion of Tool CIRP Annals, 1988.
- [26]D.T.Gethen and M.K.I. El-Deli, thermal Behavior Of A Twin Agroove Bearing Under Varying Loading Direction, 1990.
- [27]J. Thusty and G. F. Mutch, Testing and Evaluation Thermal Deformation of Machining Tools, Proc. MTDR Conf. 14,1973
- [28]Moriwaki, Thermal Deformation and Its On-Line Compensation of Hydrosbtically Supported Precision Spindle, Ann. CIRP 37,1988.
- [29]Shuhe Li, Yiqun Zhang and Guoxing Zhang, A Study of Pre-Compensation for Thermal Errors of NC Machine Tools, Int. J. Msch. Tools Manufact. Vol.37, No. 12, 1997.
- [30]Weck M,McKeown P.,Bonse R,et al,Reduction and Compensation of Thermal Error in Machine Tools.Annals of CIRP,1995,44(2)
- [31]Chi-hao Lo, Jingxia Yuan and Jun Ni, An Application of real-time Compensation on Turning Center, Int. J. Msch. Tools Manufact. Vol.35, No. 12, 1995.
- [32]J. Mou, A Systematic Approach to Enhance Machine Tool Accuracy for Precision Manufacturing, Int. J. Msch. Tools Manufact. Vol.37, No.5, 1997.
- [33]Fei Yetai, Huang Qiangxian, The Calculation Problems of the Temperature Affection on Instrument and Measurement Accuracy, ISMT II, 96'Sep.30~ Oct.3, 1996, Hayama
- [34]V. Krishna Rao, and V. T. Deshpande, Thermal Expansion and Chemical Bound Thermal Expansion 6.
- [35]L. Boyer, An Analysis of Thermal Expansion and Melting in Alkali Halides,

Thermal Expansion7.

- [36]Zhou Zhulin, Analysis of Thermal Expansion Coefficient for Fiber Reinforced Composites, Proceedings of the 1st ASIAN Thermophysical Properties Conference, Apr.1986, Beijing.
- [37]Ya.A.Kraftmakher, Modulation Method for Studying Thermal Expansion, Thermal Expansion 7
- [38]Paul Wagner, Thermophysical properties :Some Expansion in Research , Development and Application ,Thermal Expansion 6
- [39]V.Tiwary, K.P.Sarabhai, and B.P.Adil, A Simple Dilatometer Technique for Phase Transition Study in Crystals, Thermal Expansion7.
- [40]V.Gupta, et al, Thermal Mechanical Modeling of The Rolling of A Locomotive Wheel, Journal of Engineering for Industry, Vol.117, Aug.1995, p.418-22.
- [41]陈子辰, 热模态理论和机床热态精度控制策略研究, 博士学位论文, 浙江大学, 1989, 9
- [42]Huang Qiangxian, Fei Yetai, Huang Qisheng, The Theoretical Analysis and Research of Thermal Deformation Error in Measuring and Testing Technique, 6th ISMQC IMEKO Symposium, Vienna, Sep. 1998, Vienna, Austria.
- [43]Huang Qiangxian, Fei Yetai, Huang Qisheng, A New Accurate Calculation Method of Mechanical Part's Thermal Deformation in Precision Measurement, ISMT II'98, Miskolc-Lillafrured, Hungary, Sep.1998.
- [44]Huang Qiangxian, Fei Yetai, Analysis of Influences of Mechanical Part's Thermal Deformation on Precision Machining, Proceedings of China-Japan Bilateral Symposium on Advanced Manufacturing Engineering Press of University of Science and Technology of China, Oct.1998.
- [45]侯镇冰, 固体热传导, 上海科技出版社, 1984
- [46]费业泰, 陈晓怀, 论精密测试中温度误差的现代研究分析, 仪器仪表学报, Vol.14, No.4, 1993.
- [47]卢荣胜、费业泰, 材料线膨胀系数的科学定义及应用, 应用科学学报, 第14卷第3期, 1996,9
- [48]费业泰, 国家自然科学基金资助项目《误差修正技术中零件材料精确膨胀系数实验研究》研究报告, 1995.12
- [49]金属材料热膨胀特性参数的测定, 中华人民共和国国家标准, GB4339-1999.
- [50]林瑞泰, 热传导理论与方法, 天津大学出版社, 1992
- [51]张洪济, 热传导, 高等教育出版社, 1992
- [52]M.N.奥齐西克著, 俞昌铭主译, 高等教育出版社, 1983
- [53]费业泰、罗战, 精密技术中热变形误差影响的基本问题, 纳米技术与精密

- 工程Voll, No.1, p79~84, 2003年12月
- [54]方俊心、陆栋, 固体物理学, 上海: 上海科学技术出版社, 1980
- [55]苗恩铭, 费业泰, 轴类切削件时效处理后变形量数学建模的研究, 农业机械学报, 2004, 35 (4), 2004, 148-150
- [56][美]C.基泰尔, 固体物理学导论, 科学出版社, 1979
- [57]Standard Test Method for Linear Thermal Expansion of Rigid Solids with Interferometry, ASTM, Designation:E289-99
- [58]Bestimmung des mittleren thermischen Längen- ausdehnungskoeffizienten, DIN ISO 7991:1998-02
- [59]金属材料热膨胀特性参数测量方法, 中华人民共和国国家标准, GB4339-84
- [60]杨世铭, 传热学, 人民教育出版社, 1980
- [61]费业泰, 误差理论与数据处理, 机械工业出版社, 1994

攻读硕士学位期间发表的论文和成果

- [1] 孟勇、苗恩铭、费业泰，新型三维高精度多功能热变形试验装置研制，工具技术，2005 年第 1 期
- [2] 孟勇、苗恩铭、费业泰，提高热变形实验精度的两种方法，黑龙江科技学院学报，2005 年第 1 期
- [3] 孟勇，材料热膨胀系数非一致性的原因，黑龙江科技学院学报，2005 年第 2 期
- [4] 已获得国家实用新型专利一项，专利名称为：新型三维高精度多功能热变形实验装置
- [5] 正在申请国家发明专利一项，专利名称为：新型三维高精度多功能热变形实验装置