

分类号: TP273

单位代码: 10335

密 级: 公开

学 号: 10508072

浙江大学

博士学位论文



中文论文题目: 基于全局任务坐标系的精密轮廓运动控制研究

英文论文题目: **Global Task Coordinate Frame Based Precision Contouring Motion Control**

申请人姓名: 胡楚雄

指导教师: 王庆丰 教授

合作导师: 姚 斌 教授

专业名称: 机械电子工程

研究方向: 精密机电控制

所在学院: 机械工程学系

论文提交日期 2010 年 12 月

浙江大学研究生学位论文独创性声明

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。除了文中特别加以标注和致谢的地方外，论文中不包含任何其他人已经发表或撰写过的研究成果，也不包含为获得 浙江大学 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 浙江大学 有权保留并向国家有关部门或机构送交本论文的复印件和磁盘，允许论文被查阅和借阅。本人授权 浙江大学 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和传播，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：

年

月

日

致 谢

“东南形胜，三吴都会，钱塘自古繁华”，弹指间我已在美丽的西子湖畔求学十年。十年山水灵性的熏陶，十年求是学风的浸染，对我的人生弥足珍贵。

感谢导师王庆丰教授一直以来的指导、支持和照顾。您为我提供了优越宽松的科研环境，并在我的学术道路和生活上倾注了大量关心与帮助。是您对我的严格要求让我不敢懈怠并脚踏实地的前行，也是您在关键时刻的鼎力支持让我一次次走出难关。您公正坦诚的处事原则、务实勤勉的工作作风、敏锐深邃的洞察力、丰富的工程实践经验以及出众的个人魅力，都给我留下了深刻的印象并激励我在以后的工作中勤奋学习、锐意进取。难忘平日里您对我的言传身教，也难忘无数个深夜您办公室依然亮着的灯，在此谨向您表示衷心的感谢和深深的敬意！

感谢导师美国普渡大学的姚斌教授。作为机电控制领域国际青年翘楚，您敏捷睿智的思维、高深的学术造诣和严谨的治学态度使我在知识层次、科研方法以及学术作风等方面都受益良多。这五年来，您不辞辛劳地往来于美国普渡大学和浙大，孜孜不倦地给予我指导，一步步将我引领到学术的前沿，使我在科研上取得了长足的进步。您让我有机会感受到美国的科研氛围，能与国际知名学者进行学术上的交流与合作。此外，您在生活上也给予了我许多帮助。所有这一切，都将对我的未来人生产生深远影响，在此也向您表示衷心的感谢和深深的敬意！

感谢美国普渡大学的George T.-C. Chiu教授，我博士课题的起步，很大程度上是得益于与您的讨论，尔后您在科研和工作上的悉心指导，对我的长远意义在将来会愈发显得突出。感谢美国乔治理工大学的Kok-Meng Lee教授！作为机电领域国际著名学者，Lee教授博大精深、高山仰止的学术风范与积极乐观的进取精神让我深受启迪。此外，清华大学的朱煜教授、哈尔滨工业大学的张晓华教授、东南大学的王兴松教授、日本东北大学的高伟教授、美国Hurco公司的刘嵩博士、普渡大学的钟靖华博士，都在科研道路上给予过我重要帮助，在此也对他们表示诚挚的谢意。

感谢浙江大学这十年给予我的一切，母校对我的培育之恩，将激励我以后求真务实并力争有所开拓创新。感谢浙江大学机电所的各位老师！作为精密机电控制方向的第一个博士生，本人经历了学科方向和实验平台从无到有的过程，其中许多困难都是在各位老师的无私帮助下克服的，由此也体会到了一个团结友爱大家庭的温暖。感谢一起走过的师兄（姐）、师弟（妹）们，有诸位陪伴的这段时光，将成为我一生美好的回忆。也祝愿在各位老师和同学的共同努力下，求是创新的精神继续发扬光大！

感谢养育我成长的父母！二十多年来，你们辛勤耕耘、含辛茹苦，以弱小的身躯支撑起了一个了不起的家庭，是你们的坚韧和包容让我勇于直面生活的考验，也是你们的善良和朴实让我更懂得感恩。感谢一直关爱我的姐姐全家，你们带给我许多欢乐！最后，要深深感谢我的妻子，是你长期的鼓励与支持，让我对自己充满信心并勇于进取！

国家自然科学基金委、国家留学基金委和教育部长江学者奖励计划对本课题研究起到了重要的支撑作用，在此也表示诚挚的感谢！

谨以此文献给所有关心、爱护和帮助过我的师长、亲人、同学和朋友们！

胡楚雄

二零一零年十二月于求是园

摘 要

在轮廓加工过程中，数控机床完成的加工轨迹是多轴协调运动的结果，其产品加工质量由轮廓误差（实际轮廓与期望轮廓之间的几何偏差）来衡量。如何在高速大曲率轮廓加工中保持微小的轮廓误差是当前多轴机械加工行业中亟待解决的难题。本论文据此提出了一种基于全局任务坐标系的精密轮廓运动控制方法：首先提出了一种新的适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型和相应的正交全局任务坐标系，然后考虑实际机电系统动力学模型所具有的参数不确定性、不确定非线性以及外干扰，直接基于全局任务坐标系下的强耦合非线性系统动力学模型，最终设计出具有强协调能力和抗干扰能力的高性能轮廓运动控制器。该方法所采用的任务坐标系较之传统的任务坐标系具有轮廓误差计算精确、便于速度规划、适宜实时控制等优点，所采用的控制算法较之当前多轴系统常用的控制算法具有协调能力强、抗干扰能力强、轮廓运动控制精度高等优点，解决了两维系统的高速高精度大曲率轮廓运动控制问题，并为高维系统的精密轮廓运动控制提供了理论框架。

本论文首先依据轮廓误差的定义，结合微分几何知识，给出了一种新的适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型——与已有的计算模型不同，该模型精确到真实轮廓误差的一阶近似值，仅依赖于期望轮廓的几何形状，而与期望运动点以及各轴跟踪误差无关。然后，基于该计算模型，提出了一种正交全局任务坐标系——与传统常用的局部任务坐标系依附于期望运动点不同，该全局任务坐标系只依赖于期望轮廓的几何特性，其中一个任务坐标轴直接对应于轮廓误差，用以约束实际运动点准确地运行在期望轮廓上，另一个任务坐标轴则对应运动路程，用以驱动实际运动点跟踪期望运动点。当构建好任务坐标系后，将笛卡尔坐标系里的多轴系统动力学模型变换为全局任务坐标系下的强耦合非线性系统动力学模型，并考虑实际物理系统动力学常具有的参数不确定性、不确定非线性以及外干扰，设计出具有强协调能力和抗干扰能力的自适应鲁棒精密轮廓运动控制器。此外，本论文还考虑到实际多轴机械系统中常具有的典型非线性干扰，并以定位力和死区为例，分别提出协调自适应鲁棒轮廓运动控制框架下的定位力补偿和死区补偿方案，理论和实验研究均证明了所提的补偿方法的有效性。最后，构建了高维系统中的轮廓误差计算模型以及相应的全局任务坐标系，并设计了高维系统的自适应鲁棒轮廓运动控制器，该控制器适用于高维数控机床和多轴机械臂等。

本论文提出的基于全局任务坐标系的精密轮廓运动控制方法，使得两维直线电机系统以角速度 $\omega = 7\text{rad/s}$ 、最大速度 $v_{\max} = 1.4\text{m/s}$ 、最大加速度 $a_{\max} = 9.8\text{m/s}^2$ 跟踪长轴 0.2m 、短轴 0.1m 的椭圆时（高速小曲率轮廓跟踪），轮廓误差均方根值为 $2.70\mu\text{m}$ ，

最大轮廓误差为 $8.85\mu\text{m}$ ；在以角速度 $\omega = 7\text{rad/s}$ 、最大速度 $v_{\text{max}} = 1.4\text{m/s}$ 、最大加速度 $a_{\text{max}} = 9.8\text{m/s}^2$ 跟踪长轴 0.2m 、短轴 0.02m 的椭圆时（高速大曲率轮廓跟踪），轮廓误差均方根值为 $2.20\mu\text{m}$ ，最大轮廓误差为 $6.73\mu\text{m}$ 。实验结果对比表明：所提的全局任务坐标系在高速大曲率轮廓运动控制性能上远强于传统常用的局部任务坐标系，其轮廓误差均方根值降低了61.1%；所提的轮廓运动控制器抗干扰能力强，且轮廓运动控制精度高；所提的定位力补偿有效提高了轮廓运动控制精度，有定位力补偿比无定位力补偿，轮廓误差均方根值降低了30%左右；所提的死区补偿也有效消除了死区的影响。实验结果证明所提方法是解决目前工业界多轴机械加工行业面临的高速高精度大曲率轮廓加工难题的有效途径，有望被应用于各种多轴运动系统中。

本论文共分为七章，现分别简述如下：

第一章，详细介绍了多轴轮廓运动控制的研究背景以及研究状况，归纳出高性能轮廓加工所涉及的高速高精度大曲率轮廓运动控制难题；简述了多轴机械系统常具有的典型非线性（死区、定位力和摩擦力）的研究现状；最后概述了本课题的研究意义及研究内容。

第二章，针对两维运动系统，提出了一种新的适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型和正交全局任务坐标系。所提的轮廓误差计算模型精确到真实轮廓误差的一阶近似值，且不依赖于期望运动点和各轴的跟踪误差。所构造的正交全局任务坐标系具有明确的数学表达式，只与期望轮廓的几何特性相关，且能保证任务曲线坐标在期望轮廓上的局部正交性。实验研究证明，基于该任务坐标系的轮廓运动控制器有效增强了两轴之间的协调性，使得两维运动系统可以实现高速高精度大曲率轮廓运动控制。

第三章，直接基于所提的全局任务坐标系下的强耦合非线性系统动力学模型，并考虑实际多轴系统动力学所具有的参数不确定性、不确定非线性以及外干扰，设计出一系列能有效处理强耦合和各种不确定性的高性能非线性自适应鲁棒轮廓运动控制器。该控制器在系统存在参数不确定性、不确定非线性和外干扰的情况下，能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度；在只存在参数不确定性时，该控制器理论上能保证轮廓运动控制的渐近稳定性和实际中趋于零的稳态轮廓误差。除了能取得良好的轮廓运动控制性能外，该控制器的参数自适应律可运用实际中参数估计收敛快的算法（如最小二乘法）进行在线参数估计，理论上，一旦持续激励（PE）条件满足，在线参数估计将收敛于物理参数的真实值。以上结论在实验研究中均得到了有效验证。

第四章，针对直线电机多轴系统中常存在的定位力干扰，提出了一种含定位力补偿的自适应鲁棒轮廓运动控制器。理论上，在系统存在参数不确定性、不确定非线性和外干扰的情况下，该控制器能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度；在只存在参数不确定性时，该控制器能保证轮廓运动控制的渐近稳定性和实际中趋于零的稳态轮廓误差。实

验研究证明所提的含定位力补偿的轮廓运动控制器能实现高速高精度轮廓运动控制，也证明所提的定位力补偿能明显提高轮廓运动控制精度。

第五章，针对多轴机械系统中常存在的死区现象，提出了一种含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制器。理论上，在死区未知且输出不可测、系统存在参数不确定性和不确定非线性情况下，该控制器能够获得一定的鲁棒瞬态性能和稳态跟踪精度；通过对实际工作区间的实时监测，只在持续激励（PE）条件满足时做参数自适应，一旦系统仅存在参数不确定性和死区，该控制器能实现输出渐近稳定跟踪和准确的参数估计，即系统中的参数估计收敛于物理参数（包括死区的参数）的准确值，由此可实现对死区的完美补偿。实验研究证明了所提的死区补偿方案的有效性——有死区和没有死区的时候，系统输出跟踪误差差别不大。该补偿方案可被运用于含死区的多轴机械系统的轮廓运动控制器设计中。

第六章，提出了针对高维系统的全局任务坐标系，并设计了基于全局任务坐标系的高性能自适应鲁棒轮廓运动控制器。该任务坐标系由轮廓误差矢量和路程矢量组成，其中轮廓误差矢量由实际运动点到各个曲面的最短距离组成，用以约束实际运动点准确地运行在期望轮廓轨迹上；路程矢量则用以驱动运动点跟踪期望运动点。所提出的轮廓运动控制器考虑了任务空间中的动力学所具有的强耦合、参数不确定性、不确定非线性以及外干扰，在理论上保证了一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度。并且，在系统只存在参数不确定性时，该控制器理论上能保证轮廓运动控制的渐近稳定性和实际中趋于零的稳态轮廓误差。

第七章，归纳总结了本论文的主要工作，阐述研究结论和创新点，并对多轴协调轮廓运动控制的研究进行了展望。

此外，在附录A中，详细介绍了所设计搭建的轮廓运动控制实验系统，并探究了实验系统的物理特性及动力学模型。

关键词：多轴协调运动；轮廓运动控制；轮廓误差；高速大曲率；任务坐标系；自适应鲁棒控制；参数估计；精密机电系统；直线电机；定位力；死区

Abstract

The actual tool path of a numerically controlled (NC) machine tool during contouring tasks is a result of the coordinated motion of all axes, and quality of the products produced is directly related to the contouring error (i.e., the deviation of the actual contour or path to the desired contour). To main the contouring error within certain threshold in order for the produced products to meet the quality requirement, it is not necessary for the axis position tracking errors of the machine tool to be at the same small level for all axes at all time – a more stringent control performance requirement which may not be attainable in reality due to various factors such as the limited bandwidth of certain individual axis servo controllers. As such, how to achieve the required contouring tracking accuracy (i.e., maintaining the contouring error within the required tolerance band of the desired contour), especially during high-speed and large-curvature contouring tasks, has always been an important problem to address in industrial applications. To solve this practically significant control problem, the dissertation presents a global task coordinate frame (GTCF) based precision contouring control strategy. Specifically, the dissertation first develops a novel method that accurately calculates the contouring error while being computationally simple enough to be used in real-time feedback controls. The dissertation then constructs a GTCF in which curvilinear coordinates are orthogonal to each other along the desired contour and transforms the usual axes system dynamics into the proposed GTCF. High-performance contouring controllers are then synthesized directly based on the strongly coupled and highly nonlinear system dynamics in the task space. The resulting controllers have strong disturbance rejection capability and maintain certain guaranteed robust performance in spite of various parametric uncertainties and uncertain nonlinearities in the system dynamics. Compared with the locally defined task-coordinate frame (LTCF) used in all past contouring control research, the proposed GTCF has the advantages of i) being able to calculate the contouring error accurately regardless how large the actual position tracking errors are, ii) enabling the capability of re-planning the feedrate or velocity along the desired contour on-line for better coordination of axis motions when some unexpected events happen (e.g., the appearance of sudden large position tracking error of a particular axis), and iii) being computationally efficient for real-time feedback controls. Compared to the existing contouring control algorithms, the proposed adaptive robust control (ARC) schemes have better disturbance rejection capability and achieve higher contouring accuracy. Overall, the proposed GTCF based ARC contouring controllers are well suited for

high-speed/high-accuracy contouring control of biaxial systems with large-curvatures, and provide a solid theoretical framework for the precision contouring control of systems of higher dimensions.

Through careful examination of the contouring error definition and the use of differential geometry tools, the dissertation first develops a novel method which can accurately calculate the contouring error whether the actual position tracking error is small or not, while being computationally efficient for real-time feedback controls. Departing from existing methods of estimating the contouring error based on actual position tracking errors with various approximation assumptions, the proposed contouring error calculation is exact to the first-order approximation of the actual contouring error. In addition, as opposed to the existing methods which heavily rely on the desired motion to be performed on the desired contour, the proposed one depends only on the shape of the desired contour and well reflects the fact that the contouring error is, by definition, a geometric quantity and has nothing to do with the desired motion on the contour. With the proposed precise calculation of contouring error, the dissertation then presents an orthogonal GTCF in two dimensional space, in which one curvilinear coordinate represents the contouring error while the other corresponds to the curve length on the desired contour. A systematic way to construct the proposed orthogonal GTCF using any geometric description of the desired contour is also given. With the proposed GTCF, the contouring control problem is simplified into the global regulation of the curvilinear coordinate representing the contouring error and the tracking control of the other curvilinear coordinate representing the motion on the desired contour. To solve this contouring control problem, the axial system dynamics in the Cartesian coordinates are transformed into the proposed GTCF, and ARC contouring controllers are subsequently synthesized directly based on the strongly coupled and highly nonlinear system dynamics in the task space. The resulting ARC controllers achieve excellent contouring performance in spite of various parametric uncertainties and uncertain nonlinearities. The dissertation also explicitly examines the effect of several common nonlinearities in multi-axis mechanical systems such as cogging force and dead-zone, and proposes effective corresponding compensation schemes. Finally, the dissertation provides a theoretical framework on the global task coordinate frame for higher dimensional systems and the construction of effective ARC contouring controllers under both parametric uncertainties and uncertain nonlinearities.

All the proposed contouring controllers have been tested on a linear motor driven industrial biaxial gantry with axis position sensing resolution of $0.5\mu m$ by linear optical encoders. Experimental results show that, when the gantry is commanded to track an ellipse with long-axis of 0.2m and short-axis of 0.1m at an angular speed of $\omega = 7rad/s$ and a velocity of $v_{max} = 1.4m/s$ (i.e.,

a high-speed tracking of a contour of normal curvature), the RMS value of the contouring error is $2.70\mu m$ and the maximum contouring error is $8.85\mu m$. When the gantry is commanded to track an ellipse with long-axis of 0.2m and short-axis of only 0.02m at an angular speed of $\omega = 7rad/s$ and a velocity of $v_{max} = 1.4m/s$ (i.e., a high-speed tracking of a contour of large curvature), the RMS value of the contouring error is $2.20\mu m$ and the maximum contouring error is $6.73\mu m$. Comparative experimental results also confirm that the proposed GTCF is much better suited for precision contouring controls than the traditional LTCF, especially under high-speed tracking of contours of large curvatures – a contouring tracking accuracy improvement of 61.1% is obtained. Experimental results also verify that the proposed controllers indeed have excellent contouring accuracy and good performance robustness to both parametric uncertainties and uncertain nonlinearities in implementation. Other experimental results also validate the effectiveness of the proposed cogging force compensation (a contouring tracking accuracy improvement of 30% is achieved) and dead-zone compensation. All these results reveal that the proposed GTCF based contouring control strategy is a good solution to the high-speed/high-accuracy large-curvature contouring control problem faced in industrial applications. The method is applicable to the coordinated motion control of other multi-axis mechanical systems as well.

The dissertation consists of the following seven chapters:

Chapter 1 details the research background and the history of contouring motion control of multi-axis mechanical systems. The chapter also introduces the difficulties faced in the high-speed/high-accuracy and large-curvature contouring tasks, and some typical nonlinearities existed in multi-axis mechanical systems such as cogging force and dead-zone. The chapter concludes with a brief summary of the contributions and significance of the dissertation research.

Chapter 2 presents an orthogonal GTCF for biaxial systems in which calculation of the contouring error is *exact* to the first-order approximation of the actual contouring error regardless how large the position tracking errors are. A systematic way to construct curvilinear coordinates of the proposed GTCF using any description of the geometry of the desired contour in two-dimensional space is also given. The proposed GTCF based ARC algorithm, along with traditional LTCF based ARC ones, are implemented and comparative experimental results are presented. The results validate the effectiveness and the excellent contouring performance of the proposed GTCF approach for free-form contouring control with large-curvatures and arbitrary position tracking errors.

Chapter 3 details a GTCF based integrated direct/indirect adaptive robust contouring controller (DIARC) for an industrial biaxial gantry that achieves not only excellent contouring performance

but also accurate parameter estimations. Theoretically, a prescribed contouring tracking transient performance and steady-state contouring accuracy is achieved under both parametric uncertainties and uncertain nonlinearities. In addition, asymptotic output tracking is also achieved when only parametric uncertainties exist. Comparative experimental results verify that the proposed GTCF based DIARC algorithm not only achieves the best contouring performance but also has accurate parameter estimations of the physical parameters.

Chapter 4 explicitly takes into account the effect of cogging forces in the design of GTCF based ARC controllers to further improve the achievable contouring performance. Comparative experimental results confirm the effectiveness of the proposed cogging force compensation in improving the achievable contouring accuracy in practice.

Chapter 5 focuses on the contouring motion control of multi-axis mechanical systems having unknown dead-zone nonlinearities. An integrated DIARC with a dead-zone inverse is proposed. The proposed DIARC algorithm achieves a guaranteed robust transient performance and steady-state tracking accuracy even when the entire system may be subjected to other uncertain nonlinearities and time-varying disturbances. In addition, through on-line monitoring of the persistent excitation (PE) condition and conducting parameter adaptation only when PE condition is actually satisfied, estimates of various system parameters including the unknown dead-zone nonlinearity asymptotically converge to their true values and asymptotic output tracking is achieved even in the presence of unknown dead-zone nonlinearity. Comparative experimental results validate the effectiveness of the proposed dead-zone compensation scheme.

Chapter 6 studies the precision contouring control of mechanical systems of any degrees-of-freedom (DOF). A global task coordinate frame in n -dimensional space is presented. Specifically, the first group of curvilinear coordinates of the proposed task space represent the distances from the actual tool position to the set of hyper-surfaces that define the desired contour. This group of curvilinear coordinates are used to guarantee that the actual tool position would move along the desired contour. The other coordinates are for motion tracking. An ARC contouring controller is subsequently synthesized to address the strongly coupled and highly nonlinear system dynamics in the task space, as well as various parametric uncertainties and uncertain nonlinearities. Theoretically, the proposed ARC controller achieves a guaranteed transient performance and steady-state tracking accuracy. In addition, an improved steady-state tracking performance – asymptotic output tracking – is achieved when only parametric uncertainties exist.

Chapter 7 summarizes main research work that has been done and draws conclusions. Major

innovations of the research are highlighted and some possible future research directions are given.

Details of the experimental system used in the dissertation research are given in Appendix A, in which physical characteristics of each individual axis and the overall dynamic model of the biaxial linear-motor-driven gantry are presented.

Key Words: Multi-axis coordinated motion; Contouring control; Contouring error; High-speed and large-curvature; Task coordinate frame; Adaptive robust control; Parameter estimation; Precision mechatronic system; Linear motor; Cogging force; Dead-zone

目录

致 谢	I
摘 要	III
Abstract	VI
第一章 绪论	1
1.1 研究背景	1
1.2 轮廓运动控制研究概述	4
1.2.1 单轴无耦合控制及轨迹规划	4
1.2.2 交叉耦合控制	5
1.2.3 基于任务坐标系的轮廓运动控制	6
1.2.4 轮廓运动控制算法	11
1.2.5 多轴系统中的典型非线性	12
1.3 课题的研究意义及研究内容	14
1.3.1 课题的来源及研究意义	14
1.3.2 研究内容	15
1.4 本章小结	16
第二章 正交全局任务坐标系研究	17
2.1 引言	17
2.2 问题阐述	18
2.3 正交全局任务坐标系研究	22
2.3.1 例1: 直线轮廓	27
2.3.2 例2: 圆轮廓	27
2.3.3 例3: 椭圆轮廓	29
2.4 简易自适应鲁棒轮廓运动控制研究	30
2.4.1 系统动力学	30
2.4.2 简易自适应鲁棒轮廓控制器(SARC)设计	32

2.5	实验研究	35
2.5.1	实验系统介绍	35
2.5.2	性能指标	35
2.5.3	实验测试	35
2.5.4	实验结果分析	37
2.6	本章小结	42
第三章	基于全局任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制研究	43
3.1	引言	43
3.2	系统动力学	44
3.3	直接自适应鲁棒轮廓运动控制研究	46
3.3.1	非连续投影式参数自适应律设计	46
3.3.2	直接自适应鲁棒轮廓运动控制器(DARC)设计	47
3.4	直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制研究	49
3.4.1	非连续投影式参数自适应律设计	49
3.4.2	直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器(DIARC)设计	50
3.4.3	参数估计算法设计	51
3.5	实验研究	53
3.5.1	实验系统介绍	53
3.5.2	性能指标	54
3.5.3	轮廓运动控制实验及结果分析	54
3.5.4	参数估计实验结果分析	58
3.6	本章小结	60
第四章	含定位力补偿的精密轮廓运动控制研究	61
4.1	引言	61
4.2	含定位力的系统动力学	62
4.3	含定位力补偿的自适应鲁棒轮廓运动控制器设计	64
4.4	实验研究	66
4.4.1	定位力测试实验研究	66
4.4.2	轮廓运动控制实验研究及结果分析	68
4.5	本章小结	72

第五章 精密轮廓运动控制器中的死区补偿研究	73
5.1 引言	73
5.2 问题阐述	74
5.2.1 系统动力学	74
5.2.2 死区补偿研究	75
5.3 含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制研究	78
5.3.1 非连续投影式参数自适应律设计	78
5.3.2 含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制器(DIARC)设计	79
5.3.3 参数估计算法设计	81
5.3.4 渐近稳定跟踪	84
5.4 实验研究	85
5.4.1 对比实验I	86
5.4.2 对比实验II	88
5.5 含死区补偿的精密轮廓运动控制器设计	89
5.6 本章小结	91
第六章 基于全局任务坐标系的高维精密轮廓运动控制理论框架	92
6.1 引言	92
6.2 问题阐述	94
6.2.1 n维全局任务坐标系研究	94
6.2.2 系统动力学	96
6.3 高维系统的自适应鲁棒轮廓运动控制器(ARC)设计	97
6.4 本章小结	99
第七章 总结与展望	101
7.1 论文总结	101
7.2 论文创新点	104
7.3 研究展望	107
附录A: 实验系统介绍	109
A.1 轮廓运动控制实验系统设计	109

A.1.1	两轴直线电机平台	110
A.1.2	光栅尺位移传感器与激光位移传感器	110
A.1.3	dSPACE系统	110
A.1.4	隔振平台	111
A.2	直线电机系统辨识与建模	112
A.2.1	H直线电机系统频域特性分析	112
A.2.2	X直线电机系统频域特性分析	114
A.2.3	Y直线电机系统频域特性分析	114
A.2.4	直线电机系统建模与辨识研究	115
参考文献		116
作者简历		128

插图

1-1	跟踪误差与轮廓误差	2
1-2	跟踪误差(Tracking error)与轮廓误差(Contouring error) — 两种实验对比	3
1-3	Koren提出的交叉耦合控制(Cross Coupled Control)	5
1-4	各种交叉耦合控制方法的性能对比	6
1-5	笛卡尔坐标系和任务坐标系	8
1-6	Yeh等的轮廓误差近似计算模型	9
1-7	Cheng等的轮廓误差近似计算模型	10
1-8	Su等的轮廓误差近似计算模型	10
1-9	高速大曲率轮廓跟踪范例	10
1-10	直线电机	13
2-1	两个实际运动点的轮廓误差和跟踪误差	19
2-2	典型的轮廓误差近似计算模型	20
2-3	圆轮廓的全局任务坐标系	21
2-4	任意曲线轮廓的正交全局曲线任务坐标系	23
2-5	直线轮廓的正交全局任务坐标系	28
2-6	椭圆轮廓的正交全局任务坐标系	29
2-7	非线性鲁棒反馈设计	34
2-8	控制系统整体图	36
2-9	局部任务坐标系	36
2-10	C1和C2在A中的轮廓误差	39
2-11	C1和C2在A中的稳态轮廓误差	39
2-12	实验A中的局部轮廓放大图	39
2-13	C2在B中的轮廓误差和控制输入	39
2-14	C2在B中对于参考轨迹的轮廓误差	39
2-15	C2在实验B中的实际轮廓与 q_d	39
2-16	C1和C2在C中的稳态轮廓误差	41
2-17	实验C中的局部轮廓放大图	41

2-18 C1和C2在D中的轮廓误差	41
2-19 实验D中的局部轮廓放大图	41
3-1 两轴直线电机实验系统	54
3-2 实验I在Set1的轮廓误差	56
3-3 实验I在Set2的轮廓误差	56
3-4 实验I在Set3的轮廓误差	57
3-5 实验I在各种情况下的轮廓放大图	57
3-6 实验II在Set1的轮廓误差	58
3-7 实验II在Set2的轮廓误差	58
3-8 实验II在Set3的轮廓误差	58
3-9 实验II在各种情况下的轮廓放大图	58
3-10 C2和C3中的X轴参数估计(Set1)	59
3-11 C2和C3中的Y轴参数估计(Set1)	59
3-12 C2和C3中的X轴参数估计(Set2)	59
3-13 C2和C3中的Y轴参数估计(Set2)	59
4-1 定位力测量系统示意图	66
4-2 定位力测量系统硬件图	67
4-3 X轴定位力	68
4-4 Y轴定位力	68
4-5 实验I中的轮廓误差	71
4-6 实验I中的控制输入	71
4-7 实验I中的轮廓放大图	71
4-8 实验II中的轮廓误差	71
4-9 实验II中的控制输入	71
4-10 实验II中的轮廓放大图	71
5-1 (1) 死区模型 (2) 完美的死区逆	75
5-2 含有死区逆补偿的控制系统	76
5-3 单轴直线电机系统	85
5-4 C1、C2、C3和C4的输出轨迹	89

5-5 C1、C2、C3和C4的输出跟踪误差	89
5-6 C3的参数估计	90
5-7 C4的参数估计	90
5-8 C1、C2、C3和C4的控制输入	90
5-9 C3和C5的跟踪误差	90
5-10 C3和C5的控制输入	90
6-1 三维空间球面的全局任务坐标系	95
A-1 轮廓运动控制实验系统图	109
A-2 两轴直线电机平台	110
A-3 两轴直线电机平台的技术指标	110
A-4 激光位移传感器	111
A-5 dSPACE控制系统	111
A-6 隔振平台	111
A-7 H直线电机系统	112
A-8 H直线电机位移传感器噪声和输出电流噪声	112
A-9 H直线电机驱动器的频域特性	113
A-10 H直线电机力-电压曲线	113
A-11 H直线电机的输入输出频谱	113
A-12 H直线电机的频域特性	113
A-13 X直线电机输入输出频谱	114
A-14 X直线电机的频域特性	114
A-15 Y直线电机输入输出频谱	115
A-16 Y直线电机的频域特性	115

表格

2-1	高速圆轮廓运动控制实验结果	38
2-2	高速大曲率椭圆轮廓运动控制实验结果	40
3-1	实验I的轮廓运动控制实验结果	56
3-2	实验II的轮廓运动控制实验结果	57
4-1	轮廓运动控制实验I的结果	69
4-2	轮廓运动控制实验II的结果	70
5-1	死区系统控制实验结果	88

第一章 绪论

摘要：本章详细介绍了多轴轮廓运动控制的研究背景以及研究状况，归纳出高性能轮廓加工所涉及到的高速高精度大曲率轮廓运动控制难题；简述了多轴机械系统常具有的典型非线性（死区、定位力和摩擦力）的研究现状；最后概述了本课题的研究意义及研究内容。

1.1 研究背景

20世纪以来，信息技术、生物技术、新材料技术、能源与环境技术、航空航天技术和海洋开发技术等科学技术的迅猛发展与广泛应用，引起全世界制造业的巨大变革。激光技术、光刻技术、纳米技术、超精密加工技术、表面工程技术、在线检测技术、生物制造技术、仿生制造技术等新的工艺手段层出不穷，改变了制造业的面貌^[1, 2]。数字制造^[3]、极端制造^[4]、绿色制造^[5]、微纳制造^[6]等目前已成为我国制造业科技发展战略中的重要组成部分^[7]。生产制造业的发展与变革对高速、高精度和多轴协调的要求也越来越高，例如精密加工所用的多轴联动数控机床^[8, 9]、生产线上用到的多轴机器人手臂^[10]、半导体与光电产业所需用到的精密光刻系统^[11]、多轴联动电火花加工数控系统^[12]、多轴联动数控玻璃刻花加工中心^[13]以及激光雕刻机^[14]等，往往都需要精密多轴运动系统来实现高性能轮廓加工，以期获得良好的产品加工质量。

高性能轮廓加工是现代制造技术中的重要组成部分，在很大程度上直接反映了国家装备制造业的技术水平，对于国家具有重要的战略意义。国务院在《国家中长期科学和技术发展规划纲要（2006–2020年）》^[15]中将先进制造技术列为重点领域及优先主题，并确立了16个重大专项，其中高档数控机床与基础制造技术、极大规模集成电路制造技术及成套工艺等、大型飞机等重大专项都与高性能轮廓加工密切关联。实现高性能轮廓加工，需要涉及到多轴机电系统及其驱动器、运动控制器、切削工具等诸多方面因素，而高性能的轮廓运动控制器则是其中关键。因此，满足高性能轮廓加工的精密轮廓运动控制研究具有重要的现实意义和广阔的应用前景^[16]。

在多轴轮廓运动中，轮廓误差（即实际轮廓与期望轮廓之间的几何偏差，对于轮廓运动控制而言，轮廓误差可看作是当前时刻的实际位置到期望轮廓的最短距离）是比位置跟踪误差（当前时刻的实际位置与期望位置之间的距离）更为重要的性能指标^[17, 18, 19]：在图1-1中， P_d 为期望轮廓上的期望位置点，若实际位置为点 P_{a1} ，则对应的跟踪误差为 $|\overrightarrow{P_{a1}P_d}|$ 、轮廓误差为 $|\overrightarrow{P_{a1}P_{c1}}|$ ；若实际位置为点 P_{a2} ，则对应的跟踪误差为 $|\overrightarrow{P_{a2}P_d}|$ 、轮廓误差为 $|\overrightarrow{P_{a2}P_{c2}}|$ 。由图1-1可以看出，虽然实际位置点 P_{a1} 的跟踪误差 $|\overrightarrow{P_{a1}P_d}|$ 小于实际位置点 P_{a2} 的跟踪误差 $|\overrightarrow{P_{a2}P_d}|$ ，但是 P_{a1} 的轮廓误差 $|\overrightarrow{P_{a1}P_{c1}}|$ 大于 P_{a2} 的轮廓误差 $|\overrightarrow{P_{a2}P_{c2}}|$ ，对于轮

廓加工而言，显然 P_{a2} 比 P_{a1} 具有更好的实际意义！为进一步说明轮廓误差的重要性，我们做了两种半径为 $0.2m$ 的圆轮廓跟踪实验，实验结果如图1-2所示，可以看出，情况I（Case I）中的各轴跟踪误差都比情况II（Case II）小，但是情况II却拥有更小的轮廓误差——类似的实验结果在Chiu的研究^[20]中也可以看到。因此，轮廓运动控制的核心思想应该是通过协调多个运动单轴的运动使得末端执行器（即实际运动点）沿期望轮廓轨迹运动，并以轮廓误差为根本控制目标^[21]。

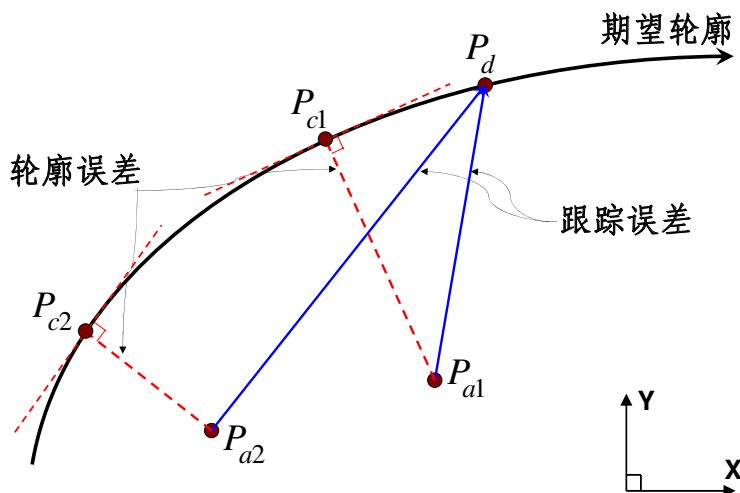


图 1-1 跟踪误差与轮廓误差

为了提高轮廓加工精度，许多学者致力于研究各种前馈/反馈控制策略以提高单轴跟踪精度，从而间接地提高轮廓运动控制精度。如Tomizuka等提出的零相位误差跟踪控制器^[22, 23]，可以大大提高各单轴的频宽。而目前数控机床所用到的多轴运动系统，伺服控制器也大多直接针对每个单轴并基于单轴跟踪误差反馈来设计，由此得到多个单输入单输出（SISO）伺服系统^[24, 25]。比如在CNC多轴运动控制系统中，机床数控系统根据插补结果发出位置控制指令对各坐标轴进行独立的位置闭环控制，驱动相应的机械传动机构，最终实现轮廓进给运动^[26]。这种基于单轴无耦合伺服系统的传统轮廓运动控制器的好坏，直接依赖于所有单轴的位置跟踪误差是否足够小。但是实际情况是，各轴的位置跟踪精度往往是不一致的，某单轴瞬间较大的位置跟踪误差直接导致相应大小的轮廓误差。例如，机床进给无耦合控制系统的一个轴遭遇到了干扰而出现误差较大、振荡甚至不稳定，其它的轴却认为该轴运行正常，而没有采取必要的协调措施以减轻该轴性能退化对整体性能的影响。对于各种不同的轮廓形状，如非线性轮廓与转角，无耦合控制也没有考虑参考轨迹的几何特性对系统轮廓运动性能的影响；对于高速大曲率的情况，采用通常的单轴无耦合控制更是会导致轮廓性能的严重退化^[27]。导致这种结果的原因是该方法协调性不强，其根本

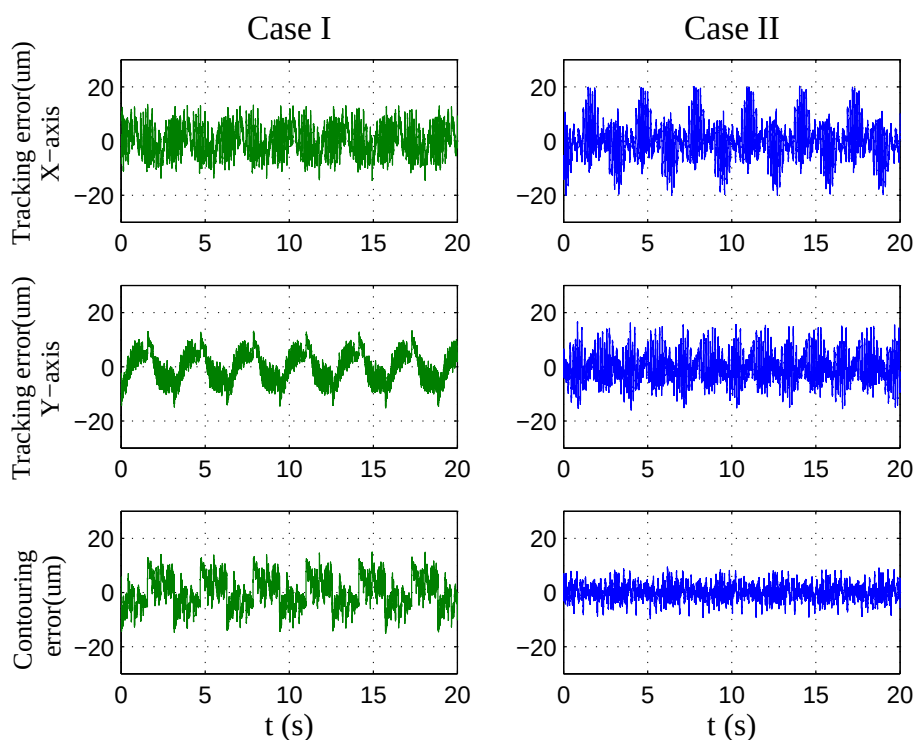


图 1-2 跟踪误差(Tracking error)与轮廓误差(Contouring error)——两种实验对比

原因是没有以轮廓误差为直接控制目标。为解决单轴无耦合控制的不足，有必要在多轴间引入有效的协调机制，以轮廓误差为直接控制目标来增强各轴之间的协调性，使得系统对于期望轮廓有良好的协调控制性能^[20, 18]。

另外，在实际应用中，多轴运动系统动力学模型一般都存在参数不确定性、不确定非线性以及各种干扰^[28]：随着运行条件和环境的变化，控制系统中的硬件性能会发生改变，比如导轨上加润滑油会改变粘滞摩擦力系数、加负载会改变惯量等，被控对象模型参数必然会发生改变；用数学模型来完全真实的反映一个控制系统几乎是不可能的，即被控对象的数学模型和实际对象之间总是不可避免地存在着建模误差；多轴机械系统往往存在低速摩擦力、死区以及纹波力等非线性干扰^[29, 30]。而且，对于多轴运动系统而言，一旦引入协调机制，系统动力学往往存在着强耦合影响^[31]。这也给如何设计实际有效的高性能轮廓运动控制器提出了挑战。

综上所述，高性能轮廓运动控制器设计需面临三个主要问题：1、如何增强各轴之间的协调性；2、如何设计高性能轮廓运动控制器；3、如何处理各种非线性干扰。目前，在系统动力学模型具有参数不确定性、强耦合影响以及不确定非线性的情况下，如何设计实际有效的多轴轮廓运动控制器以实现高速高精度轮廓运动，并最终解决目前多轴联动系统面临的高速高精度大曲率轮廓运动控制的难题，是工业界亟待解决的重点难题^[32, 33, 34]。

1.2 轮廓运动控制研究概述

本节从单轴无耦合控制及轨迹规划、交叉耦合控制、基于任务坐标系的轮廓运动控制、轮廓运动控制算法、多轴系统中的典型非线性五个方面来介绍轮廓运动控制研究。

1.2.1 单轴无耦合控制及轨迹规划

为了改进多轴机床进给系统的轮廓加工性能,研究者早在二十世纪五十年代就开始研究多轴轮廓控制问题了^[35]。1972年,Poo等人^[36]研究了轮廓加工系统的误差动力学,认为可以对各轴进行无耦合控制来使各轴的动态特性相匹配,从而达到改善轮廓加工性能的目的;Bin等人^[37]在研究基于微处理器的轮廓控制策略以期提高轮廓加工精度时,也得出同样的结论。自此以后,单轴无耦合控制的思路变得越来越流行,并被广泛应用于各种实际多轴机床、多自由度机械臂的运动控制当中^[22, 23, 24, 25]。

轨迹规划也是轮廓控制问题中的一个重要研究方向。Butler和Tomizuka^[38, 39]研究了CNC进给系统的轮廓伺服跟踪,规划了每个轴的期望轨迹,并利用各轴的系统动力学进行模型补偿。Chou和Yang^[40]针对多轴CNC机床和坐标测量机,提出了基于泰勒展开原理的实时参数插补算法,利用泰勒展开原理解析地推导了从目标轮廓曲线到各轴运动轨迹转化的一般理论。随着多轴轮廓加工技术的发展,产生了各种系统的轨迹规划方法来研究轮廓控制问题,比如逼近方法、插补方法、速度规划方法、轨迹优化方法等^[16]。其中逼近方法是对连续的期望曲线按照规定的轮廓误差进行逼近得到由直线、圆弧等简单曲线组成的逼近曲线,这样才能对逼近的曲线进行插补以实现多轴轮廓运动,例如Marciniak等的minimax逼近算法^[41];插补方法^[42]是对由分段直线、圆弧等简单曲线组成的期望曲线按照进给速度的要求实时进行“数据点的密化”,生成由离散位置点序列组成的逼近轨迹,发送给伺服驱动系统逐点进行跟踪控制,从而实现多轴连续轨迹运动,例如Koren的脉冲增量法^[43];速度规划则是一个速度寻优过程,通过分析目标曲线的几何特性(位置、切向量、曲率)、机电系统的运动学特性(进给速度、加速度)与动力学特性(伺服电机驱动力、负载、摩擦力)等因素来重新规划系统的进给速度,例如目前主流数控系统Fanuc、Siemens等都采取的Look-ahead方法^[44];轨迹优化则是对于由大量微小直线段组成的加工代码,为提高加工轨迹的连续性,消除微小直线段带来的过渡不平滑、加减速频繁等问题,通过对加工代码采用拟合的方式来进行轨迹优化以提高加工质量,例如Erkorkmaz提出的采用五次参数样条对离散点进行拟合的算法^[45]。

以上这些方法均假设各进给轴是完全独立控制或无耦合的^[46, 47],研究者主要致力于规划每个轴的期望运动轨迹来改进总体的轮廓控制性能。这些方法本质上属于开环控制,虽然仔细探究过目标轮廓,但基本上未考虑各轴的实际位置跟踪误差的影响,也没考虑如何

协调各轴的伺服控制，无法保证在某单轴位置跟踪误差较大时的总体轮廓控制性能，因此只在各单轴的位置跟踪误差都很小或可忽略不计的情况下才有效。

1.2.2 交叉耦合控制

在多轴运动控制中，总有某些单轴的位置跟踪误差较大，即使其余的单轴都有很好的位置跟踪性能和快速响应能力，上述单轴无耦合控制方法也无法充分利用有快速响应能力的轴来实时补偿位置跟踪误差较大的轴对总体轮廓控制性能的影响。因而，随后的多轴轮廓运动控制研究注重如何主动引入耦合因素来优先保证轮廓误差尽可能小。研究人员早期提出了“主—从”方式和“等位”方式来增强各轴之间的协调性^[48]。“等位”意味着轮廓运动控制器设计将各轴同等对待，没有主辅之分。当各个轴的动力学特性区别很大时，“等位”方法设计的控制器需要提高慢轴的响应速度，容易导致输入饱和，另外，“等位”方法也没有充分利用快轴的快速响应能力。“主—从”主要是针对各轴动力学特性差别很大的情况，其中慢轴为“主”，快轴为“从”并跟随慢轴。1957年，Sarachik和Ragazzini^[35]第一次用“主—从”的方法来解决轮廓运动控制问题。在他们的设计中，Y轴的参考信号即X轴的当前位置信号，即X轴为“主”，Y轴为“从”。

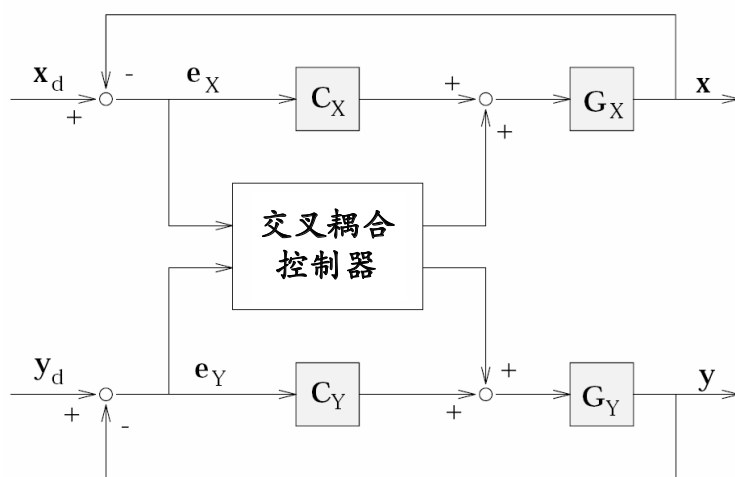


图 1-3 Koren提出的交叉耦合控制(Cross Coupled Control)

1980年，Koren^[17]以“等位”的思路，提出了交叉耦合控制（Cross Coupled Control，简称CCC）来解决两轴进给系统的轮廓运动控制问题，这种方法将实时计算出来的轮廓误差反馈到各个单轴以产生额外的校准信息，由此增加各轴之间的协调性（参见图1-3）。然而，这里轮廓误差是基于X轴和Y轴的跟踪误差来近似计算得到的，并且该方法假设所有期望轨迹均可以被很多直线段来近似逼近。Kulkarni和Srinivasan^[49, 50]研究了交叉耦合补

偿器，并在1989年提出了一种最优化的观点^[51]。Tomizuka^[52]等人在交叉耦合补偿器中增加自适应前馈来提高系统的瞬态响应和抗干扰能力。上述方法的局限是：目标轮廓都是线性的。Srinivasan和Fosdick^[53]针对轮廓运动控制提出了一个多变量分析的方法，他们假设期望轮廓由多个直线段组成，得到的控制器与增益调度是类似的。Koren和Lo^[54, 55, 56]针对一系列期望轮廓提出一种变增益交叉耦合控制方法。此后又出现了很多交叉耦合控制相关的研究成果^[57, 58, 59, 60, 61]，但是这些方法都是基于线性时不变的经典控制理论，只是在交叉耦合增益缓慢时变的情况下才会有良好的轮廓运动控制效果，不能有效应对高速大曲率轮廓运动时的强耦合、各种强干扰以及不确定性的影响。

2006年，从爽等^[27]综述了各种交叉耦合控制方法，并将其分为四类：1、基于频域法的传统交叉耦合设计；2、基于轮廓误差传递函数的单变量交叉耦合控制设计；3、基于无源性的交叉耦合设计；4、基于任务坐标系的多变量交叉耦合控制。他们对这四种交叉耦合控制方法的特点进行了分析，在控制运动控制器的鲁棒稳定性、抗扰动能力、协调程度、高速大曲率下的轮廓性能以及控制器复杂度等方面做了一个系统的比较，性能对比结果见图1-4^[27]，由图可以看出：随着轮廓运动控制技术的发展，交叉耦合控制器复杂度在增加，其鲁棒稳定性也在增强，协调程度也有一定程度的提高，但是抗干扰能力和高速大曲率下的轮廓性能始终一般，这也是轮廓运动控制目前亟待解决的重点难题。

性能方法	鲁棒稳定性	抗扰动能力	协调程度	高速大曲率下的轮廓性能	控制器复杂度
传统交叉耦合控制	低	一般	低	低	低
基于轮廓误差传递函数的交叉耦合控制	高	一般	低	低	低
基于无源性的交叉耦合控制	高	一般	高	一般	高
基于任务坐标系的交叉耦合控制	高	一般	高	一般	高

图 1-4 各种交叉耦合控制方法的性能对比

1.2.3 基于任务坐标系的轮廓运动控制

根据上节对交叉耦合控制的阐述以及图1-4可以看出，基于任务坐标系的轮廓运动控制方法能较好的增强各轴之间的协调性，系统的稳定性较好，但是抗干扰能力和高速大曲率下的轮廓运动控制性能一般。实际上，基于任务坐标系的轮廓运动控制方法很适合提高协

调性,便于设计控制器,其缺点也可以通过进一步的研究来解决——其抗干扰能力可通过控制器的设计来增强,而高速大曲率轮廓运动控制性能可以通过进一步探究更准确的轮廓误差计算模型并构造相应的任务坐标系来改善。以下介绍基于任务坐标系的轮廓运动控制的研究历程,为本论文的研究工作做一个前期铺垫。

1.2.3.1 任务坐标系

从1987年开始, Srinivasa等^[62, 53]基于期望轮廓上的期望运动点建立二维Frenet标架作为任务坐标系,原来笛卡尔坐标系里的跟踪误差在任务坐标系被解耦成法向误差分量和切向误差分量,并用法向误差分量近似轮廓误差。由此,笛卡尔坐标系下的误差动力学方程可以被变换到任务坐标系中,并在各个任务坐标轴串联前馈预补偿器。由此,轮廓控制器的设计也就简化成两个独立回路控制的问题,实现了对法向误差分量和切向误差分量的解耦控制。但是这种方法需假设期望轮廓的时间变化率相对于系统动力学是缓慢的、跟踪误差相对于期望轮廓的曲率半径是很小的,并且期望轮廓还是分段的直线组成的,因此该方法只适宜于分段线性的期望轮廓下的低速小曲率轮廓运动控制^[27]。

Chiu等^[63, 64, 18]则进一步在空间期望轮廓轨迹上建立三维Frenet标架作为任务坐标系,如图1-5所示,将机床多轴进给系统的动力学模型变换到任务坐标系中,从而得到在任务坐标系下的耦合的误差动力学模型,然后设计控制器分别配置三个任务坐标轴上的误差动力学的动态特性,实质是采用状态反馈来增强各个误差分量的系统刚性,尤其是增加法向误差分量的系统刚性以提高轮廓控制性能。Chiu等提出的基于任务坐标系的轮廓运动控制方法本质上是用任务坐标系上的法向误差分量来近似轮廓误差,通过任务坐标系实现对法向误差分量与切向误差分量的解耦控制,着重提高法向误差分量的系统刚性从而提高系统的轮廓控制性能,避免因无选择地提高各任务轴方向的带宽而带来的不利因素,如浪费硬件资源、容易导致不稳定等。同时还考虑了速度与曲率对于轮廓运动控制的影响,并将其作为模型补偿信息运用在控制器设计中。对比于传统的交叉耦合控制,该方法在一定程度上可以改进高速大曲率轮廓下的运动控制性能^[20, 18]。该方法的不足在于除了直线、圆弧之外,对于复杂曲线,即使是椭圆轮廓,在高速大曲率轮廓运动时,用法向误差分量近似轮廓误差显得很不准确,容易导致控制输入量过大、执行器输入饱和甚至不稳定;控制器设计中没有系统考虑系统模型不确定性与外部扰动的影响,其抗干扰能力一般^[65]。导致这些问题的根本是该任务坐标系是基于期望轮廓上的期望运动点的,其轮廓误差是一个与跟踪误差相关的近似计算。由于该任务坐标系理论框架在协调性和控制器设计方面比较有点,此后出现了许多基于该任务坐标系的协调轮廓运动控制方法,针对的设备也不仅限于多轴运动平台^[66, 19, 67, 68],还涉及到机械手臂等^[69]。

Yao等^[70]在1992年针对机械手臂的协调运动和力控制研究中提出了曲线坐标来全局

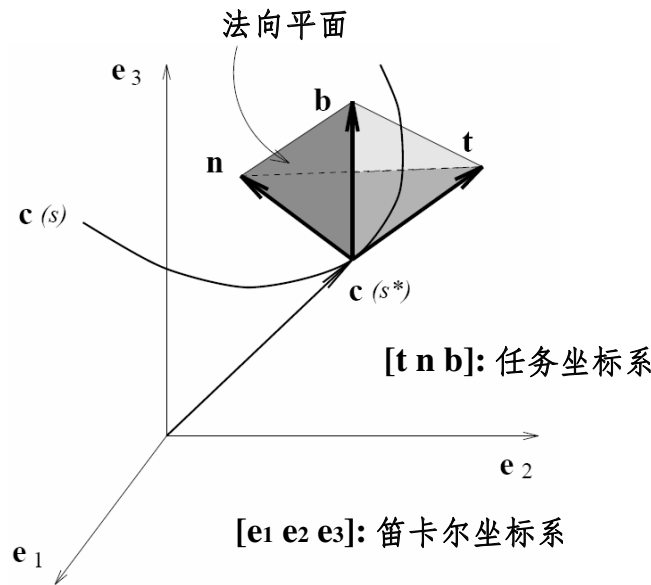


图 1-5 笛卡尔坐标系和任务坐标系

定义任务空间坐标系，其中期望轮廓和期望运动的描述简单有效——期望轮廓由某些任务坐标来定义，期望轮廓上的运动则由其它任务坐标描述。在这种任务空间中，轮廓运动控制被简化为在描述轮廓误差的任务坐标上的动力学镇定问题和其它坐标上的轨迹跟踪问题^[71, 72]。这种全局任务坐标系下的系统动力学具有强耦合和非线性特征，因此Yao和Chiu等利用非线性控制理论来设计相应的轮廓运动控制器，并取得了一定的控制效果^[64, 73]。在全局任务坐标系中的曲线坐标主要依赖于期望轮廓的几何形状^[70]，与各轴的跟踪误差没有关系。然而，所提出的任务空间定义不保证各个曲线坐标在期望轮廓上局部正交，导致笛卡尔坐标空间到任务坐标系之间的变换矩阵（雅克比矩阵）不一定是酉矩阵，因此对轮廓误差的解耦不够彻底；更重要的是，任务坐标系中的轮廓误差计算模型往往只是与实际轮廓误差非线性相关，并不能真实反映实际轮廓误差的大小。由于这些原因，这种方法只对于某些特殊轮廓才行得通（例如圆轮廓，因为在圆轮廓上的任务曲线坐标系刚好是正交的^[73]），不能满足任意曲线轮廓运动控制的需求。可以说，这种全局任务坐标系在探究适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型方面提供了一个良好的思路，但是实际有效的全局任务坐标系还有待进一步研究。

1.2.3.2 轮廓误差

轮廓运动控制的一个重点是探究适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型。轮廓误差是实际轮廓和定义的期望轮廓之间的几何偏差，在轮廓运动时，它可以被量化为当前时刻的实际位置和期望轮廓之间的最短距离^[20, 19]。适合于实时控制的轮廓误差精确计算

模型至今尚未给出, 为了进行多轴轮廓运动控制, 轮廓误差往往都用近似计算模型所替代^[74, 68, 75]。

轮廓误差, 根据定义, 应该是仅依赖于当前实际位置和期望轮廓的几何形状, 而跟期望运动点没有关系, 也与跟踪误差没有关系。然而, 交叉耦合控制方法^[17, 57, 76]和基于局部任务坐标系的轮廓运动控制方法^[20, 66, 19]都利用位置跟踪误差来估计轮廓误差, 由此得到的轮廓误差计算模型不得不依赖于期望运动点。结果, 这些方法都必须假设各轴的位置跟踪误差非常小(与期望轮廓曲率半径相比较), 并且计算出来的轮廓误差只是一个近似值。如图1-6所示, P_d 是期望轮廓上的期望运动点, P_a 是实际位置, 实际轮廓误差为 $\overrightarrow{P_a P_c}$, Yeh等^[74]提出的近似轮廓误差 $\overrightarrow{P_a P_t}$ 为当前实际位置到期望轮廓在点 P_d 处的切线的最短距离 $\overrightarrow{P_a P_t}$; 如图1-7所示, Cheng等^[68]设跟踪误差 E_p 到实际运动点 $P_1(t)$ 切线方向的投影长度为 L , 并在期望轨迹上寻找到点 $R'_2(t)$ 使得 $|R_1 R'_2| = L$, 然后将实际运动点 $P_1(t)$ 到线 $R_1 R'_2$ 的最短距离 E'_c 视作轮廓误差的近似模型; 后来, Su等^[75]在Cheng等人的研究基础上, 提出了一个位置误差补偿器, 如图1-8所示, 他们将 $\overrightarrow{R_1 P_2}$ 补偿掉, 由此得到一个估计工作点 $P'_2(t)$, 认为以 $P'_2(t)$ 为期望运动点更有利于改善轮廓控制性能, 并在实验中取得了较好的效果。此外, J. Yang和Z. Li还于2010年构建期望轮廓在期望运动点处的曲率圆, 将实际运动点到该曲率圆的最短距离视作轮廓误差^[76]。

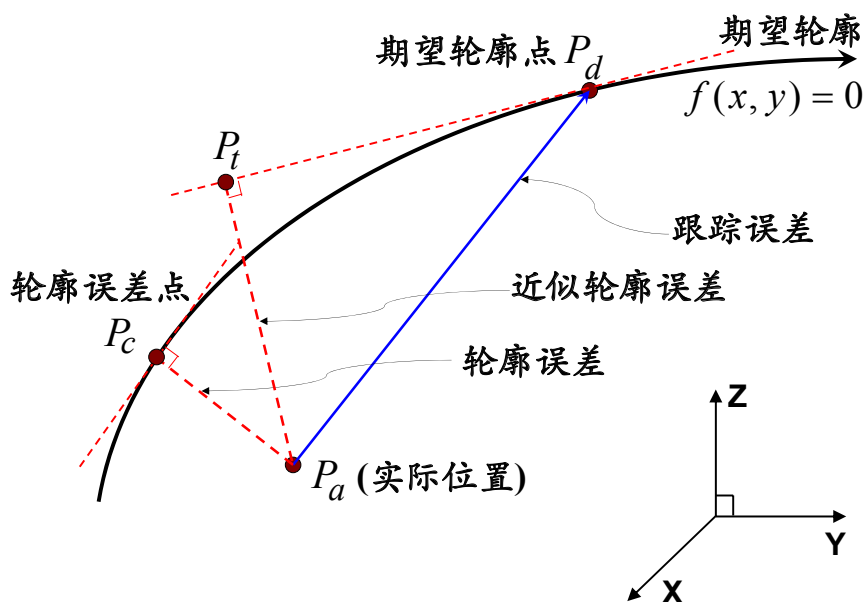


图 1-6 Yeh 等的轮廓误差近似计算模型

以上都是基于期望运动点来构造轮廓误差的近似计算模型, 从本质上将原本与期望运动没有关系的轮廓误差变成了一个与时间和运动相关的量, 从而导致无法有效应对高

位角的组合。其中轮廓误差计算模型简单而且便于设计控制器,但该方法本质上和J. Yang和Z. Li提出的轮廓控制方法^[76]是一样的,具体执行时,轮廓误差计算也是近似的,而且坐标依附于期望运动点,不适用于高速大曲率的情况。Chen等后来又提出了等效轮廓误差^[78]的概念,其本质与Yao等早期提出的全局曲线坐标系是一致的^[70, 71, 72]——轮廓误差计算模型往往只是与实际轮廓误差非线性相关,并不能真实反映实际轮廓误差的大小。熊有伦院士在1991年研究线轮廓度和面轮廓度的评定和判别时,提出过轮廓误差的数学描述模型,但没有运用于轮廓运动实时控制中^[79]。

可以看出,目前实时控制所用到的轮廓误差计算模型均是近似模型,而且大多都依赖于期望运动点,在高速大曲率轮廓运动时,大曲率点处的轮廓运动控制性能会很差。因此,要想解决高速大曲率精密轮廓运动控制问题,有必要研究简单、准确的轮廓误差计算模型,并且该模型只依赖于期望轮廓的几何形状,而与期望运动点和各轴跟踪误差无关。

1.2.4 轮廓运动控制算法

当利用各种交叉耦合方式(比如任务坐标系)增强多轴轮廓运动控制的协调性后,还需设计合适的控制策略来有效解决任务坐标系里的非线性动力学下的强耦合以及各种不确定性的影响,增强系统的抗干扰能力以提高轮廓运动控制性能。其中不确定性来自实际物理系统的参数不确定性(比如负载变化)、建模误差、不确定非线性(比如死区、摩擦力及纹波力等)以及外部干扰等。

目前大部分的多轴机床都采用PID控制。为了减少机械加工中的轮廓跟踪误差,最有代表性的做法是增加前馈补偿,如将零相位误差跟踪控制器(ZPETC)^[22, 80]作为前馈控制器,可提高动态响应的快速性,消除延时效应,实现快速跟踪。后来因为多轴机械加工往往是重复运动,Tung等运用重复控制^[81]、Barton等运用迭代学习控制^[82]来提升轮廓控制性能。交叉耦合控制^[58, 60, 74, 75]则往往都是基于线性时不变的经典控制器理论,不能有效处理高速大曲率轮廓运动时的各种不确定性干扰的影响。基于任务坐标系的滑模变结构控制^[83]也被提出来处理轮廓运动控制问题,这种控制器提高了系统的抗干扰能力,但是滑模变结构控制的输入抖动比较严重,往往不太适用于对抖动敏感的机械系统。此外,各种智能控制方法,如模糊控制、神经网络和专家系统等也逐渐出现在多轴运动控制研究当中^[84, 85, 84]。

过去的十几年里,Yao提出并发展了一种自适应鲁棒控制(ARC)理论^[86, 87, 88, 89],针对存在参数不确定性和不确定非线性的机电系统的精密运动控制,提供了一种严格的理论框架。这种自适应鲁棒控制方法有效地结合了传统鲁棒控制和自适应控制的本质运作机理,在理论上严格证明了可以同时取得传统鲁棒控制和自适应控制所能达到的控制性

能, 因此也克服了学术界长期未能解决的鲁棒控制和自适应控制各自的控制性能限制问题: (1)、鲁棒控制器的整体控制性能的保守性; (2)、自适应控制器在系统只存在参数不确定性时的瞬态控制性能的未知性, 以及系统同时有参数不确定性和时变干扰时的瞬态及稳态控制性能的未知性。自适应鲁棒控制理论^[90]首先被用到了直线电机伺服控制上^[91, 92], 在执行器输入饱和和短暂大扰动情况下, 它都能保证系统有良好的稳定性^[93, 94], 该控制方法在直线电机高速高精度运动控制中也具有高性能的伺服跟踪效果^[91, 92, 93, 94, 95]。Yao为了减少测量噪声的影响, 用期望轨迹的当前状态量来替代实际状态量, 提出了期望补偿自适应鲁棒控制 (DCARC) 理论, 并在实际应用中取得了良好的控制效果^[96, 90]。此外, 直接自适应鲁棒控制 (DARC) 虽然能取得良好的伺服跟踪效果, 但即使在满足持续激励 (PE) 条件的情况下, 其参数自适应仍然很难收敛到物理参数的真实值, 即无法实现准确的在线参数估计 (准确的在线参数辨识可应用于机械运行状况的监测和预测)。据此, Yao提出了一种直接/间接集成自适应鲁棒控制理论 (DIARC)^[89], 该控制器不仅能实现良好的伺服跟踪, 还可以实现准确的在线参数估计。Chiu将Yao的自适应鲁棒控制引入到多轴轮廓运动控制中, 取得了较好的轮廓运动控制效果^[64]。

1.2.5 多轴系统中的典型非线性

组成多轴机械系统的物理器件, 如伺服电机、直线电机、机械连接件等常存在迟滞、齿隙、死区、低速摩擦力以及纹波力等典型非线性, 这些非线性在控制性能要求不高时可以被忽略。但是, 一旦要实现高性能的运动控制, 这些非线性的存在将会引起控制性能的退化, 而且有可能导致系统不稳定。因此, 非线性补偿在精密轮廓运动控制中也是一个不可忽视的问题, 一旦有效的话, 将有利于进一步提高轮廓控制性能。例如Jun等针对含有死区X-Y定位平台的运动控制, 利用模糊逻辑控制方法提出了死区补偿方案, 最终取得了较好的控制效果^[97]。限于篇幅, 本节仅对机械系统常见的死区、定位力以及摩擦力相关的研究做一个简述。

1.2.5.1 死区

死区是存在于电液伺服阀、伺服电机以及机械连接件的一种不光滑非线性环节^[98], 是一种静态的输入—输出关系, 具有在某段工作区域内有输入无输出的特点。假若死区非线性的各参数已知, 那么就很容易建立一个完美的死区逆以消除死区的影响^[99]。但实际上, 死区的输出通常是不可直接测量, 死区参数往往也未知并且很难在设备的整个生命周期中保持恒定。因此, 如何在死区参数未知、无法直接测量死区输出的情况下有效补偿死区非线性的影响是死区研究的一个难点问题。已有研究表明, 反馈控制系统中的死区补偿若设计不当, 容易导致系统的控制性能退化, 引起控制精度低、极限环、甚至系统不稳

定^[100]。

在过去的几十年里，很多研究者都致力于解决死区补偿问题，并且发表了大量研究成果^[99, 101, 102, 103, 104, 105]。从1991年开始，Recker、Kokotovic、Tao等人提出了自适应死区逆来补偿死区的影响^[99, 101]，但在理论上都只能保证输出跟踪误差有界。Cho等继续了上述研究，并且实现了对未知死区的完美补偿^[106]，但该研究假设死区的输入和输出均可测，这不太符合实际情况。Lewis和Selmic等采用模糊逻辑^[102, 107]和神经网络^[108]来构造自适应死区逆^[101]，但在理论上并没有取得任何实质性进展——仍然只能保证输出跟踪误差有界。Wang和Su^[109]、Ibrir^[103]、Zhang^[110, 105]、Yoo^[111]和Hua^[112]等继续深入研究了死区补偿问题，他们将死区建模为线性输入和有界干扰项之和，若死区是对称的^[109]，该线性增益为未知常量，否则为时变未知增益^[103, 111]。基于这种死区建模，传统的鲁棒自适应控制策略可以很方便的被运用来处理死区控制问题，并获得有界的输出跟踪误差。Zhou等^[113, 104]则利用光滑函数来构造死区逆，结合自适应控制^[114]和反步法^[115]，也取得了输出跟踪误差有界的理论结果。

从以上研究可以看出，死区补偿已被密切关注和广泛研究，但在死区输出不可测、死区参数未知的情况，现有的控制策略都无法对死区非线性实现完美补偿，也无法实现渐近稳定跟踪——即输出跟踪误差趋于零（虽然Zhou采用滑模变结构实现了渐近稳定跟踪^[116]，但该控制方法在实际应用中存在输入抖振问题）。要想获得渐近输出跟踪的结果，传统的自适应控制往往要求各种非线性能够被全局线性参数化，而死区恰恰无法全局线性参数化，这就是目前的死区控制方法无法实现渐近输出跟踪的主要原因^[117]。

1.2.5.2 定位力



图 1-10 直线电机

永磁电机已广泛存在于各种伺服系统中，但是其推力往往有波动影响，原因是永磁电

机中存在齿槽力和磁滞力等。其中齿槽力是指电机在无电枢电流情况下，动子运动时，由于齿槽的存在或铁芯磁阻的变化而产生的推力波动，它总是试图将转子定位在某一位置；磁滞力则是由于定子铁磁物质在转子磁场作用下，其内部的磁畴反对改变排列方向的趋势所造成的。齿槽力和磁滞力被统称为定位力^[118]。在永磁直线电机（如图1-10所示）中，除了存在齿槽定位力和磁滞定位力，还存在由于边端断开形成铁心的有限长产生的边端定位力^[119]，因而直线电机的定位力影响更加明显^[120]。

在直线电机驱动系统中，定位力是干扰的重要来源之一。为了实现精密运动控制，有必要深入研究直线电机定位力的特性，从而形成有效的定位力补偿方法。为此，Braembussche^[121]、Otten^[122]、Xu^[123]和Yao^[124]等许多研究者都在定位力的建模和补偿方面做了大量的研究工作^[125, 126, 127]。比如定位力被看做是与位置有关的周期函数^[123, 124]，因此被近似建模为几个有较大权重的傅里叶级数之和。Lv和Yao等人则进一步研究了定位力中的非周期性因素并提出了有效的补偿方案^[95]。需要指出的是，这些定位力补偿方案都只是针对单轴运动系统的伺服控制，还没有被运用到多轴轮廓运动控制中。

1.2.5.3 摩擦力

在机械运动系统中，摩擦力是系统干扰的一个重要来源，若补偿不当，会严重影响系统的伺服跟踪性能。对于多轴运动系统，摩擦力一旦导致某个轴的伺服跟踪性能退化，那么整体的轮廓控制性能就会受到影响。因此，为了实现高性能的轮廓运动控制，有必要探究摩擦力模型并进行有效的补偿。

基于之前的摩擦力研究，摩擦力被看做是一个含有非线性特性的动力学现象，比如它含有Stick-slip、Stricbeck effect等现象。研究者也提供了许多摩擦力模型：Armstrong-Helouvy^[128]在调研了很多摩擦力模型后，提出了一种七参数模型^[129]；Hsieh和Pan提出一种无穷开关模型^[130]；Canudas de Wit等人提出一种LuGre模型，引起广泛关注^[131]；L. Lv和Yao则提出了一种改进型的Lugre模型，并实验验证了该模型的有效性^[132]。当前随着精密制造的发展，精密运动设备上的摩擦学研究也是急需解决的关键技术问题^[133]。因此，摩擦力建模及补偿研究也是精密轮廓运动控制中不可忽视的问题。

1.3 课题的研究意义及研究内容

1.3.1 课题的来源及研究意义

本课题来源于国家自然科学基金（海外青年学者合作研究基金）资助项目“高速高精度运动控制理论及方法的基础研究”（No.50528505），课题研究也受益于教育部长江学者奖励计划和国家留学基金委的支持。精密机电控制实验室则是在浙江大学“985工程”机电系统及装备创新科技平台的支持下建成的。

本课题围绕基于全局任务坐标系的精密轮廓运动控制方法展开,针对适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型及正交全局任务坐标系的构建、具有强协调能力和抗干扰能力的高性能轮廓运动控制器设计、协调轮廓运动控制中的定位力及死区补偿等问题,展开了系统的研究,旨在形成一套实际有效的基于全局任务坐标系的高性能精密轮廓运动控制方法,解决目前工业界面临的高速高精度大曲率精密轮廓运动控制难题。

1.3.2 研究内容

本论文的主要研究内容包括:

一、适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型和相应的全局任务坐标系研究

轮廓误差是依赖于期望轮廓形状的几何概念,与期望运动点和跟踪误差没有关系。目前实时控制所用到的轮廓误差计算模型均是对实际轮廓误差的近似计算,而且往往依赖于期望运动点与各轴跟踪误差,从本质上将原本与期望运动没有关系的轮廓误差变成了一个与时间和期望运动相关的量;现有的任务坐标系也往往是基于期望运动点所构建的局部任务坐标系,导致坐标系中的轮廓误差计算不准而且与时间及期望运动相关。因而,现有的轮廓误差计算模型与任务坐标系都是在各轴的位置跟踪误差非常小(与期望轮廓曲率半径相比较)的前提下才适用,无法有满足高速大曲率轮廓运动控制时的高性能要求。

本论文拟研究适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型,给出具体数学表达式——该计算模型应该是仅依赖于期望轮廓的几何形状,而与期望运动点以及各轴跟踪误差无关;然后,基于该计算模型,构建相应全局任务坐标系,给出各个任务坐标的具体数学表达式——该任务坐标系应只与期望轮廓的几何特性有关,且能保证任务曲线坐标在期望轮廓上的局部正交性。最终形成的正交全局任务坐标系应该具有轮廓误差计算精确、便于速度规划、适宜实时控制等特点。

二、基于全局任务坐标系的精密轮廓运动控制方法研究

现有的轮廓运动控制器往往是基于传统的线性时不变控制理论,没有综合考虑实际机电系统模型所具有的参数不确定性、不确定非线性以及外干扰,也无法有效应对任务坐标系下的非线性系统动力学中的强耦合影响,导致最终的轮廓运动控制器的性能鲁棒性不强、实际轮廓运动控制精度不高,无法满足高性能的轮廓运动控制要求。

本论文拟针对全局任务坐标系下的强耦合非线性系统动力学,考虑实际物理系统动力学模型常具有的参数不确定性、不确定非线性以及外干扰,设计出一系列出能有效处理强耦合和各种不确定性、具有强协调能力和抗干扰能力的高性能非线性自适应鲁棒轮廓运动控制器。所设计的控制器应能保证良好的瞬态性能和稳态轮廓控制精度,并能在实际中实现高性能的轮廓运动控制。

三、精密多轴轮廓运动控制中的非线性补偿研究

实际机械系统模型中存在着许多典型的非线性，比如直线电机中的定位力、机械连接件中的死区等。这些非线性容易导致系统控制精度低、极限环或者系统不稳定，在精密运动控制中不可轻易被忽略。如何对多轴机械系统中的典型非线性进行有效补偿以进一步提高轮廓运动控制精度，是一个值得重视的问题。

本论文拟以定位力和死区为例，探究其具体物理特性，比如直线电机中的定位力往往随位置具有周期性的特点，可通过傅里叶级数展开对定位力进行近似建模以补偿定位力的影响；死区虽然模型参数未知、输出不可测，但是结构清楚，在某些工作区域内还能线性参数化，因此可构建自适应死区逆对死区进行补偿以消除其影响。所提的定位力补偿和死区补偿方案在精密轮廓运动控制中应切实有效。

1.4 本章小结

1、阐述了多轴轮廓运动控制的研究背景，指出多轴轮廓运动控制研究的现实意义和应用前景，归纳出高性能轮廓加工所涉及到的高速高精度大曲率轮廓运动控制难题。

2、详细介绍了多轴轮廓运动控制的研究状况，包括单轴无耦合控制及轨迹规划、交叉耦合控制、基于任务坐标系的轮廓运动控制、轮廓运动控制算法等，具体指出各种轮廓运动控制方法所存在的问题及其在高速大曲率轮廓控制性能方面的不足。

3、简介了非线性补偿对于精密轮廓运动控制的意义，并介绍了死区、定位力和摩擦力等非线性的研究现状。

4、概述了本课题的研究意义及研究内容。

第二章 正交全局任务坐标系研究

摘要：本章首先依据轮廓误差的定义，结合微分几何知识，给出了一种新的适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型——该模型能够精确到真实轮廓误差的一阶近似值，并仅依赖于期望轮廓的形状，而与期望运动点及各轴的跟踪误差无关。然后，基于该计算模型，提出了一种正交全局任务坐标系，给出了各任务曲线坐标的数学表达式——与传统常用的局部任务坐标系依附于期望运动点不同，该全局任务坐标系仅依赖于期望轮廓的几何特性，其中一个任务坐标轴直接对应于轮廓误差，用以约束实际运动点运行在期望轮廓上，另一个任务坐标轴则对应运动路程，用以驱动实际运动点跟踪期望运动点。为证明所提任务坐标系的优越性，所提的全局任务坐标系与传统上常用的局部任务坐标系，都被应用于一个两维直线电机系统的轮廓运动控制中。实验结果表明基于所提的全局任务坐标系的轮廓运动控制器在高速大曲率轮廓跟踪、初始跟踪误差很大的情况下，均能获得良好的轮廓运动控制性能，这也证明所提的任务坐标系是解决工业界高速高精度大曲率轮廓加工难题的有效途径。

2.1 引言

轮廓误差是实际轮廓与期望轮廓之间的几何偏差，在实际加工中，我们将其看做是实际加工点或实际运动点到期望轮廓的最短距离。从概念上讲，轮廓误差应只依赖于期望轮廓的形状，而与期望运动点和各轴跟踪误差没有关系。然而，现有的交叉耦合控制器^[17, 57, 76]和基于局部任务坐标系的轮廓运动控制器^[20, 19, 65]等都利用期望运动点来构建轮廓误差的近似计算模型，也即利用各轴的位置误差来估计轮廓误差，导致轮廓误差依赖于期望运动。这些方法都必须假设位置跟踪误差远小于期望轮廓的曲率半径，所构建的轮廓误差计算模型也只是一个近似计算而已。1992年，Yao在针对机器臂的协调运动控制中提出全局任务坐标系的概念^[70]，但这个任务坐标系并没有仔细探究轮廓误差的精确计算模型，也没有保证全局任务曲线坐标在期望轮廓上的局部正交性，其坐标变换矩阵（雅克比矩阵）不是酉矩阵，曲线坐标上的具体值也不能对应真正的轮廓误差和切向位置跟踪误差。因此，这种方法虽然在理论上大致行得通，但无法保证在多轴机械系统的实际轮廓控制性能，也没有获得广泛的认可。Xu和Yao将该任务坐标系运用在圆轮廓跟踪实验中，取得了较好的轮廓跟踪效果^[73]，但是圆轮廓形状过于特殊，一旦期望轮廓变的稍微复杂一点，比如是椭圆轮廓，该方法的实际轮廓误差就会变得很大。应该说，目前工业界高速大曲率轮廓加工问题始终无法得到很好的解决，一个很重要的原因就是轮廓误差计算模型都是近似模型，且大部分都是依赖于期望运动点和跟踪误差。

本章针对两维系统, 根据轮廓误差的定义, 结合微分几何知识, 给出了一种新的适用于实时控制的轮廓误差计算模型——该模型能够精确到真实轮廓误差的一阶近似值, 并仅依赖于期望轮廓的形状, 而与期望轮廓上的运动点无关, 也与各轴的跟踪误差没有关系。然后, 基于该轮廓误差计算模型, 提出了一种正交全局任务坐标系的构造方法, 给出了各任务曲线坐标的具体数学表达式——与传统常用的局部任务坐标系依附于期望运动点不同, 该全局任务坐标系仅与期望轮廓的几何形状有关, 且能保证任务曲线坐标在期望轮廓上的局部正交性, 笛卡尔空间到任务空间的变换矩阵(雅克比矩阵)也是酉矩阵。全局任务曲线坐标系上的一个坐标直接对应轮廓误差, 用于约束实际运动点在期望轮廓上运行; 另一个坐标对应沿着期望轮廓的路程长度, 用于驱动实际运动点对期望运动点进行完美跟踪。为验证所提出的全局任务坐标系的优越性, 本章基于该全局任务坐标系设计了简易直接自适应鲁棒轮廓运动控制器^[134], 以便于处理任务坐标系下的系统动力学中的各种不确定性和强耦合的影响, 并将该控制器应用于工业两维高速直线电机的轮廓运动控制上。实验研究结果证明, 在高速大曲率轮廓运动控制中, 所提出的全局任务坐标系对应的轮廓误差比传统局部任务坐标系降低了61.1%, 这个结果证明所提全局任务坐标系是解决高速大曲率轮廓加工难题的有效途径。

2.2 问题阐述

本节首先介绍一些典型的轮廓误差计算模型, 归纳出这些模型的特点, 进而阐述全局任务坐标系需要解决的重点问题。

工业上加工一个零件的外形轮廓, 常需要多轴机床设备的末端执行器运行一个预定的轨迹曲线, 这个曲线即期望轮廓轨迹。在笛卡尔坐标系 (x, y) 定义的两维空间中, 一个光滑的曲线可用如下表达式描述:

$$f(x, y) = 0 \quad (2-1)$$

其中 f 是已知函数。由于实际系统模型中不可避免的存在着各种不确定性和忽略掉的高频动力学, 实际运动点(即末端执行器的位置)不可能完全准确的运行在期望轮廓上。因此, 轮廓运动控制的主要目标是保持轮廓误差在可容忍的范围以内以保证零件的最终表面质量。轮廓误差在轮廓运动控制中常被量化为实际运动点到期望轮廓之间的最短距离。如图2-1所示, t_0 时刻的实际位置 $P_a(t_0)$ 对应的轮廓误差是 $|\overrightarrow{P_c(t_0)P_a(t_0)}|$, 其中轮廓误差点 $P_c(t_0)$ 是期望轮廓上的点, 其沿期望轮廓的切线垂直于 $\overrightarrow{P_c(t_0)P_a(t_0)}$; t_1 时刻的实际位置 $P_a(t_1)$ 对应的轮廓误差是 $|\overrightarrow{P_c(t_1)P_a(t_1)}|$, 其中轮廓误差点 $P_c(t_1)$ 是期望轮廓上的点, 其沿期望轮廓的切线垂直于 $\overrightarrow{P_c(t_1)P_a(t_1)}$ 。可以看出, 轮廓误差是一个仅依赖于实际位置和期望轮廓形状的几何概念。

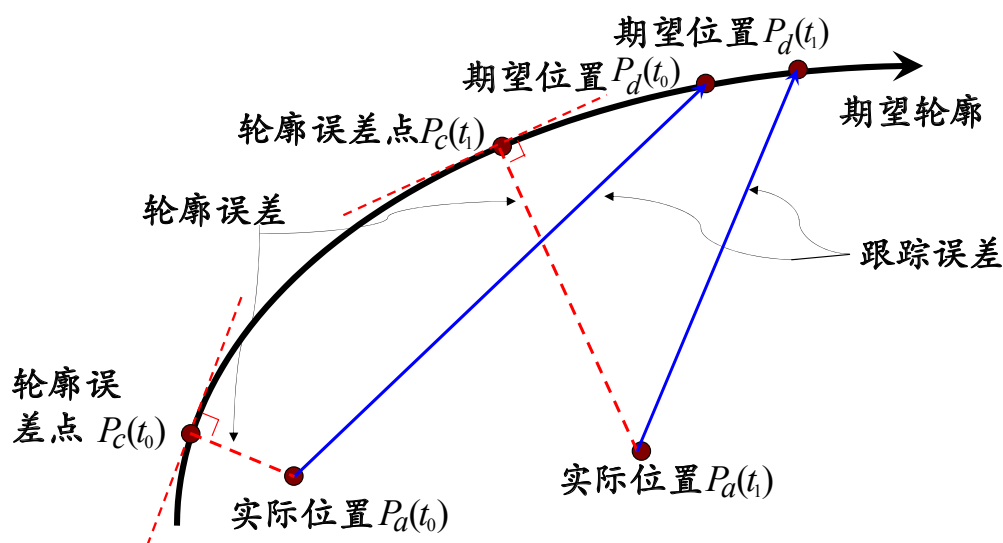


图 2-1 两个实际运动点的轮廓误差和跟踪误差

实际轮廓运动除了要获得尽可能小的轮廓误差外，还需要实际运动点能够以一定的运动来沿着期望轮廓运行，这个目的需要通过如下方式来定义期望运动：

$$\mathbf{q}_d(t) = [x_d(t), y_d(t)]^T \quad (2-2)$$

其中 $x_d(t)$ 和 $y_d(t)$ 是关于时间的已知函数，表示的是 t 时刻期望轮廓上的期望运动点，如图 2-1 的点 $P_d(t)$ 。显然， $P_d(t)$ 一直都在期望轮廓上，也即

$$f(x_d(t), y_d(t)) = 0, \forall t \quad (2-3)$$

其运动速度即为期望进给率 $V_d(t)$ ，即

$$\sqrt{\dot{x}_d(t)^2 + \dot{y}_d(t)^2} = V_d(t), \forall t \quad (2-4)$$

根据以上描述的期望运动轨迹，如果能够保证位置跟踪误差 $\overrightarrow{P_a P_d}$ 足够小，实际运动点在期望轮廓上的跟踪运动就可以实现。

很明显，轮廓误差与位置跟踪误差之间不存在唯一的函数关系——位置跟踪误差是依赖于期望运动的（参见式(2-4)），而轮廓误差却是不依赖于期望运动的几何量。在实际中，适用于实时控制的轮廓误差精确计算存在着较大的技术困难——目前所有的交叉耦合控制算法和基于局部任务坐标系的控制算法，均假设各轴的位置跟踪误差足够小，并基于位置误差来近似估计实际轮廓误差。在跟踪误差很小这个假设前提下，轮廓误差的近似计算模型

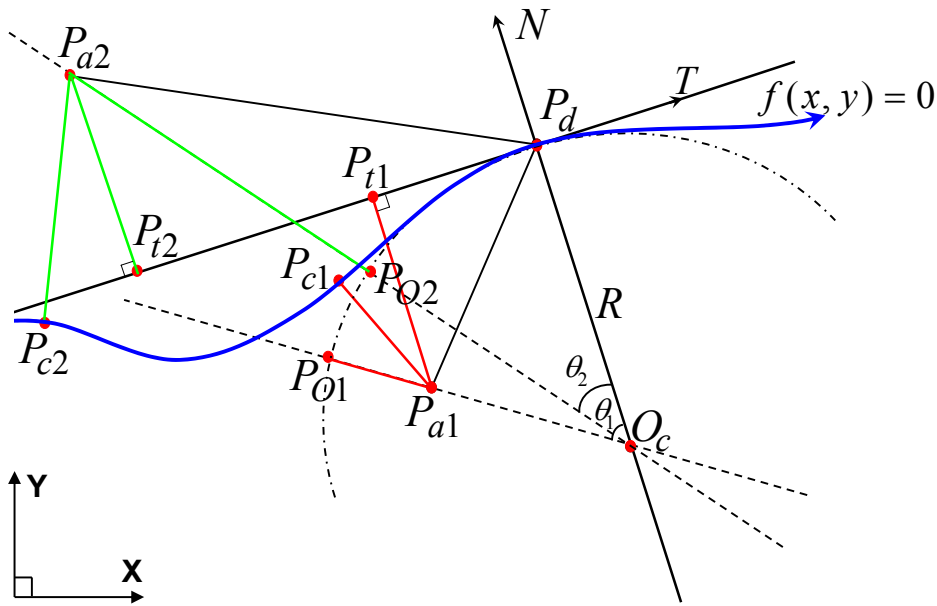


图 2-2 典型的轮廓误差近似计算模型

并不唯一，由此出现了各种各样的轮廓误差数学计算式^[20, 19, 76]。在传统的交叉耦合控制^[17]和局部任务坐标系^[20]中，轮廓误差的近似计算模型是实际位置到期望点沿期望轮廓切向的最短距离。如图2-2所示，期望轮廓为 $f(x, y) = 0$ ，当前时刻的期望轮廓点为 P_d 。若实际位置是 P_{a1} 点，其对应的实际轮廓误差 $|\overrightarrow{P_{c1}P_{a1}}|$ ，由 $|\overrightarrow{P_{t1}P_{a1}}|$ 近似，也即 P_{a1} 到切向 T 上的距离；若实际位置是 P_{a2} 点，其对应的轮廓误差 $|\overrightarrow{P_{c2}P_{a2}}|$ ，由 $|\overrightarrow{P_{t2}P_{a2}}|$ 近似，也即 P_{a2} 到切向 T 上的距离。在注意到上述局部任务坐标系 P_dTN 并没有考虑在期望轮廓点 P_d 处的曲率影响后，J. Yang和Z. Li于2010年给出了另外一种近似计算模型^[76]——实际位置到期望轮廓上期望点所对应的曲率圆的最短距离。如图2-2所示， O_c 是期望轮廓在 P_d 处的曲率圆的圆心，若实际位置是 P_{a1} 点，其轮廓误差 $|\overrightarrow{P_{c1}P_{a1}}|$ 被 $|\overrightarrow{P_{o1}P_{a1}}|$ 近似，其中 $|\overrightarrow{P_{o1}P_{a1}}|$ 是实际位置 P_{a1} 到 P_d 所对应的曲率圆的最短距离；若实际位置是 P_{a2} 点，其轮廓误差 $|\overrightarrow{P_{c2}P_{a2}}|$ 被 $|\overrightarrow{P_{o2}P_{a2}}|$ 近似，其中 $|\overrightarrow{P_{o2}P_{a2}}|$ 是实际位置 P_{a2} 到 P_d 所对应的曲率圆的最短距离。虽然这些近似计算模型分别在某些特定轮廓运动情况下取得了良好的效果，但是很难说哪种近似模型更准。对于实际位置 P_{a1} ，J. Yang和Z. Li可能认为实际轮廓误差 $|\overrightarrow{P_{c1}P_{a1}}|$ 的近似计算模型 $|\overrightarrow{P_{o1}P_{a1}}|$ 比 $|\overrightarrow{P_{t1}P_{a1}}|$ 好，但是对于实际位置 P_{a2} ，实际轮廓误差 $|\overrightarrow{P_{c2}P_{a2}}|$ 的近似模型 $|\overrightarrow{P_{o2}P_{a2}}|$ 很难说比 $|\overrightarrow{P_{t2}P_{a2}}|$ 好。实际上，对于 P_{a1} 和 P_{a2} ，这两种近似模型很难分清孰优孰劣，也即这两种近似模型并没有本质上的区别。

以上分析表明，当首要目标是控制轮廓误差尽可能小的情况下，我们应该放弃传统的解决轮廓运动控制问题的方式（即利用期望运动点来构造轮廓误差近似计算模

例如，一个圆轮廓

$$\sqrt{x^2 + y^2} - R_d = 0 \quad (2-7)$$

对应的任务空间坐标(2-5)如图2-3所示，其具体数学表达式如下：

$$\begin{aligned} r_c &= \sqrt{x^2 + y^2} - R_d \\ r_m &= \theta_a = \text{atan2}(y, x) \end{aligned} \quad (2-8)$$

这里需注意，Chen等人提出的极坐标系^[77]本质上与坐标系(2-8)是一样的。在这个任务空间下，不管实际位置 P_a 在何处，也不管位置跟踪误差大小如何，曲线坐标值 r_c 一直都是准确的轮廓误差 $\varepsilon_c = \sqrt{x^2 + y^2} - R_d$ ，而图2-2中的 $|\overrightarrow{P_{t1}P_{a1}}|$ 和 $|\overrightarrow{P_{t2}P_{a2}}|$ 却永远只能是轮廓误差 ε_c 的近似值。另外，当 r_c 坐标上的镇定保证了实际运动点始终沿着期望轮廓运动时， r_m 上的跟踪控制可以保证实际运动点能够快速跟踪期望运动点。

通过(2-5)定义的任务空间曲线坐标对于直线轮廓^[72]和圆轮廓^[71]往往都有效，但它还是有两个缺点：首先，曲线坐标 r_c 通常是与实际轮廓误差非线性相关的量，它的单位与轮廓误差的单位可能有较大差别。一旦曲线任务坐标选择不当，即使是对于圆轮廓，也会出现上述问题，比如圆轮廓也可被表示为

$$x^2 + y^2 - R_d^2 = 0 \quad (2-9)$$

那么，按照式(2-5)，坐标 r_c 的定义为

$$r_c = x^2 + y^2 - R_d^2 \quad (2-10)$$

虽然 $r_c = 0$ 仍然意味着 $\varepsilon_c = 0$ ，但这里的 r_c 明显与实际轮廓误差 ε_c 非线性相关，并拥有不同的单位： $r_c = \varepsilon_c^2 + 2R_d\varepsilon_c$ 。其次，曲线坐标无法保证在期望轮廓上的局部正交性，如何选择 $g(x, y)$ 让坐标 r_m 局部正交于 r_c ，仍然还是一个需要重点解决的问题——即使对于简单的非圆轮廓（例如椭圆），所定义的曲线任务坐标都无法保证局部正交性。由于以上两个主要缺陷，Yao的全局任务坐标系没有被广泛的认可，其研究工作在90年代就停滞了。因此，如何解决这两个难点就成为构造全局任务坐标系的关键问题。

2.3 正交全局任务坐标系研究

本节将提出一种系统的构造正交全局曲线任务坐标系的方法。该方法基于期望轮廓的数学表达式(2-1)，可以克服上节介绍的任务坐标系面临的两个难点。

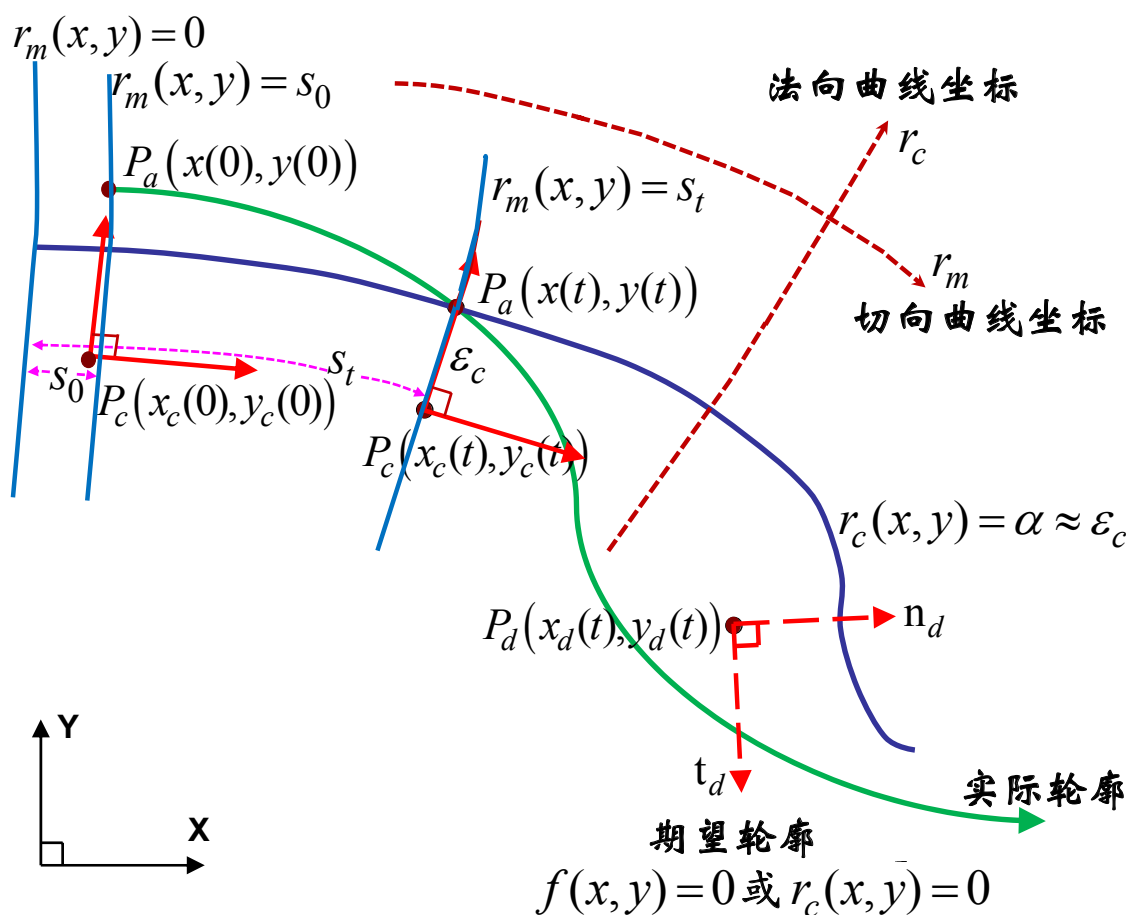


图 2-4 任意曲线轮廓的正交全局曲线任务坐标系

首先, 根据表达式(2-1)描述的期望轮廓几何形状, 沿着期望轮廓法向的曲线坐标可被定义如下:

$$r_c(x, y) = \frac{1}{\sqrt{f_x^2 + f_y^2}} f(x, y) \quad (2-11)$$

其中 $f_x = \partial f(x, y) / \partial x$, $f_y = \partial f(x, y) / \partial y$ 。根据这个坐标定义, 期望轮廓仍可用 $r_c = 0$ 来表示, 具体如图2-4所示。在笛卡尔空间中, 坐标 r_c 的方向可被定义为

$$\mathbf{i}_{r_c}(x, y) = \left[\frac{\partial r_c(x, y)}{\partial x}, \frac{\partial r_c(x, y)}{\partial y} \right]^T = \frac{1}{(f_x^2 + f_y^2)^{3/2}} \begin{bmatrix} f_x (f_x^2 + f_y^2) - f (f_x f_{xx} + f_y f_{yx}) \\ f_y (f_x^2 + f_y^2) - f (f_x f_{xy} + f_y f_{yy}) \end{bmatrix} \quad (2-12)$$

在期望轮廓上, 由于 $f = 0$, 式(2-12)变为

$$\mathbf{i}_{r_c}(x, y) = \frac{1}{\sqrt{f_x^2 + f_y^2}} \begin{bmatrix} f_x \\ f_y \end{bmatrix} \quad (2-13)$$

其中 $\mathbf{i}_{r_c}(x, y)$ 是期望轮廓上的单位法向矢量。这表明曲线坐标 r_c 在期望轮廓上的方向与期望轮廓的法向完全一致。因此, r_c 的值本质上就是轮廓误差, 具体阐述见如下引理:

引理 2.1: 对于平面上的任意一点 $P_a(x, y)$, 设其与期望轮廓 $f(x, y) = 0$ 之间的轮廓误差为 ε_c , 则由(2-11)得到的 r_c 值是轮廓误差 ε_c 的一阶近似值。

证明: 如图2-4所示, 对于空间中的任意一点 $P_a(x, y)$, (x, y) 是它的笛卡尔坐标, $P_c = (x_c, y_c)$ 是 P_a 在期望轮廓上所对应的轮廓误差点, 即 $\varepsilon_c = |\overrightarrow{P_c P_a}|$ 。期望轮廓在点 P_c 处对应的单位法向矢量是

$$\mathbf{n}_{P_c} = \frac{1}{\sqrt{f_{xc}^2 + f_{yc}^2}} \begin{bmatrix} f_{xc} \\ f_{yc} \end{bmatrix} \quad (2-14)$$

其中 $f_{xc} = f_x(x_c, y_c)$, $f_{yc} = f_y(x_c, y_c)$ 。依据轮廓误差的定义, 可知 $\overrightarrow{P_c P_a} = \varepsilon_c \mathbf{n}_{P_c}$, 也即

$$\begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} x_c \\ y_c \end{bmatrix} = \varepsilon_c \frac{1}{\sqrt{f_{xc}^2 + f_{yc}^2}} \begin{bmatrix} f_{xc} \\ f_{yc} \end{bmatrix} \quad (2-15)$$

将 $r_c(x, y)$ 进行泰勒级数展开, 可得

$$r_c(x, y) = r_c(x_c, y_c) + \left[\frac{\partial r_c(x, y)}{\partial x}, \frac{\partial r_c(x, y)}{\partial y} \right] \bigg|_{(x_c, y_c)} \begin{bmatrix} x - x_c \\ y - y_c \end{bmatrix} + o(\varepsilon_c) \quad (2-16)$$

其中 $o(\varepsilon_c)$ 表示所有的高阶部分, 并且 $\lim_{\varepsilon_c \rightarrow 0} \frac{o(\varepsilon_c)}{\varepsilon_c} = 0$ 。注意到 $r_c(x_c, y_c) = 0$ 并且 P_c 是期望轮廓上的点, 由式(2-12)和(2-15), 则式(2-16)可写为

$$\begin{aligned} r_c(x, y) &= \frac{1}{\sqrt{f_{xc}^2 + f_{yc}^2}} [f_{xc}, f_{yc}] \varepsilon_c \frac{1}{\sqrt{f_{xc}^2 + f_{yc}^2}} \begin{bmatrix} f_{xc} \\ f_{yc} \end{bmatrix} + o(\varepsilon_c) \\ &= \varepsilon_c + o(\varepsilon_c) \end{aligned} \quad (2-17)$$

上述表达式表明 $r_c(x, y)$ 是轮廓误差 ε_c 的一阶近似值, 证毕。 ■

现已证明曲线坐标 $r_c(x, y)$ 是轮廓误差的一阶近似值, 接下来我们构造另外一个曲线坐标 $r_m(x, y)$, 它将确定实际运动点在期望轮廓上的运动, 并且要保证 $r_m(x, y)$ 坐标在期望轮廓上局部正交于 $r_c(x, y)$ 坐标。据此目的, 首先注意到两维曲线上的具体位置可以由一个单一变量来参数化, 比如时间 t 可以决定曲线上 t 时刻的位置。以下我们假设期望轮廓(2-1)在笛卡尔坐标空间上可由变量 $\nu \in \mathcal{R}$ 表示, 即

$$\mathbf{q}_\nu(\nu) = [x_\nu(\nu), y_\nu(\nu)]^T \quad (2-18)$$

其中 $x_\nu(\nu)$ 和 $y_\nu(\nu)$ 是两个关于 ν 的已知函数, 且满足

$$f(x_\nu(\nu), y_\nu(\nu)) = 0, \forall \nu \quad (2-19)$$

为了让参数化变得有意义, 这里必须保证 $\mathbf{q}_\nu(\nu)$ 和 ν 之间的一一对应关系。因此, 在有限的工作空间内, 函数 $x_\nu(\nu)$ 和 $y_\nu(\nu)$ 至少有一个存在反函数, 不失一般性, 假设函数 x_ν 存在反函数, 并且反函数 $\nu_x: \mathcal{R} \rightarrow \mathcal{R}$ 已知, 显然 $\nu_x(x_\nu(\nu)) = \nu, \forall \nu$ 。在期望轮廓被参数化后, 如图2-4所示, 参考点 $\mathbf{q}_\nu(0)$ 沿着期望轮廓到任意一点 $\mathbf{q}_\nu(\nu)$ 之间的曲线长度可由下式表示

$$s(\nu) = \int_0^\nu \sqrt{x'_\nu(\tau)^2 + y'_\nu(\tau)^2} d\tau \quad (2-20)$$

其中 $x'_\nu = \partial x_\nu / \partial \nu$, $y'_\nu = \partial y_\nu / \partial \nu$ 。在对期望轮廓曲线进行合理的参数化后, 曲线长度函数 $s(\nu)$ 与变量 ν 之间也是一一对应关系, 假设其反函数 $\nu_s: \mathcal{R}^+ \rightarrow \mathcal{R}^+$ 已知, 也即 $\nu_s(s(\nu)) = \nu, \forall \nu$ 。据此, 下述曲线坐标 $r_m(x, y)$ 表达式可被用来表示期望轮廓上的曲线长度(也即轮廓误差点在期望轮廓上的运动路程):

$$r_m(x, y) = s \left(\nu_x \left(x - \frac{f_x}{f_x^2 + f_y^2} f(x, y) \right) \right) \quad (2-21)$$

并得到如下引理:

引理 2.2: 由(2-21)定义的曲线坐标 $r_m(x, y)$ 拥有如下性质:

- i. 对于期望轮廓上任意一点, 它的 r_m 值是该点沿着期望轮廓到参考点之间的曲线长度。
- ii. 对于期望轮廓上的任意一点, 曲线坐标 r_m 的方向矢量

$$\mathbf{i}_{r_m}(x, y) = \left[\frac{\partial r_m(x, y)}{\partial x} \quad \frac{\partial r_m(x, y)}{\partial y} \right]^T \quad (2-22)$$

实际上是期望轮廓上的单位切向矢量, 具体表达式如下:

$$\mathbf{t}_{P_c}(x, y) = \frac{1}{\sqrt{f_x^2 + f_y^2}} \begin{bmatrix} f_y \\ -f_x \end{bmatrix} \quad (2-23)$$

也即, 在笛卡尔空间中, 期望轮廓上任意一点对应的 r_m 坐标的方向与 r_c 坐标的方向正交。

证明：对于在期望轮廓上任意一点 (x, y) ，它满足 $f(x, y) = 0$ ，由(2-21)可知

$$r_m(x, y) = s(\nu_x(x)) \quad (2-24)$$

即 r_m 值是点 (x, y) 沿着期望轮廓到参考点之间的曲线长度，引理中的性质i证毕。

根据链式法则，对于任意一点 (x, y) ，由(2-22)定义的 $\mathbf{i}_{r_m}$ 具体如下：

$$\mathbf{i}_{r_m} = \frac{s' \nu'_x}{f_x^2 + f_y^2} \begin{bmatrix} f_y^2 + \frac{(f_x^2 - f_y^2)f_{xx} + 2f_x f_y f_{yx}}{f_x^2 + f_y^2} f \\ -f_x f_y + \frac{(f_x^2 - f_y^2)f_{xy} + 2f_x f_y f_{yy}}{f_x^2 + f_y^2} f \end{bmatrix} \quad (2-25)$$

其中 $s' = \left. \frac{ds(\nu)}{d\nu} \right|_{\nu=\nu_x(x-\frac{f_x}{f_x^2+f_y^2}f(x,y))}$ ， $\nu'_x = \frac{d\nu_x(x)}{dx}$ 。对于在期望轮廓上的点 (x, y) ， $f(x, y) = 0$ ，因此式(2-25)可写为

$$\mathbf{i}_{r_m} = \frac{s' \nu'_x}{f_x^2 + f_y^2} \begin{bmatrix} f_y^2 \\ -f_x f_y \end{bmatrix} \quad (2-26)$$

其中 $s' = \left. \frac{ds(\nu)}{d\nu} \right|_{\nu=\nu_x(x)}$ 。由(2-20)， $s' = \sqrt{x'_\nu(\nu)^2 + y'_\nu(\nu)^2} \Big|_{\nu=\nu_x(x)}$ 。根据(2-19)，由链式法则可知

$$f_x x'_\nu + f_y y'_\nu = 0, \quad \forall \nu \quad (2-27)$$

可得到 $y'_\nu = -\frac{f_x}{f_y} x'_\nu$ ，据此易知 $s' = \frac{|x'_\nu|}{|f_y|} \sqrt{f_x^2 + f_y^2}$ 。注意到 $x_\nu(\nu_x(x)) = x, \forall x$ ，根据链式法则可知， $x'_\nu \nu'_x = 1$ ，也即 $\nu'_x = 1/x'_\nu$ 。由此可得式(2-26)中的 $\mathbf{i}_{r_m}$ 与(2-23)中的 $\mathbf{t}_{P_c}$ 存在如下关系：

$$\mathbf{i}_{r_m} = \text{sign}(f_y) \text{sign}(x'_\nu) \mathbf{t}_{P_c} \quad (2-28)$$

即在笛卡尔坐标空间里，期望轮廓上的点 (x, y) 对应的 r_m 坐标的方向与 r_c 坐标的方向正交，证毕。 ■

通常情况下，期望轮廓运动直接由已知函数 $x_\nu(\nu)$ 和 $y_\nu(\nu)$ 来描述，而不是由(2-18)中函数 f 来描述。例如，在目前已有的轮廓运动控制算法中，期望轮廓通过两个期望运动轨迹函数（即(2-2)中的 $x_d(t)$ 和 $y_d(t)$ ）来确定，其中 t 即上述参数化变量 ν 。对于这种情况，函数 f 能通过两已知函数 $x_\nu(\nu)$ 和 $y_\nu(\nu)$ 来获得，具体如下：

设 $g(x, y)$ 是关于 x 和 y 的任意光滑函数，定义函数 $g_\nu(\nu)$ 为

$$g_\nu(\nu) = g(x_\nu(\nu), y_\nu(\nu)), \quad \forall \nu \quad (2-29)$$

则函数 f 可被定义为

$$f(x, y) = g(x, y) - g_\nu(\nu_x(x)) \quad (2-30)$$

易证以上 f 函数的定义式满足式(2-19)，因此也能描述期望轮廓的形状。所提出的正交曲线坐标则分别通过式(2-11)和式(2-21)来获得。以下我们以直线轮廓、圆轮廓和椭圆轮廓为例，给出各自的任务坐标表达式，并画出相应的坐标图以供参考。

2.3.1 例1: 直线轮廓

所有直线轮廓均可通过(2-18)来参数化，其中 $x_\nu(\nu) = \nu - b$ ， $y_\nu(\nu) = a\nu$ ，这里 a 和 b 都是常数。由于 $g(x, y)$ 是任意光滑函数，简化起见，设 $g(x, y) = y$ 。那么，由(2-29)可知 $g_\nu(\nu) = y_\nu(\nu) = a\nu$ 。注意到 $\nu_x(x) = x + b$ ，由(2-30)可得

$$\begin{aligned} f(x, y) &= y - a\nu_x(x) \\ &= y - a(x + b) = y - ax - ab \end{aligned} \quad (2-31)$$

由(2-11)，

$$r_c(x, y) = \frac{1}{\sqrt{a^2 + 1}}(y - ax - ab) \quad (2-32)$$

根据(2-20)， $s(\nu) = \int_0^\nu \sqrt{1 + a^2} d\tau = \sqrt{1 + a^2}\nu$ 。注意到 $x - \frac{f_x}{f_x^2 + f_y^2} f(x, y) = \frac{x + ay - a^2b}{a^2 + 1}$ ，由(2-21)可得

$$\begin{aligned} r_m(x, y) &= s\left(\nu_x\left(\frac{x + ay - a^2b}{a^2 + 1}\right)\right) = s\left(\frac{x + ay - a^2b}{a^2 + 1} + b\right) \\ &= s\left(\frac{x + ay + b}{a^2 + 1}\right) = \sqrt{1 + a^2} \times \frac{x + ay + b}{a^2 + 1} = \frac{x + ay + b}{\sqrt{a^2 + 1}} \end{aligned} \quad (2-33)$$

上述(2-32)和(2-33)即为直线轮廓的全局任务曲线坐标 (r_c, r_m) 。假设 $a = 2$ ， $b = 1$ ，画出来的任务坐标系 (r_c, r_m) 如图2-5所示。从该图可以看出，在全局范围内，所构造的任务曲线坐标系均是相互正交的。

2.3.2 例2: 圆轮廓

圆轮廓亦可由(2-18)来参数化，其中 $x_\nu(\nu) = R_d \cos(\nu)$ ， $y_\nu(\nu) = R_d \sin(\nu)$ ， R_d 是期望圆轮廓的半径。设 $g(x, y) = \sqrt{x^2 + y^2}$ ，则由(2-29)可知 $g_\nu(\nu) = \sqrt{x_\nu^2 + y_\nu^2} = R_d$ ， $\forall \nu$ 。因此，由(2-30)可得

$$f(x, y) = \sqrt{x^2 + y^2} - R_d \quad (2-34)$$

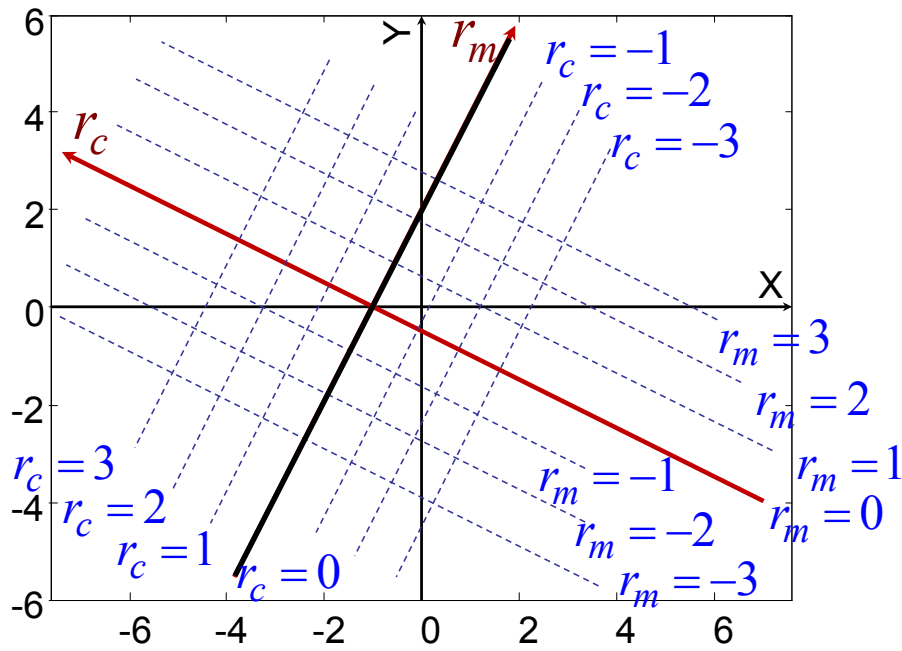


图 2-5 直线轮廓的正交全局任务坐标系

由(2-11),

$$r_c(x, y) = \sqrt{x^2 + y^2} - R_d \quad (2-35)$$

由上式可以看出, r_c 实际上就是轮廓误差 ε_c 的准确计算 (如图2-4所示)。根据(2-20)可知, $s(\nu) = \int_0^\nu \sqrt{(-R_d \sin(\tau))^2 + (R_d \cos(\tau))^2} d\tau = R_d \nu$ 。注意到 $x - \frac{f_x}{f_x^2 + f_y^2} f(x, y) = \frac{x R_d}{\sqrt{x^2 + y^2}}$ 和 $\nu_x(x) = \cos^{-1}(x/R_d)$, 由(2-21)可得

$$\begin{aligned} r_m(x, y) &= R_d \nu_x \left(\frac{x R_d}{\sqrt{x^2 + y^2}} \right) = R_d \cos^{-1} \left(\frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} \right) \\ &= R_d \theta_a = R_d \text{atan2}(y, x) \end{aligned} \quad (2-36)$$

上述(2-35)和(2-36)即为圆轮廓的全局任务曲线坐标 (r_c, r_m) 。画出来的图和图2-3一致, 但是这里的 r_m 表示的是曲线长度, 而不是角度。

为了证明所提全局任务坐标系构造方法对于任意给出的轮廓描述式均有效, 我们假设 $g(x, y)$ 被选择为 $g(x, y) = x^2 + y^2$ 。那么, 由(2-29), $g_\nu(\nu) = x_\nu^2 + y_\nu^2 = R_d^2, \forall \nu$ 。因此, 由(2-30)可得

$$f(x, y) = x^2 + y^2 - R_d^2 \quad (2-37)$$

式(2-37)是(2-10)中用到的函数。在Yao早期提出的任务空间中^[70], r_c 由式(2-10)直接给出, 它与真实轮廓误差区别较大, 单位也完全不一致。然而, 在本章所构建的曲线任务坐

标(2-11)中,

$$r_c(x, y) = \frac{1}{2\sqrt{x^2 + y^2}} (x^2 + y^2 - R_d^2) \quad (2-38)$$

它与轮廓误差 $\varepsilon_c = \sqrt{x^2 + y^2} - R_d$ 的关系如下:

$$r_c = \frac{2R_d + \varepsilon_c}{2(R_d + \varepsilon_c)} \varepsilon_c = \varepsilon_c - \frac{1}{2(R_d + \varepsilon_c)} \varepsilon_c^2 \approx \varepsilon_c \quad (2-39)$$

这表明 r_c 的确是轮廓误差 ε_c 的一阶近似值。此外, r_m 则与之前的式(2-36)是一样的。这些结果与引理2.1完全一致。

2.3.3 例3: 椭圆轮廓

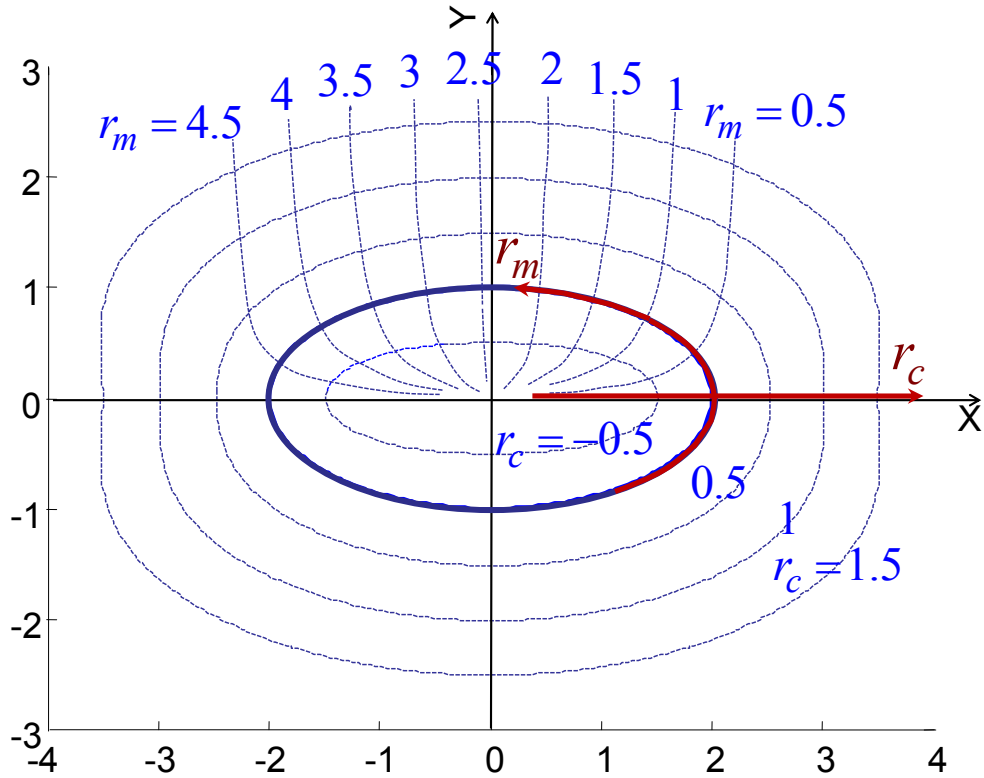


图 2-6 椭圆轮廓的正交全局任务坐标系

椭圆轮廓亦可根据(2-18)来参数化, 其中 $x_\nu = a \cos(\nu)$, $y_\nu = b \sin(\nu)$, a 和 b 均是正常数。设 $g(x, y) = \sqrt{\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2}}$, 则由(2-29)可知 $g_\nu(\nu) = \sqrt{\frac{x_\nu^2}{a^2} + \frac{y_\nu^2}{b^2}} = 1, \forall \nu$ 。因此, 由(2-30)可得

$$f(x, y) = \sqrt{\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2}} - 1 \quad (2-40)$$

由(2-11),

$$\begin{aligned} r_c(x, y) &= \frac{x^2/a^2 + y^2/b^2 - \sqrt{x^2/a^2 + y^2/b^2}}{\sqrt{x^2/a^4 + y^2/b^4}} \\ &= \frac{\sqrt{\gamma^2 x^2 + y^2}}{\sqrt{\gamma^4 x^2 + y^2}} \left(\sqrt{\gamma^2 x^2 + y^2} - b \right) \end{aligned} \quad (2-41)$$

其中 $\gamma = b/a$ 表示椭圆的圆度, 比如 $\gamma = 1$ 表示圆, $\gamma \ll 1$ 表示很“尖”的椭圆。由(2-20)可知, $s(\nu) = \int_0^\nu \sqrt{a^2 \sin^2(\tau) + b^2 \cos^2(\tau)} d\tau$ 。注意到 $\nu_x(x) = \cos^{-1}(x/a)$ 和 $x - \frac{f_x}{f_x^2 + f_y^2} f(x, y) = x \left(1 - \frac{\gamma^2 \sqrt{\gamma^2 x^2 + y^2}}{\gamma^4 x^2 + y^2} \left(\sqrt{\gamma^2 x^2 + y^2} - b \right) \right)$, 由(2-21), 可以得到 r_m 如下:

$$r_m = s \left(\cos^{-1} \left(\frac{x}{a} \left(1 - \frac{\gamma^2 \sqrt{\gamma^2 x^2 + y^2}}{\gamma^4 x^2 + y^2} \left(\sqrt{\gamma^2 x^2 + y^2} - b \right) \right) \right) \right) \quad (2-42)$$

当 $\gamma = 1$ 时, 易证曲线坐标(2-41)和(2-42)即是圆轮廓里的(2-35)和(2-36)。当 $\gamma \ll 1$ 时, 由(2-41)可知, $r_c(x, y) \approx |y| - b$ 。当 $a = 2, b = 1$ 时, 根据椭圆轮廓定义出来的全局任务坐标系 (r_c, r_m) 则如图2-6所示。

2.4 简易自适应鲁棒轮廓运动控制研究

本节将基于上节所阐述的全局任务坐标系, 针对全局任务坐标系下的强耦合非线性系统动力学模型, 提出一种简易自适应鲁棒(SARC)轮廓运动控制器^[134], 用来有效处理实际物理系统动力学中不可避免的建模误差和强耦合影响等。

2.4.1 系统动力学

以下以两维直线电机系统作为被控对象, 忽略掉高频动力学, 它在笛卡尔空间的动力学模型如下:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{B}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_f(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{F}_r(\mathbf{q}) = \mathbf{u} \quad (2-43)$$

其中 $\mathbf{q} = [x(t), y(t)]^T$, $\dot{\mathbf{q}} = [\dot{x}(t), \dot{y}(t)]^T$, $\ddot{\mathbf{q}} = [\ddot{x}(t), \ddot{y}(t)]^T$ 分别是 2×1 位置矢量、速度矢量以及加速度矢量。 $\mathbf{M} = \text{diag}[M_1, M_2]$ 和 $\mathbf{B} = \text{diag}[B_1, B_2]$ 分别是 2×2 惯性和粘滞摩擦系数对角矩阵。 $\mathbf{F}_f(\dot{\mathbf{q}})$ 和 $\mathbf{F}_r(\mathbf{q})$ 是 2×1 库仑摩擦力和定位力矢量, $\mathbf{u}$ 是 2×1 控制输入矢量。光滑的摩擦力模型被用来做实时库仑摩擦力补偿, 也即 $\bar{\mathbf{F}}_f(\dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{A}\mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}})$, 其中 $\mathbf{A} = \text{diag}[A_1, A_2]$ 是 2×2 库仑摩擦力系数对角矩阵; $\mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) = [S_{f1}(\dot{x}), S_{f2}(\dot{y})]^T$, 这里 $S_{f1}(\cdot)$ 和 $S_{f2}(\cdot)$ 是光滑函数矢量, 用来近似库仑摩擦力。由于这些近似模型, 可用 $\mathbf{F}_l$ 表示库仑摩擦力和定位力等建模误差, 也即, $\mathbf{F}_l = \mathbf{F}_f - \bar{\mathbf{F}}_f + \mathbf{F}_r$ 。那么, 笛卡尔空间的动力

学(2-43) 可被写为

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{B}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{A}\mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{u} - \mathbf{F}_l \quad (2-44)$$

根据上节所提的任务空间 $\mathbf{r} = [r_c, r_m]^T$ 及其曲线坐标数学描述式(2-11) (2-21),

$$\dot{\mathbf{r}} = \mathbf{J}\dot{\mathbf{q}}, \quad \ddot{\mathbf{r}} = \mathbf{J}\ddot{\mathbf{q}} + \dot{\mathbf{J}}\dot{\mathbf{q}} \quad (2-45)$$

其中 $\mathbf{J} = [\mathbf{i}_{r_c}, \mathbf{i}_{r_m}]^T$ 中的 $\mathbf{i}_{r_c}$ 和 $\mathbf{i}_{r_m}$ 分别由式(2-12) 和(2-25)来计算。由(2-45), 将(2-44) 两边都乘以 $\mathbf{J}^{-T}$, 则在任务空间的动力学模型可被表述为:

$$\mathbf{M}_t\ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_t\dot{\mathbf{r}} + \mathbf{B}_t\dot{\mathbf{r}} + \mathbf{A}_t\mathbf{S}_f = \mathbf{u}_t - \mathbf{F}_t \quad (2-46)$$

其中

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_t &= \mathbf{J}^{-T}\mathbf{M}\mathbf{J}^{-1}, \quad \mathbf{B}_t = \mathbf{J}^{-T}\mathbf{B}\mathbf{J}^{-1}, \quad \mathbf{C}_t = -\mathbf{J}^{-T}\mathbf{M}\dot{\mathbf{J}}\mathbf{J}^{-1}, \\ \mathbf{A}_t &= \mathbf{J}^{-T}\mathbf{A}, \quad \mathbf{u}_t = \mathbf{J}^{-T}\mathbf{u}, \quad \mathbf{F}_t = \mathbf{J}^{-T}\mathbf{F}_l \end{aligned} \quad (2-47)$$

如上节所述, 在所构造的全局任务坐标系中, 期望轮廓可由 $r_c = 0$ 描述, 在轮廓上的期望运动则为 $r_{md}(t) = r_m(x_d(t), y_d(t))$ 。因此, 在任务空间中, 轮廓运动控制问题可被表述为构建一个控制器来产生控制输入矩阵 $\mathbf{u}_t$, 使得 r_c 趋近于零, 并且在实际中有一定的鲁棒瞬态性能和稳态控制精度, 同时跟踪误差 $e_{r_m}(t) = r_m - r_{md}(t)$ 尽可能的小。这里需要补充说明的是: 1、在轮廓运动控制中, 轮廓误差 r_c 的权重比跟踪误差 $e_{r_m}(t) = r_m - r_{md}(t)$ 大, 实际控制器的设计应考虑到这个问题; 2、 r_c 和 r_m 坐标在期望轮廓上局部正交, 其中 r_c 坐标约束运动点运行在期望轮廓上, 而 r_m 用以驱动运动点在期望轮廓上运动, 显而易见, 在 r_m 坐标上很方便做速度规划, 比如在大曲率轮廓区域运动速度慢、在小曲率轮廓区域运动速度快等, 由于本论文的轮廓运动控制器主要是针对高速大曲率轮廓运动问题, 速度规划方面没有具体涉及, 但不可否认本任务坐标系在速度规划上的优势。

对于曲线轮廓, 其雅克比矩阵 $\mathbf{J}$ 将是强非线性和非对角的。虽然笛卡尔空间的系统动力学(2-44) 是非耦合的, 但任务空间的系统动力学(2-47) 具有强耦合和不确定非线性影响。因此, 针对系统动力学模型(2-47)设计轮廓运动控制器, 很关键的一条是要能处理这些影响。此外, 控制器设计还要能处理 $\mathbf{F}_l$ 带来的不确定性影响。虽然 $\mathbf{F}_l$ 未知, 但在实际中它往往是有界的, 并且其界可知。例如, X轴的定位力和库仑摩擦力不确定性在10 N (或0.145 V 输入电压) 以内, Y轴的定位力和库仑摩擦力不确定性在14N (或0.2 V 输入电压) 以内, 因此 $\mathbf{F}_l$ 的主要部分, 包括库仑摩擦力建模误差和定位力, 总和在28N以内。由此可以假设

$$\|\mathbf{F}_l\| < F_M \quad (2-48)$$

其中 $\mathbf{F}_M = [F_{M1}, F_{M2}]^T$ 是一个已知常数矩阵。由于所提的曲线坐标在期望轮廓上局部正交，因此雅克比矩阵 $\mathbf{J}$ 在期望轮廓上是酉矩阵，可知当运动点沿着期望轮廓运动时， $\|\mathbf{F}_t\| = \|\mathbf{J}^{-T}\mathbf{F}_l\| = \|\mathbf{F}_l\|$ ，由此可以进一步假设

$$\|\mathbf{F}_t\| < F_M \quad (2-49)$$

式(2-49)对于控制器设计非常有用，有利于构建简易自适应鲁棒精密轮廓运动控制器来实现良好的实际轮廓运动控制性能。

2.4.2 简易自适应鲁棒轮廓控制器(SARC)设计

注意到系统动力学(2-47)是二阶系统，并且没有参数不确定性，我们可以定义一个指标矢量 $\mathbf{s} = [s_c, s_m]^T$ 来简化控制器设计，具体如下式

$$\mathbf{s} = \dot{\mathbf{e}}_r + \Lambda \mathbf{e}_r = \dot{\mathbf{r}} - \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \quad \dot{\mathbf{r}}_{eq} \triangleq \dot{\mathbf{r}}_d - \Lambda \mathbf{e}_r \quad (2-50)$$

其中 $\mathbf{e}_r = \mathbf{r}(t) - \mathbf{r}_d(t)$ 是任务空间的输出跟踪误差矢量，这里 $\mathbf{r}_d = [0, r_{md}(t)]^T$ 。 $\Lambda = \text{diag}\{\lambda_c, \lambda_m\}$ 是一个对角正定常矩阵。

$\mathbf{s}$ 本质上是轮廓误差和跟踪误差的比例微分反馈，由于 $e_{rc} = r_c$ 与 s_c 之间有一个稳定的传递函数关系，即 $G_c(s) = \frac{1}{s+\lambda_c}$ ， e_{rm} 与 s_m 之间也有一个稳定的传递函数关系，即 $G_m(s) = \frac{1}{s+\lambda_m}$ ，因此控制 $\mathbf{s}$ 也就是控制输出跟踪误差 $\mathbf{e}_r = [e_{rc}, e_{rm}]^T$ 。此外， $\mathbf{s}$ 与控制输入之间存在一个一阶动力学关系，具体如下

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_t \dot{\mathbf{s}} &= \mathbf{M}_t \ddot{\mathbf{r}} - \mathbf{M}_t \ddot{\mathbf{r}}_{eq} \\ &= \mathbf{u}_t - \mathbf{M}_t \ddot{\mathbf{r}}_{eq} - \mathbf{C}_t \dot{\mathbf{r}} - \mathbf{B}_t \dot{\mathbf{r}} - \mathbf{A}_t \mathbf{S}_f - \mathbf{F}_t \end{aligned} \quad (2-51)$$

其中 $\ddot{\mathbf{r}}_{eq} = \ddot{\mathbf{r}}_d - \Lambda \dot{\mathbf{e}}_r$ 。定义一个非负函数如下

$$V(t) = \frac{1}{2} \mathbf{s}^T \mathbf{M}_t \mathbf{s} \quad (2-52)$$

联立式(2-51)、(2-47)和(2-46)，可得 V 的导数为

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \mathbf{s}^T \mathbf{M}_t \dot{\mathbf{s}} + \mathbf{s}^T \mathbf{C}_t \mathbf{s} \\ &= \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_t - \mathbf{M}_t \ddot{\mathbf{r}}_{eq} - \mathbf{C}_t \dot{\mathbf{r}}_{eq} - \mathbf{B}_t \dot{\mathbf{r}} - \mathbf{A}_t \mathbf{S}_f - \mathbf{F}_t] \\ &= \mathbf{s}^T \mathbf{J}^{-T} [\mathbf{u} - \mathbf{M} \ddot{\mathbf{q}}_{eq} - \mathbf{B} \dot{\mathbf{q}} - \mathbf{A} \mathbf{S}_f - \mathbf{F}_l] \end{aligned} \quad (2-53)$$

其中 $\dot{\mathbf{q}}_{eq} = \mathbf{J}^{-1} \dot{\mathbf{r}}_{eq}$ ， $\ddot{\mathbf{q}}_{eq} = \mathbf{J}^{-1} [\ddot{\mathbf{r}}_{eq} - \dot{\mathbf{J}} \dot{\mathbf{q}}_{eq}]$ 。针对(2-53)的结构，我们设计了如下简易自适应

鲁棒控制器:

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}_a + \mathbf{u}_s, \quad \mathbf{u}_a = \mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}_{eq} + \mathbf{B}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{A}\mathbf{S}_f + \hat{\mathbf{F}}_l \quad (2-54)$$

其中 $\mathbf{u}_a$ 是模型补偿部分, 用来实现完美跟踪, $\mathbf{u}_s$ 则是鲁棒控制项。将(2-54)代入(2-53)中, 可得

$$\dot{\mathbf{V}} = \mathbf{s}^T \mathbf{J}^{-T} [\mathbf{u}_s + \tilde{\mathbf{F}}_l] \quad (2-55)$$

其中 $\tilde{\mathbf{F}}_l = \hat{\mathbf{F}}_l - \mathbf{F}_l$ 表示模型不确定性的估计误差。而鲁棒控制项 $\mathbf{u}_s$ 则由两项组成:

$$\mathbf{u}_s = \mathbf{u}_{s1} + \mathbf{u}_{s2}, \quad \mathbf{u}_{s1} = -\mathbf{J}^T \mathbf{K}_0 \mathbf{s}, \quad \mathbf{u}_{s2} = -\mathbf{J}^T \mathbf{K}_p(\mathbf{s}) \mathbf{s} \quad (2-56)$$

其中 $\mathbf{K}_0$ 是对称正定矩阵, 并且 $\mathbf{K}_p(\mathbf{s}) = \text{diag}[k_{p1}(s_1), k_{p2}(s_2)]$, 这里 k_{p1} 和 k_{p2} 是两个分别依赖于 $s_1 = s_c$ 、 $s_1 = s_m$ 的非负非线性函数。具体来讲, $\mathbf{u}_{s1}$ 用来稳定名义系统, 是一个简单的比例反馈环节; $\mathbf{u}_{s2}$ 用来保证存在模型不确定性时的鲁棒控制性能, 这要求 $\mathbf{u}_{s2}$ 必须满足如下两个条件^[87]:

$$\begin{aligned} \text{i.} \quad & \mathbf{s}^T \mathbf{J}^{-T} [\mathbf{u}_{s2} + \tilde{\mathbf{F}}_l] = -\mathbf{s}^T \mathbf{K}_p(\mathbf{s}) \mathbf{s} + \mathbf{s}^T \tilde{\mathbf{F}}_t \leq \varepsilon \\ \text{ii.} \quad & \mathbf{s}^T \mathbf{J}^{-T} \mathbf{u}_{s2} \leq 0 \end{aligned} \quad (2-57)$$

其中 $\tilde{\mathbf{F}}_t = \mathbf{J}^{-T} \tilde{\mathbf{F}}_l$, ε 是一个任意小的常数。本质上讲, (2-57)中的条件ii保证 $\mathbf{u}_{s2}$ 具有耗散性, 条件i则表明 $\mathbf{u}_{s2}$ 是用来处理模型不确定性 $\tilde{\mathbf{F}}_l$ 以期获得较好的鲁棒控制性能。

理论上讲, 只要模型不确定性的估计误差 $\tilde{\mathbf{F}}_l$ 能够被某些函数界定^[86, 88], 就可以有连续的或者足够光滑的 $\mathbf{u}_{s2}$ 让(2-57)对任意小的 ε 都成立。如果在传统的非线性鲁棒控制器设计当中, 对 $\hat{\mathbf{F}}_l$ 进行常值估计, 即 $\hat{\mathbf{F}}_l = \hat{\mathbf{F}}_{l0}$, 则由(2-49)可知 $|\tilde{\mathbf{F}}_l| < |\hat{\mathbf{F}}_{l0}| + \mathbf{F}_M$, 因此 $\tilde{\mathbf{F}}_l$ 一致有界, 并且满足(2-57)的鲁棒反馈项 $\mathbf{u}_{s2}$ 可以被找到。然而, 若对模型不确定性进行常值估计, 估计误差 $\tilde{\mathbf{F}}_l$ 总是存在, 即使是在模型不确定性 $\mathbf{F}_l$ 确实是常数的情况下, 亦会导致非零的输出跟踪误差。为了克服这个性能限制, 我们对 $\mathbf{F}_l$ 进行在线参数估计, 比如采用标准的梯度参数自适应律进行更新, 具体如下式

$$\hat{\mathbf{F}}_l(t) = -\Gamma \mathbf{J}^{-1} \mathbf{s} \quad \text{或} \quad \hat{\mathbf{F}}_l(t) = \hat{\mathbf{F}}_l(0) - \Gamma \int_0^t \mathbf{J}^{-1} \mathbf{s}(\tau) d\tau \quad (2-58)$$

其中 $\Gamma = \text{diag}\{\gamma_1, \gamma_2\}$ 是对角正自适应率矩阵。然而, 这样一个参数自适应率不能保证在线估计 $\hat{\mathbf{F}}_l(t)$ 被界定。如果 $\hat{\mathbf{F}}_l(t)$ 无界, 鲁棒反馈项 $\mathbf{u}_{s2}$ 是否满足(2-57)就成了疑问, 这就是为什么传统的自适应控制无法保证瞬态性能的根本原因。因此, 自适应鲁棒控制器^[135, 96]设计的一个重要步骤就是利用实际中可用的信息来构建投影自适应律。在鲁棒自适应控

制^[136, 115]中常用到的非连续投影 $\text{Proj}(\cdot)$ 就被采用来构造参数自适应律:

$$\dot{\hat{F}}_{li}(t) = \begin{cases} 0, & \text{if } \hat{F}_{li} \geq F_{Mi} \text{ \& } (\mathbf{J}^{-1}\mathbf{s})_i < 0 \\ 0, & \text{if } \hat{F}_{li} \leq -F_{Mi} \text{ \& } (\mathbf{J}^{-1}\mathbf{s})_i > 0 \\ -\gamma_i (\mathbf{J}^{-1}\mathbf{s})_i & \text{else} \end{cases} \quad (2-59)$$

其中 $i = 1, 2$ 并且 $\bullet_i$ 表示矩阵 $\bullet$ 的第 i 个元素。很明显, 这样的投影自适应律以及 $|\hat{\mathbf{F}}_l(0)| < \mathbf{F}_M$ 可以保证 $|\hat{\mathbf{F}}_l(t)| \leq \mathbf{F}_M, \forall t$ 。因此, 注意到(2-49), 我们可得 $|\tilde{\mathbf{F}}_l(t)| < 2\mathbf{F}_M, \forall t$ 。由于所提供的曲线坐标沿着期望轮廓正交, 并且雅克比矩阵 J 是酉矩阵, 因此, 沿着期望轮廓, $\|\tilde{\mathbf{F}}_t\| = \|\mathbf{J}^{-T}\tilde{\mathbf{F}}_l\| = \|\tilde{\mathbf{F}}_l\| < 2\|\mathbf{F}_M\|$ 在全局任务空间中都是成立的。

根据 $|\tilde{\mathbf{F}}_l(t)|$ 的已知界, 可证明任意一个非线性比例反馈都可以满足(2-57), 条件是其非负非线性增益 $k_{pi}(s_i), i = 1, 2$ 满足:

$$\begin{aligned} k_{pi}(s_i) &\geq \frac{\|\mathbf{F}_M\|^2}{\varepsilon_i}, \quad \text{如果 } |s_i| \leq \frac{2\varepsilon_i}{\|\mathbf{F}_M\|} \\ k_{pi}(s_i) &\geq \frac{2\|\mathbf{F}_M\|}{|s_i|}, \quad \text{如果 } |s_i| > \frac{2\varepsilon_i}{\|\mathbf{F}_M\|} \end{aligned} \quad (2-60)$$

其中 ε_i 是任意正标量且 $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = \varepsilon$ 。如图2-7所示, 满足(2-60)的非线性鲁棒反馈的增益, 可以用图中的红色直线段来表示。在第一象限中红色直线段之上的任意函数, 比如蓝色曲线, 都可以满足(2-60), 由此可构造 $k_{pi}(s_i), i = 1, 2$ 。所提的简易自适应鲁棒控制器, 可以得到如下的理论结果:

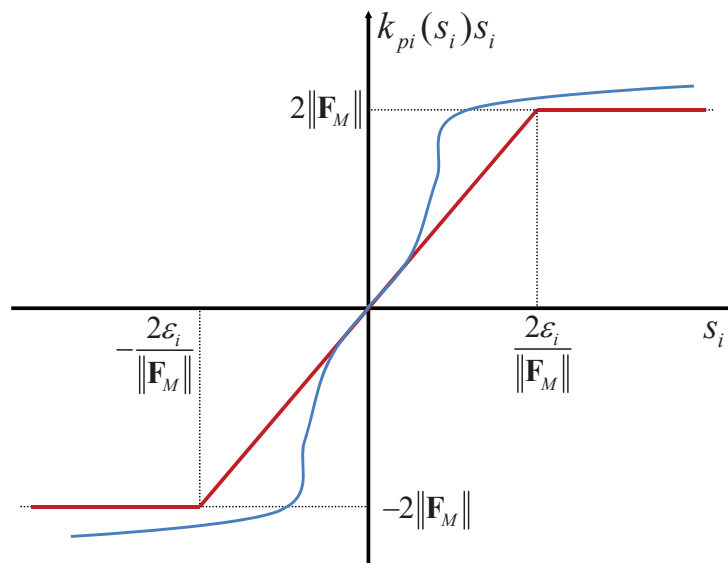


图 2-7 非线性鲁棒反馈设计

定理 2.1: 由简易自适应鲁棒控制器(2-54) 和不确定性估计算法(2-59), 可得:

- A. 一般来说, 闭环系统的所有信号均有界。输出跟踪拥有一定的鲁棒瞬态性能和稳态跟踪精度, 输出跟踪误差矢量 $\mathbf{s}$ 的幅值被一个已知函数界定, 该函数呈指数收敛于 $\left\{ \mathbf{s}(\infty) : \|\mathbf{s}(\infty)\| \leq \sqrt{\frac{\varepsilon}{\lambda_{\min}(\mathbf{K}_0)}} \right\}$, 且收敛率不小于 $\frac{\lambda_{\min}(\mathbf{K}_0)}{\lambda_{\max}(\mathbf{M}_t)}$, 其中 $\lambda_{\min}(\mathbf{K}_0)$ 表示 $\mathbf{K}_0$ 的最小特征值, $\lambda_{\max}(\mathbf{M}_t)$ 是 $\mathbf{M}_t$ 的最大特征值的上界。
- B. 若模型不确定性 F_l 在一段时间后变为常数, 除了上述结果A, 在线估计 $\hat{\mathbf{F}}_l(t)$ 还能渐近收敛于 F_l , 并且输出跟踪误差渐近收敛于零, 即轮廓误差和跟踪误差均趋近于零。

Yao在提出自适应鲁棒控制时做过相似的证明^[87], 在此本定理的证明不再赘述。

2.5 实验研究

2.5.1 实验系统介绍

为了测试所提出的基于全局任务坐标系的轮廓运动控制器的实际有效性, 我们设计并搭建了两维直线电机轮廓运动控制实验系统, 其系统框架图如图2-8。该控制系统的硬件主要由两轴直线电机平台及其驱动器、光栅位置传感器、dSPACE (DS1103) 系统和减振平台等部分组成。两维直线电机平台的X轴在Y轴之上, 所采用的光栅尺分辨率为 $0.5\mu\text{m}$, 速度信号是通过位置信号的差分得到的。我们采用标准的最小二乘法进行离线参数辨识, 得到各个参数的名义值 (无负载情况下): $M_1 = 0.1 \text{ V/m} \cdot \text{s}^2$, $M_2 = 0.55 \text{ V/m} \cdot \text{s}^2$, $B_1 = 0.4 \text{ V/m} \cdot \text{s}$, $B_2 = 0.5 \text{ V/m} \cdot \text{s}$, $A_1 = 0.1 \text{ V}$, $A_2 = 0.15 \text{ V}$, 即 $\theta = [0.1, 0.55, 0.4, 0.5, 0.1, 0.15, 0, 0]^T$ 。具体的实验系统介绍及相关的系统辨识参见附录A。

2.5.2 性能指标

以下性能指标被用来评价轮廓运动控制器的实际控制性能^[91]:

◇ $\|\varepsilon_c\|_{rms} = (\frac{1}{T} \int_0^T |\varepsilon_c|^2 dt)^{1/2}$, 轮廓误差的均方根值 (RMS value), 其中 T 表示总运行时间;

◇ $\varepsilon_{cM} = \max_t \{|\varepsilon_c|\}$, 轮廓误差的最大绝对值;

◇ $\|u_i\|_{rms} = (\frac{1}{T} \int_0^T |u_i|^2 dt)^{1/2}$, 表示每个轴的平均控制输入, 用来评估控制输入大小。

2.5.3 实验测试

控制算法通过dSPACE的DS1103系统应用于两轴直线电机的轮廓运动控制中。控制器执行程序的周期是 $T_s = 0.2\text{ms}$, 速度分辨率为 0.0025m/s 。为测试所提轮廓运动控制器的

为:

$$\varepsilon_t = \cos\alpha \cdot e_x + \sin\alpha \cdot e_y \quad (2-62)$$

显然, 切线和法向正交, $(\varepsilon_c, \varepsilon_t)$ 即可以用作局部任务坐标系。笛卡尔坐标 (x, y) 与局部任务坐标系 $(\varepsilon_c, \varepsilon_t)$ 之间的变化关系如下

$$\varepsilon = \mathbf{T} \mathbf{e} \quad (2-63)$$

其中 $\varepsilon = [\varepsilon_c, \varepsilon_t]^T$, $\mathbf{e} = [e_x, e_y]^T$, 变化矩阵 $\mathbf{T}$ 为

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} -\sin\alpha & \cos\alpha \\ \cos\alpha & \sin\alpha \end{bmatrix} \quad (2-64)$$

它满足 $\mathbf{T}^T = \mathbf{T}$ 和 $\mathbf{T}^{-1} = \mathbf{T}$ 。在这个局部任务坐标系中, 如果各轴跟踪误差相比于期望轮廓的曲率半径很小, 则法向误差是轮廓误差的较好近似。基于该局部任务坐标系, 两轴系统在笛卡尔坐标 (x, y) 中的动力学可以被变换到任务坐标 $(\varepsilon_c, \varepsilon_t)$ 中。基于该局部任务坐标系下的强耦合非线性动力学模型, 同本章控制器设计步骤, 可构造一个基于局部任务坐标系的简易自适应鲁棒轮廓运动控制器, 具体细节参见文献[65]。

C2: 本章所提的基于全局任务坐标系的简易自适应鲁棒轮廓运动控制器。

在C1和C2中, 光滑函数 $S_f(\dot{x})$ 和 $S_f(\dot{y})$ 被选择为 $\frac{2}{\pi} \arctan(9000\dot{x})$ 和 $\frac{2}{\pi} \arctan(9000\dot{y})$ 。 Λ 被设定为 $\Lambda = \text{diag}[100, 30]$ 。理论上, (2-56)中的鲁棒控制项 $\mathbf{u}_{s2}$ 具体形式是 $\mathbf{u}_{s2} = -\mathbf{K}_{s2}(\mathbf{q})\mathbf{s}$, 其中 $\mathbf{K}_{s2}(\mathbf{q})$ 是非线性比例反馈增益^[88], 以便于全局满足(2-57)。在实际执行中, $\mathbf{K}_{s2}$ 用足够大的常数反馈增益来代替。在这种简化下, 鲁棒性能条件(2-57)即使不能被全局保证, 也能在足够大的工作范围内成立, 这对于实际应用已经足够^[65, 139]。因此, 实验中选取 $\mathbf{u}_s = -\mathbf{J}^T \mathbf{K}_s \mathbf{s}$, 其中 $\mathbf{K}_s = \mathbf{K}_0 + \mathbf{K}_p$ 是足够大的常数对角矩阵: $\mathbf{K}_s = \text{diag}[100, 60]$ 。参数自适应率为 $\Gamma = \text{diag}[10000, 10000]$ 。(2-49)中的 $\mathbf{F}_M$ 的界为 $\mathbf{F}_M = [1.5, 1.5]^T$ 。

2.5.4 实验结果分析

2.5.4.1 高速圆轮廓运动控制

首先, 为测试所提全局任务坐标系的实际轮廓运动性能, 两轴直线电机系统被命令来跟踪一个圆轮廓, 其半径为 4cm , 角速度为 $w = 15\text{rad/s}$, 速度为 $v = 0.6\text{m/s}$ 。平台的初始状态为 $\mathbf{q} = [0, 0]^T$, $\dot{\mathbf{q}} = [0, 0]^T$ 。我们做了如下两种圆轮廓跟踪实验:

A. 零初始位置误差的情况, 即 $\mathbf{e}(0) = \mathbf{r}(0) - \mathbf{r}_d(0) = [0, 0]^T$, $\mathbf{r}(0) = [0, 0]^T$ 并且 $\mathbf{r}_d(0) =$

$[0, 0]^T$ 。具体来讲，两轴系统跟踪如下轮廓

$$\mathbf{q}_d(t) = \begin{bmatrix} x_d(t) \\ y_d(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.04\sin(15t) (m) \\ -0.04\cos(15t) + 0.04 (m) \end{bmatrix} \quad (2-65)$$

B. 较大初始位置误差的情况，即 $\mathbf{e}(0) = \mathbf{r}(0) - \mathbf{r}_d(0) = [0.01, -0.06283]^T m$ ， $\mathbf{r}(0) = [0, 0]^T m$ ， $\mathbf{r}_d(0) = [0, 0.06283]^T m$ 。具体来讲，让两轴系统跟踪如下轮廓

$$\mathbf{q}_d(t) = \begin{bmatrix} x_d(t) \\ y_d(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.04\cos(15t) (m) \\ -0.04\sin(15t) + 0.05 (m) \end{bmatrix} \quad (2-66)$$

对于情况**B**，为了避免初始状态时的较大跟踪误差带来的输入饱和问题，我们不是简单地让期望轨迹成为实际参考轨迹，而是采用轨迹初始化的方法^[86, 115]来重新规划参考轨迹。例如对于期望轮廓 $\mathbf{r}_d(t) = [0, 0.06283 + 0.6t]^T m$ ，可通过过滤的方式来产生参考轨迹，使得参考轨迹的初始状态与两轴直线电机平台的初始状态一致。具体来讲，可以让 $r_{ci}(t)$ 和 $r_{mi}(t)$ 作为 $r_{cd}(t) = 0$ 和 $r_{md}(t) = 0.06283 + 0.6t$ 过滤后的结果。具体过滤过程描述如下：

$$\begin{aligned} \ddot{r}_{ci} + 2\omega_c \dot{r}_{ci} + \omega_c^2 r_{ci} &= 0, \\ \ddot{r}_{mi} + 2\omega_m \dot{r}_{mi} + \omega_m^2 r_{mi} &= \ddot{r}_{md} + 2\omega_m \dot{r}_{md} + \omega_m^2 r_{md} \end{aligned} \quad (2-67)$$

其初始条件是 $r_{ci}(0) = r_1(0) = 0.01$ ， $r_{mi}(0) = r_2(0) = 0$ 。显然， $r_{ci}(t)$ 和 $r_{mi}(t)$ 会呈指数收敛到期望轨迹并拥有一定的鲁棒瞬态性能。因此，在任务空间中，跟踪期望轨迹 $\mathbf{r}_d(t)$ 与跟踪 $\mathbf{r}_i(t) = [r_{ci}(t), r_{mi}(t)]^T$ 本质上是一样的，并且 $\mathbf{r}_i(t)$ 对应的初始跟踪误差为零。此外，通过选择比 ω_m 大的 ω_c ，可以使得轮廓误差相关的系统动力学刚性强、位置跟踪相关的系统动力学刚性弱，即 r_c 坐标上的系统动力学响应快， r_m 坐标上的系统动力学响应慢，以便于节省硬件资源并避免潜在的不稳定因素。在本实验中，我们选择 $\omega_c = 8$ ， $\omega_m = 1$ 。

	$\ \varepsilon_c\ _{rms}(\mu m)$	$\varepsilon_{cM}(\mu m)$	$\ u_x\ _{rms}(V)$	$\ u_y\ _{rms}(V)$
C1 (A)	13.33	31.54	0.83	4.00
C2 (A)	9.92	25.89	0.83	4.01
C2 (B)	7.43	21.19	0.83	3.98

表 2-1 高速圆轮廓运动控制实验结果

表2-1是两轴直线电机平台运行圆轮廓实验几个周期后的性能结果。从该表可以看出，对于零初始误差的情况A，C2在各方面的性能指标都比C1强。两个控制器的瞬态轮廓误差和稳态轮廓误差分别显示在图2-10和图2-11中，可以看出，由于使用了自适应鲁棒控制

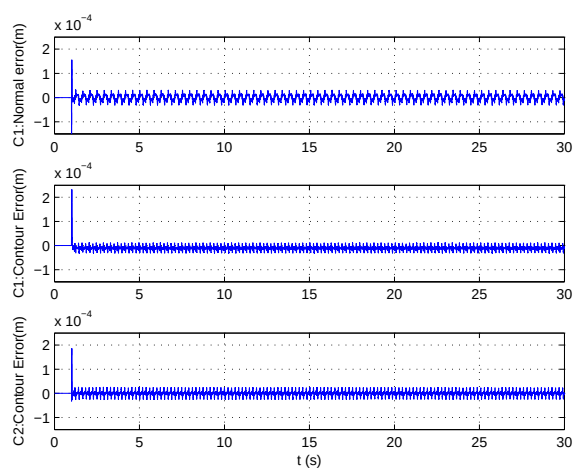


图 2-10 C1和C2在A中的轮廓误差

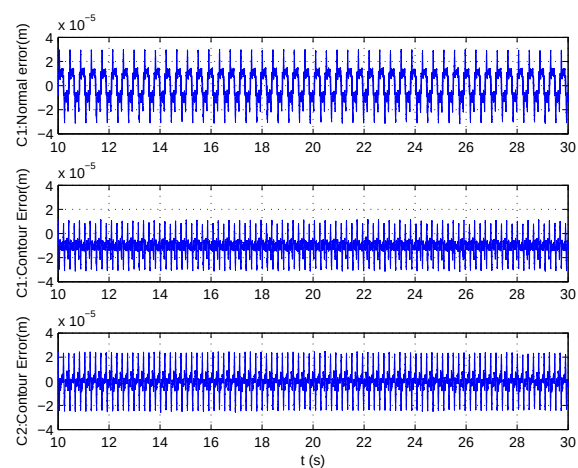


图 2-11 C1和C2在A中的稳态轮廓误差

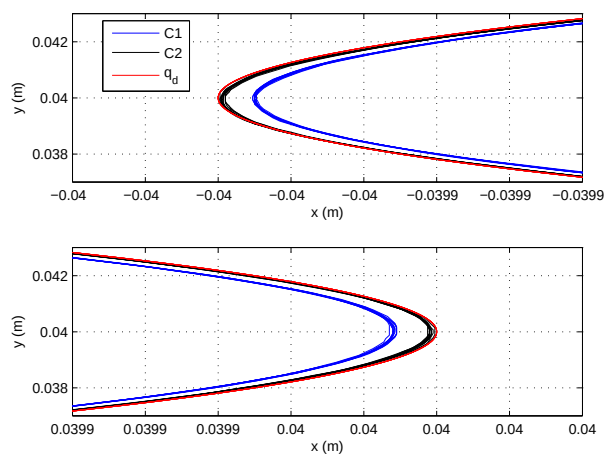


图 2-12 实验A中的局部轮廓放大图

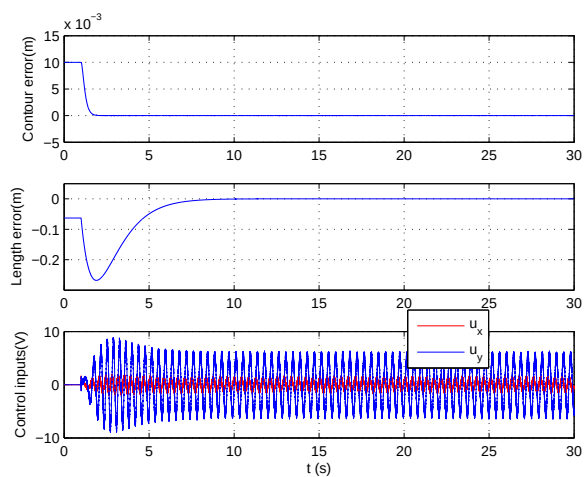


图 2-13 C2在B中的轮廓误差和控制输入

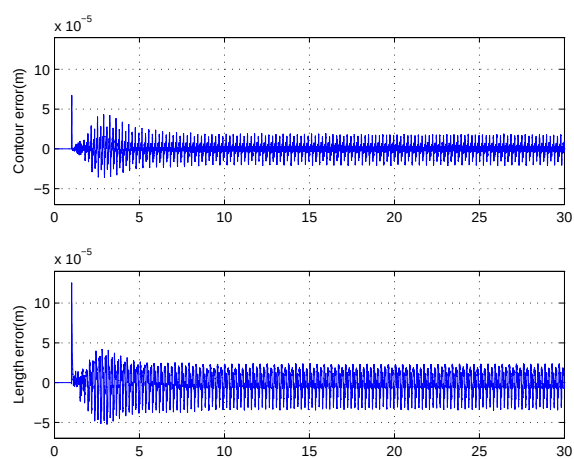
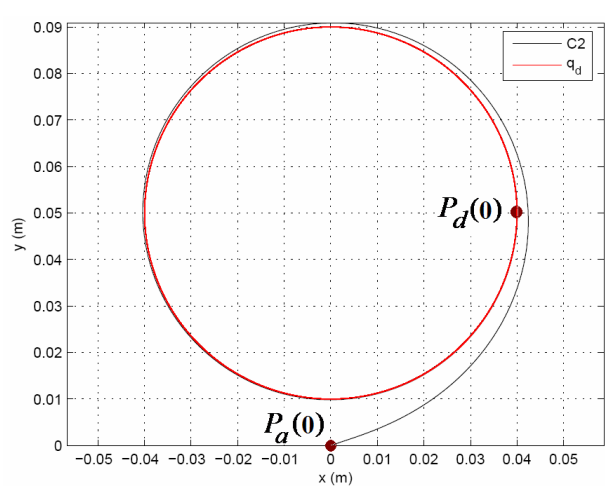


图 2-14 C2在B中对于参考轨迹的轮廓误差


 图 2-15 C2在实验B中的实际轮廓与 q_d

器，控制器C1的法向跟踪误差 $\varepsilon_n(t)$ （图2-11中的上图）与控制器C2的轮廓误差（图2-11中的下图）相差不大——最大误差均在 $\pm 20\mu m$ 左右。但是，C1由于采用局部任务坐标系，轮廓误差还是与C2有明显的差距：如图2-11所示，C1的稳态轮廓误差有一个明显的整体漂移；图2-12是C1、C2的实际轮廓和期望轮廓的局部放大图，与C2比较，C1的实际轮廓明显远离期望轮廓。

情况B拥有较大的初始跟踪误差，即 $\mathbf{e}(0) = [-0.04, -0.05]^T(m)$ ，无论对期望轮廓轨迹是否进行初始化，C1的控制输入将很快变得饱和并且导致系统不稳定。而C2由于采用全局任务坐标系，如图2-13所示，可以通过对期望轨迹进行初始化来克服控制输入饱和的问题。其初始化后的参考轨迹 $\mathbf{r}_i(t)$ 所对应的轮廓误差如图2-14所示，可以看出，轮廓误差在初始启动时也是非常小的： $r_c - r_{ci}$ 在初始瞬态过程中小于 $70\mu m$ ，这与C2在实验A中的表现是一致的。由这些结果可知，实际轮廓误差 $r_c = r_{ci} + (r_c - r_{ci})$ 的表现和轮廓误差参考轨迹 $r_{ci}(t)$ 几乎是一样的。因而，从图2-15所示的C2在实验B中的实际路径可以看出，所提出的轮廓运动控制器可以获得良好的瞬态性能。以上实验结果显示了所提出的全局任务坐标系的优越性。

2.5.4.2 高速大曲率椭圆轮廓运动控制

为进一步证明所提全局任务坐标系的优越性，两轴直线电机系统被命令来跟踪一个高速大曲率椭圆轮廓，具体描述式如下：

$$\mathbf{q}_d(t) = \begin{bmatrix} x_d(t) \\ y_d(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.2\sin(7t) (m) \\ -0.02\cos(7t) + 0.02 (m) \end{bmatrix} \quad (2-68)$$

其角速度为 $\omega = 7rad/s$ ，椭圆长轴与短轴之比为10:1。接下来我们测试两种情况：

- C. 初始位置跟踪误差为零情况，也即 $\mathbf{e}(0) = \mathbf{r}(0) - \mathbf{r}_d(0) = [0, 0]^T$ 且 $\mathbf{r}(0) = [0, 0]^T$ ， $\mathbf{r}_d(0) = [0, 0]^T$ 。
- D. 初始位置跟踪误差为零，但实验系统被命令在 $t = 6\pi$ 时刻停0.004s。这种情况用来近似模拟机器因突发事故而短暂停止，比如机械加工中切削力突然骤大的情况。

	$\ \varepsilon_c\ _{rms}(\mu m)$	$\varepsilon_{cM}(\mu m)$	$\ u_x\ _{rms}(V)$	$\ u_y\ _{rms}(V)$
C1 (C)	5.66	22.37	0.91	0.46
C2 (C)	2.20	6.73	0.91	0.51
C1 (D)	5.76	68.50	0.92	0.51
C2 (D)	2.29	23.43	0.92	0.51

表 2-2 高速大曲率椭圆轮廓运动控制实验结果

两轴直线电机系统运行大曲率椭圆几个周期后的实验结果如表2-2所示。在情况C中, 控制器C1和C2的轮廓误差如图2-16所示, 在情况D中, 控制器C1和C2的轮廓误差如图2-18所示。从情况C可以看出, 由于采用了所提的全局任务坐标系, C2的轮廓误差比C1的轮廓误差降低了61.1%。从图2-17可以更直观的看出这种轮廓性能的改善: 该图显示的是在曲率最大的两个拐点处的局部轮廓曲线, 可以看出, C2的实际轮廓比C1的实际轮廓显著的靠近期望轮廓。对于情况D, 从图2-18和图2-19可以看出, 在 $t = 6\pi$ 时刻的突然停止也会引起明显的瞬态轮廓误差, 但是C2中的实际轮廓偏离期望轮廓不多, 而且很快就回到了期望轮廓上, 而C1的实际轮廓则偏离期望轮廓很多, 并且需要较长时间才回到期望轮廓上。所有这些结果进一步证明了所提的全局任务坐标系的优越性。

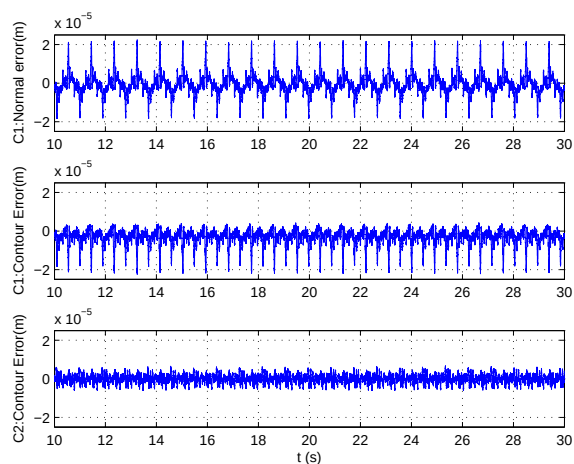


图 2-16 C1和C2在C中的稳态轮廓误差

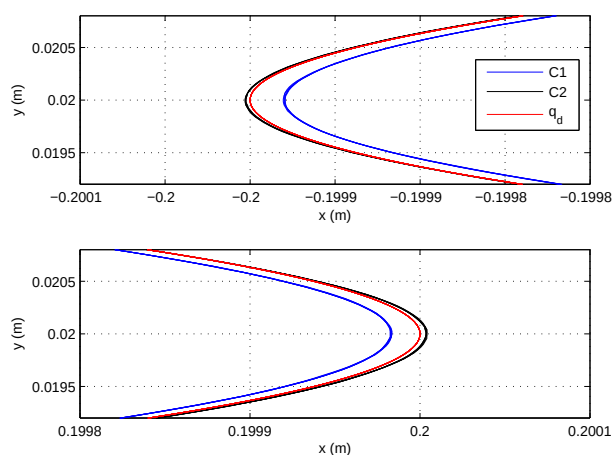


图 2-17 实验C中的局部轮廓放大图

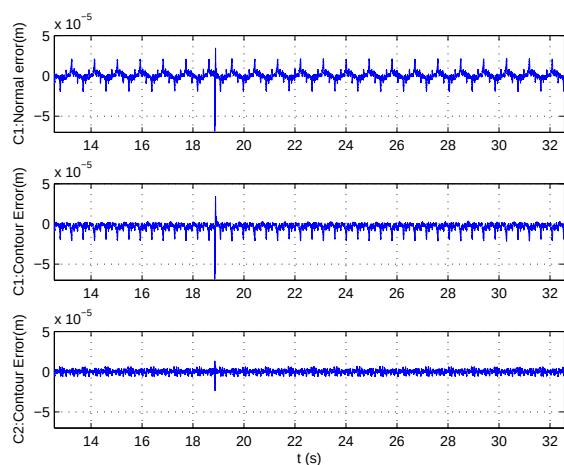


图 2-18 C1和C2在D中的轮廓误差

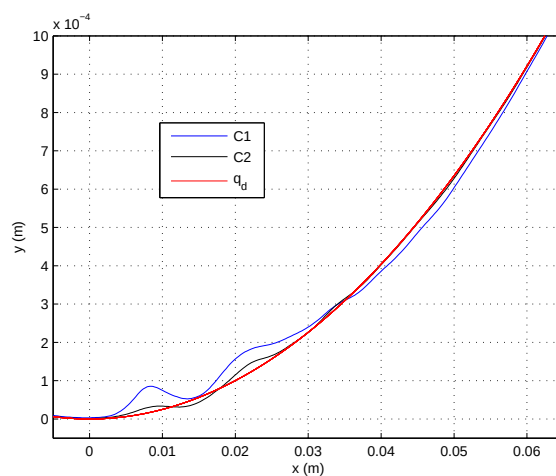


图 2-19 实验D中的局部轮廓放大图

2.6 本章小结

1、提出了一种新的适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型。该模型精确到真实轮廓误差的一阶近似值，对比传统实时轮廓运动控制上常用的近似计算模型，具有简单、准确的特点。该轮廓误差计算模型只依赖于期望轮廓的几何形状，与期望运动点和各轴的跟踪误差无关，真实的反映了轮廓误差的本质特性。

2、建立了一种新的全局任务坐标系。给出了全局任务曲线坐标的数学表达式——与传统常用的局部任务坐标系依附于期望运动点不同，该全局任务坐标系只与期望轮廓的几何形状有关。该任务坐标系能保证各任务曲线坐标在期望轮廓上的局部正交性，其中一个任务坐标轴直接对应轮廓误差，便于保证实际运动点准确运行在期望轮廓上，而另外一个任务坐标轴对应运动路程，便于保证运动点能够沿着期望轮廓跟踪期望运动点。该任务坐标系的优点如下：a. 轮廓误差计算模型准确；b. 便于速度规划；c. 适宜实时控制；d. 便于控制器设计以分配各个任务坐标的动力学，使轮廓误差动力学的刚性较强以保证轮廓误差尽可能小，使运动路程跟踪动力学的刚性较弱以节省硬件资源和避免潜在的不稳定因素的影响。

3、设计了简易自适应鲁棒轮廓运动控制器。该控制器能较好的处理模型不确定性和强耦合的影响，理论上该控制器可以实现一定的鲁棒瞬态性能，并且在模型不确定性为常数时可实现渐近轮廓跟踪和实际中趋于零的稳态轮廓误差。

4、基于所提的全局任务坐标系的轮廓运动控制器在实验中能达到良好的轮廓跟踪性能：在高速圆轮廓运动控制中，该控制器在初始状态误差很大的情况下依然跟踪良好，而局部任务坐标系对应的轮廓控制器则会不稳定；在高速大曲率椭圆轮廓运动控制中亦能取得良好效果——直线电机系统以角速度 $w = 7\text{rad/s}$ 、最大速度 $v_{max} = 1.4\text{m/s}$ 、最大加速度 $a_{max} = 9.8\text{m/s}^2$ 来跟踪一个长轴 0.2m 、短轴 0.02m 的椭圆时，局部任务坐标系能取得的轮廓误差的均方根值为 $5.66\mu\text{m}$ ，而全局任务坐标系能取得的轮廓误差的均方根值为 $2.20\mu\text{m}$ ，最大轮廓误差为 $6.73\mu\text{m}$ ，其轮廓误差均方根值比局部任务坐标系降低了61.1%。实验结果证明所提的全局任务坐标系是解决高速高精度大曲率轮廓运动控制问题的良好途径。

第三章 基于全局任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制研究

摘要：本章直接基于上章所提的全局任务坐标系下的强耦合非线性系统动力学模型，并考虑实际多轴系统所具有的参数不确定性、不确定非线性以及外干扰，设计出了一系列能有效处理强耦合和各种不确定性的高性能非线性自适应鲁棒轮廓运动控制器。所设计的控制器在系统存在参数不确定性、不确定非线性和干扰的情况下，能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度。在系统只存在参数不确定性时，该控制器理论上能保证轮廓运动控制的渐近稳定性和实际中趋于零的稳态轮廓误差。除了能取得良好的轮廓运动控制性能外，该控制器的参数自适应律可运用实际中参数估计收敛快的算法（如最小二乘法）进行在线参数估计，理论上，一旦持续激励（PE）条件满足，在线参数估计将收敛于物理参数的真实值。以上结论在实验研究中均得到了有效验证。

3.1 引言

在轮廓加工任务中，缺少协调性会导致轮廓误差的退化，Koren据此提出了交叉耦合控制^[17]。后来，研究人员提出“任务坐标系”，比如Yao等人提出的曲线任务坐标系^[70, 64, 73]和Chiu等人提出的依附在期望运动点上的局部任务坐标系^[20]。在任务坐标系中，可以通过控制器设计来对各个任务坐标分配动力学，以增强各个任务坐标的带宽。任务坐标系在提出后引起了广泛的关注，与其相关的研究成果层出不穷^[68, 19]。然而，这些基于任务坐标系的轮廓运动控制器不能同时考虑参数不确定性、不确定非线性以及外干扰的影响，无法满足高性能轮廓运动控制的要求。

在过去的十几年，Yao提出并发展了一种自适应鲁棒控制（ARC）方法^[87, 88]，针对存在参数不确定性和不确定非线性的机电系统的精密运动控制，提供了一种严格的理论框架。这个方法有效地结合了传统的鲁棒自适应控制和确定性鲁棒控制的本质运作机理，在在没有失去自适应控制的优点的情况下，能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态跟踪精度。我们先期将Yao所提出的自适应鲁棒控制（DARC）方法^[87, 140, 89, 141]与Chiu提出的局部任务坐标系^[20]结合起来，构建了一系列基于局部任务坐标系的轮廓运动控制器^[65, 137, 138, 142]，这些控制器考虑了参数不确定性和不确定非线性，在高速两轴直线电机系统上也取得了较好的轮廓跟踪效果。然而，这些轮廓运动控制器都是基于传统上常用的局部任务坐标系，而局部任务坐标系的缺点在上一章已做详细探究——它只在各轴的跟踪误差远小于期望轮廓的曲率半径时才实用，因此这些基于局部任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制器无法应用于高速高精度大曲率轮廓运动控制的实际场合。

鉴于上章设计的简易自适应鲁棒轮廓运动控制器没有考虑参数不确定性的影响,本章将全面考虑实际多轴系统所具有的强耦合、参数不确定性、不确定非线性以及外干扰等,设计出了一系列高性能非线性自适应鲁棒轮廓运动控制器。首先,将笛卡尔坐标系的系统动力学模型变换到所构建的全局任务坐标系中^[143],得到一个强耦合的具有参数不确定性的非线性系统动力学模型,然后参照直接自适应鲁棒控制(DARC)^[87]和直接/间接集成自适应鲁棒控制(DIARC)的设计思路^[89, 144, 145],分别设计了直接自适应鲁棒轮廓运动控制器和直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器。DARC和DIARC轮廓运动控制器在系统在系统存在参数不确定性、不确定非线性和干扰的情况下,均能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度;在只存在参数不确定性时,还能保证轮廓运动控制的渐近稳定性和实际中趋于零的稳态轮廓误差。除了能取得良好的轮廓控制性能外,DIARC轮廓运动控制器的参数自适应律可运用参数估计收敛更快的算法(例如最小二乘法)进行在线参数估计,理论上,一旦持续激励(PE)条件满足,在线参数估计将收敛于物理参数的真实值。

为了证明所提的基于全局任务坐标系的轮廓运动控制器的实际有效性,我们在工业两轴直线电机系统上进行了轮廓运动控制实验研究:基于全局任务坐标系的DARC轮廓运动控制器、基于全局任务坐标系的DIARC轮廓运动控制器和基于局部任务坐标系的DIARC^[138]均被执行起来做比较,其结果证明基于全局任务坐标系的DARC和DIARC轮廓运动控制器均能获得良好的实际轮廓运动控制性能;DIARC轮廓运动控制器则在实际应用中还可实现准确的参数估计,即在线参数估计收敛于物理参数的真实值,该功能可被利用来实现机械运行状况的监测和故障诊断。

3.2 系统动力学

本章仍考虑两维直线电机运动系统,忽略掉高频动力学,我们将其在笛卡尔空间的动力学模型用下式表示^[137]:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{B}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}(\dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{u} + \mathbf{d} \quad (3-1)$$

其中 $\mathbf{q} = [x(t), y(t)]^T$, $\dot{\mathbf{q}} = [\dot{x}(t), \dot{y}(t)]^T$ 和 $\ddot{\mathbf{q}} = [\ddot{x}(t), \ddot{y}(t)]^T$ 分别是 2×1 位置矢量、速度矢量以及加速度矢量。 $\mathbf{u}$ 是 2×1 控制输入矢量, $\mathbf{d}$ 是由建模误差、外部扰动和纹波力等产生的总不确定性,为 2×1 矢量。 $\mathbf{M} = \text{diag}[M_1, M_2]$ 和 $\mathbf{B} = \text{diag}[B_1, B_2]$ 分别是 2×2 惯性和粘滞摩擦系数对角矩阵。 $\mathbf{F}(\dot{\mathbf{q}})$ 是 2×1 非线性摩擦力矢量,而本章中用到的摩擦力模型是 $\bar{\mathbf{F}}(\dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{A}\mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}})$,其中 $\mathbf{A} = \text{diag}[A_1, A_2]$ 是 2×2 摩擦系数对角矩阵, $\mathbf{S}_f(\cdot)$ 是光滑函数矢量,即 $\mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) = [S_f(\dot{x}), S_f(\dot{y})]^T$ 。定义摩擦力估计误差为 $\tilde{\mathbf{F}} = \bar{\mathbf{F}} - \mathbf{F}$,因此式(3-1)可以被写为

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{B}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{A}\mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{u} + \mathbf{d}_n + \tilde{\mathbf{d}} \quad (3-2)$$

其中 $\mathbf{d}_n = [d_{n1}, d_{n2}]^T$ 是 $\mathbf{d}_1 = \mathbf{d} + \tilde{\mathbf{F}}$ 的名义值矢量, 并且 $\tilde{\mathbf{d}} = \mathbf{d}_1 - \mathbf{d}_n$ 。在第二章我们讲到, 所提的全局任务坐标系满足

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{r}} &= \mathbf{J}\dot{\mathbf{q}}(t) \\ \ddot{\mathbf{r}} &= \mathbf{J}\ddot{\mathbf{q}}(t) + \dot{\mathbf{J}}\dot{\mathbf{q}}(t)\end{aligned}\quad (3-3)$$

其中变换矩阵 (即雅克比矩阵) $\mathbf{J}$ 为

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} \frac{\partial r_c}{\partial x} & \frac{\partial r_c}{\partial y} \\ \frac{\partial r_m}{\partial x} & \frac{\partial r_m}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (3-4)$$

注意到在期望轮廓上, 曲线任务坐标 r_c 的单位方向矢量 $[\frac{\partial r_c}{\partial x}, \frac{\partial r_c}{\partial y}]^T$ 与期望轮廓上的单位法向矢量 $[\frac{f_x}{\sqrt{f_x^2+f_y^2}}, \frac{f_y}{\sqrt{f_x^2+f_y^2}}]^T$ 是相同的 (参见第二章中的引理2.1); 曲线任务坐标 r_m 的单位方向矢量 $[\frac{\partial r_m}{\partial x}, \frac{\partial r_m}{\partial y}]^T$ 与期望轮廓上的单位切向矢量 $[-\frac{f_y}{\sqrt{f_x^2+f_y^2}}, \frac{f_x}{\sqrt{f_x^2+f_y^2}}]^T$ 是相同的 (参见第二章中的引理2.2)。显而易见, 在期望轮廓附近, 全局任务坐标的雅克比矩阵 $\mathbf{J}$ 可近似为

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} \frac{\partial r_f}{\partial x} & \frac{\partial r_f}{\partial y} \\ \frac{\partial r_g}{\partial x} & \frac{\partial r_g}{\partial y} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} \frac{f_x}{\sqrt{f_x^2+f_y^2}} & \frac{f_y}{\sqrt{f_x^2+f_y^2}} \\ -\frac{f_y}{\sqrt{f_x^2+f_y^2}} & \frac{f_x}{\sqrt{f_x^2+f_y^2}} \end{bmatrix} \quad (3-5)$$

这里 $\mathbf{J}$ 是酉矩阵, 满足 $\mathbf{J}^{-1} = \mathbf{J}^T$ 。因此, 可以将笛卡尔坐标系里两轴系统动力学(3-2)变换到全局任务坐标中, 结果如下:

$$\mathbf{M}_t \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{B}_t \dot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_t \dot{\mathbf{r}} + \mathbf{A}_t \mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{u}_t + \mathbf{d}_t + \tilde{\Delta} \quad (3-6)$$

其中

$$\begin{aligned}\mathbf{M}_t &= \mathbf{J}^{-T} \mathbf{M} \mathbf{J}^{-1}, \quad \mathbf{B}_t = \mathbf{J}^{-T} \mathbf{B} \mathbf{J}^{-1}, \quad \mathbf{C}_t = -\mathbf{J}^{-T} \mathbf{M} \mathbf{J}^{-1} \dot{\mathbf{J}} \mathbf{J}^{-1}, \\ \mathbf{A}_t &= \mathbf{J}^{-T} \mathbf{A}, \quad \mathbf{d}_t = \mathbf{J}^{-T} \mathbf{d}_n, \quad \mathbf{u}_t = \mathbf{J}^{-T} \mathbf{u}, \quad \tilde{\Delta} = \mathbf{J}^{-T} \tilde{\mathbf{d}}\end{aligned}\quad (3-7)$$

注意到 $\mathbf{J}$ 满足 $\mathbf{J}^{-1} = \mathbf{J}^T$, 因此(3-7)亦可被写为

$$\begin{aligned}\mathbf{M}_t &= \mathbf{J} \mathbf{M} \mathbf{J}^{-1}, \quad \mathbf{B}_t = \mathbf{J} \mathbf{B} \mathbf{J}^{-1}, \quad \mathbf{C}_t = -\mathbf{J} \mathbf{M} \mathbf{J}^{-1} \dot{\mathbf{J}} \mathbf{J}^{-1}, \\ \mathbf{A}_t &= \mathbf{J} \mathbf{A}, \quad \mathbf{d}_t = \mathbf{J} \mathbf{d}_n, \quad \mathbf{u}_t = \mathbf{J} \mathbf{u}, \quad \tilde{\Delta} = \mathbf{J} \tilde{\mathbf{d}}\end{aligned}\quad (3-8)$$

易知式(3-6)有下面三个特性^[138]:

(P1) 在任意有限工作空间 $\mathbf{q} \in \Omega_q$ 内, $\mathbf{M}_t$ 是对称正定矩阵, 并且

$$\mu_1 \mathbf{I} \leq \mathbf{M}_t \leq \mu_2 \mathbf{I}, \quad \forall \mathbf{q} \in \Omega_q \quad (3-9)$$

其中 μ_1 和 μ_2 是两个正标量。

(P2) 根据(3-8)可知, $\mathbf{N}_t = \dot{\mathbf{M}}_t - 2\mathbf{C}_t$ 是斜对称矩阵, 也即 $\mathbf{s}^T \mathbf{N}_t \mathbf{s} = 0, \forall \mathbf{s}$ 。

(P3) 在(3-6)中, $\mathbf{M}_t, \mathbf{B}_t, \mathbf{C}_t, \mathbf{A}_t, \mathbf{d}_t$ 和 $\mathbf{u}_t$ 等相关的多项式可以被未知参数矢量 θ 线性参数化, 这里 $\theta = [\theta_1, \dots, \theta_8]^T = [M_1, M_2, B_1, B_2, A_1, A_2, d_{n1}, d_{n2}]^T$ 。

一般来说, 参数矢量 θ 未知, 比如多轴数控机床的负载通常根据工作任务而改变, 但参数不确定性的范围在实际中却是可以预知的。所以, 我们做如下假设(本论文若无特别说明, $\bullet_i$ 指的是 $\bullet$ 的第 i 个分量, $\bullet_{min}$ 指的是 $\bullet$ 的最小值, $\bullet_{max}$ 指的是 $\bullet$ 的最大值。两个矢量之间的 $\leq$ 表示的矢量中彼此对应的元素之间的大小关系。):

假设 3.1: 系统(3-6)中的参数不确定性和不确定非线性均是有界的, 并且满足

$$\begin{aligned} \theta \in \Omega_\theta &\triangleq \{\theta : \theta_{min} \leq \theta \leq \theta_{max}\} \\ \tilde{\Delta} \in \Omega_\Delta &\triangleq \{\tilde{\Delta} : \|\tilde{\Delta}\| \leq \delta_\Delta\} \end{aligned} \quad (3-10)$$

其中 $\theta_{min} = [\theta_{1min}, \dots, \theta_{8min}]^T$ 和 $\theta_{max} = [\theta_{1max}, \dots, \theta_{8max}]^T$ 是已知的常数矩阵, δ_Δ 是已知的正函数。

本章设计轮廓运动控制器的目标是构建一个控制输入 $\mathbf{u}_t$, 使得 $\mathbf{q} = [x, y]^T$ 尽可能准的跟踪一个期望轮廓 $\mathbf{q}_d(t) = [x_d, y_d]^T$ 。在提出的全局任务坐标系中, 这个目标可以通过设计控制器使得 r_c 趋近于零、 r_m 跟踪期望轨迹 $r_{md}(t) = r_m(x_d(t), y_d(t))$ 来实现。

3.3 直接自适应鲁棒轮廓运动控制研究

在本节, 我们基于全局任务坐标系下的强耦合非线性系统动力学模型, 并考虑实际多轴系统所具有模型参数不确定性、不确定非线性以及外干扰, 设计出直接自适应鲁棒轮廓运动控制器。该控制器所设计的控制器在系统有参数不确定性、不确定非线性和干扰的情况下, 能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度; 在系统只存在参数不确定性时, 理论上能保证轮廓跟踪的渐近稳定性和实际中趋于零的稳态轮廓误差。首先我们设计非连续投影式参数自适应律以保证参数估计始终处于已知的界内。

3.3.1 非连续投影式参数自适应律设计

令 $\hat{\theta}$ 表示 θ 的估计值, $\tilde{\theta}$ 为估计误差, 即 $\tilde{\theta} = \hat{\theta} - \theta$ 。根据(3-10), 各个参数均是有界的, 因此我们采用如下的非连续投影式参数自适应律:

$$\dot{\hat{\theta}} = Proj_{\hat{\theta}}(\Gamma\tau) \quad (3-11)$$

其中 $\Gamma > 0$ 是对角常数矩阵, 也即自适应率, τ 是自适应函数。非连续投影 $Proj_{\hat{\theta}}(\bullet) = [Proj_{\hat{\theta}_1}(\bullet_1), \dots, Proj_{\hat{\theta}_8}(\bullet_8)]^T$ 定义如下^[87]:

$$Proj_{\hat{\theta}_i}(\bullet_i) = \begin{cases} 0 & \text{if } \hat{\theta}_i = \theta_{imax} \ \& \ \bullet_i > 0 \\ 0 & \text{if } \hat{\theta}_i = \theta_{imin} \ \& \ \bullet_i < 0 \\ \bullet_i & \text{otherwise} \end{cases} \quad (3-12)$$

对于任意参数自适应函数 τ , 上式(3-12)定义的投影有如下性质^[86]:

(P4)

$$\hat{\theta} \in \Omega_{\theta} \triangleq \left\{ \hat{\theta} : \theta_{imin} \leq \hat{\theta} \leq \theta_{imax} \right\} \quad (3-13)$$

(P5)

$$\tilde{\theta}^T (\Gamma^{-1} Proj_{\hat{\theta}}(\Gamma \tau) - \tau) \leq 0, \ \forall \tau \quad (3-14)$$

3.3.2 直接自适应鲁棒轮廓运动控制器(DARC)设计

定义一个类似滑模面的变量为

$$\mathbf{s} = \dot{\mathbf{e}} + \Lambda \mathbf{e} = \dot{\mathbf{r}} - \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ \dot{\mathbf{r}}_{eq} \triangleq \dot{\mathbf{r}}_d - \Lambda \mathbf{e} \quad (3-15)$$

其中 $\mathbf{e} = \mathbf{r}(\mathbf{t}) - \mathbf{r}_d(\mathbf{t})$ 是输出轮廓误差和跟踪误差, 并且 $\Lambda > 0$ 是对角常量矩阵。定义一个半正定函数

$$V(t) = \frac{1}{2} \mathbf{s}^T \mathbf{M}_t(\mathbf{r}) \mathbf{s} \quad (3-16)$$

微分 V 可以得到

$$\dot{V}(t) = \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_t - \mathbf{M}_t \ddot{\mathbf{r}}_{eq} - \mathbf{B}_t \dot{\mathbf{r}} - \mathbf{C}_t \dot{\mathbf{r}}_{eq} - \mathbf{A}_t \mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{d}_t + \tilde{\Delta}] \quad (3-17)$$

其中 $\ddot{\mathbf{r}}_{eq} \triangleq \ddot{\mathbf{r}}_d - \Lambda \dot{\mathbf{e}}$, 并且(P2)被利用来消去 $\frac{1}{2} \mathbf{s}^T \dot{\mathbf{M}}_t \mathbf{s}$ 这一项。根据(P3)可定义 $\mathbf{M}_t \ddot{\mathbf{r}}_{eq} + \mathbf{B}_t \dot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_t \dot{\mathbf{r}}_{eq} + \mathbf{A}_t \mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) - \mathbf{d}_t = -\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\theta$, 其中 $\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})$ 是 2×8 已知函数矩阵, 通常也称为回归量, 则等式(3-17)可以被简写为

$$\dot{V}(t) = \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_t + \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\theta + \tilde{\Delta}] \quad (3-18)$$

考虑到(3-18)的结构, 我们设计直接自适应鲁棒轮廓运动控制器如下:

$$\mathbf{u}_t = \mathbf{u}_a + \mathbf{u}_s, \ \mathbf{u}_a = -\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\hat{\theta} \quad (3-19)$$

其中 $\mathbf{u}_a$ 是可调模型补偿部分, 用来实现对名义系统的完美跟踪; $\mathbf{u}_s$ 是鲁棒控制项。将(3-19)代入(3-18), 可得

$$\dot{V}(t) = \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_s - \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\tilde{\theta} + \tilde{\Delta}] \quad (3-20)$$

而鲁棒控制输入项 $\mathbf{u}_s$ 则包括两部分, 即

$$\mathbf{u}_s = \mathbf{u}_{s1} + \mathbf{u}_{s2}, \quad \mathbf{u}_{s1} = -\mathbf{K}\mathbf{s} \quad (3-21)$$

其中 $\mathbf{u}_{s1}$ 是用来稳定名义系统的, 它是一个含对称正定矩阵 $\mathbf{K}$ 增益的简单比例反馈。 $\mathbf{u}_{s2}$ 是用来处理所有各种不确定性影响的鲁棒项。考虑到(P4), 可以设计出 $\mathbf{u}_{s2}$ 以同时满足下面两个条件:

$$\begin{aligned} i \quad & \mathbf{s}^T \left\{ \mathbf{u}_{s2} - \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\tilde{\theta} + \tilde{\Delta} \right\} \leq \eta \\ ii \quad & \mathbf{s}^T \mathbf{u}_{s2} \leq 0 \end{aligned} \quad (3-22)$$

其中 η 是一个任意小的常数。满足(3-22)条件的光滑函数范例是 $\mathbf{u}_{s2} = -\frac{1}{4\eta}H^2\mathbf{s}$, 其中 H 是满足 $H \geq \|\theta_M\| \|\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\| + \delta_\Delta$ 和 $\theta_M = \theta_{max} - \theta_{min}$ 的光滑函数。由此, 我们可以得到如下理论结果:

定理 3.1: 假设在(3-12)中的自适应函数被选择为

$$\tau = \Psi^T(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\mathbf{s} \quad (3-23)$$

那么, 所设计的直接自适应鲁棒轮廓运动控制器(3-19)(3-21)可以保证:

A. 一般来说, 闭环系统的所有信号均有界, 并且在(3-16)中定义的半正定函数 $V(t)$ 被界定如下

$$V(t) \leq \exp(-\lambda t)V(0) + \frac{\eta}{\lambda}[1 - \exp(-\lambda t)] \quad (3-24)$$

其中 $\lambda = 2\sigma_{min}(\mathbf{K})/\mu_2$, $\sigma_{min}(\cdot)$ 表示矩阵的最小特征值。注意到 $\mathbf{K}$ 是对称正定的, 因此 $\sigma_{min}(\mathbf{K})$ 是正定实数。

B. 假设在有限时间 t_0 后, 系统只存在参数不确定性, 即 $\tilde{\Delta} = 0, \forall t \geq t_0$, 那么, 除了能得到结果A, 还能在理论上保证最终轮廓误差和跟踪误差趋近于零, 即在 $t \rightarrow \infty$ 的时候, $\mathbf{e} \rightarrow 0$ 和 $\mathbf{s} \rightarrow 0$ 。

证明: 由(P1)可知

$$\frac{1}{2}\mu_1\|\mathbf{s}\|^2 \leq V \leq \frac{1}{2}\mu_2\|\mathbf{s}\|^2 \quad (3-25)$$

联立(3-20)、(3-21)、(3-22)的条件i和(3-25), 可得

$$\begin{aligned}\dot{V}(t) &= -\mathbf{s}^T \mathbf{K} \mathbf{s} + \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_{s2} - \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \tilde{\boldsymbol{\theta}} + \tilde{\Delta}] \\ &\leq -\sigma_{min}(\mathbf{K}) \|\mathbf{s}\|^2 + \eta \\ &= -\lambda V + \eta\end{aligned}\quad (3-26)$$

由上式即可推得(3-24), 定理3.1的结果A证毕。现在考虑定理3.1中的结果B, 即 $\tilde{\Delta} = 0$, $\forall t \geq t_0$ 的情况。选择一个正定函数 $V_\theta(t)$ 如下

$$V_\theta(t) = V(t) + \frac{1}{2} \tilde{\boldsymbol{\theta}}^T \Gamma^{-1} \tilde{\boldsymbol{\theta}} \quad (3-27)$$

联立(3-26)、(3-22)中的条件ii以及(P5), 可知 $V_\theta(t)$ 的导数满足

$$\begin{aligned}\dot{V}_\theta(t) &\leq -\mathbf{s}^T \mathbf{K} \mathbf{s} - \mathbf{s}^T \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \tilde{\boldsymbol{\theta}} + \tilde{\boldsymbol{\theta}}^T \Gamma^{-1} \dot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}} \\ &= -\mathbf{s}^T \mathbf{K} \mathbf{s} + \tilde{\boldsymbol{\theta}}^T [\Gamma^{-1} \dot{\tilde{\boldsymbol{\theta}}} - \Psi^T(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \mathbf{s}] \\ &\leq -\mathbf{s}^T \mathbf{K} \mathbf{s}\end{aligned}\quad (3-28)$$

由此可知 $\mathbf{s} \in L_2 \cap L_\infty$, 由于 $\mathbf{s}$ 是一致连续的, 由Barbalat引理可知当 $t \rightarrow \infty$ 时, $\mathbf{s} \rightarrow 0$ 。 ■

3.4 直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制研究

在本节, 我们基于全局任务坐标系中的强耦合非线性系统动力学模型, 进行直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制研究。所设计的轮廓运动控制器在系统存在强耦合、参数不确定性、不确定非线性和外干扰的情况下, 能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度; 在系统只存在参数不确定性时, 理论上能保证轮廓运动控制的渐近稳定性和实际中趋于零的稳态轮廓误差。除了能取得良好的轮廓运动控制性能外, 所设计的控制器的参数自适应律可运用实际中参数估计收敛快的算法(如最小二乘法)进行在线参数估计, 理论上, 一旦持续激励(PE)条件满足, 在线参数估计将收敛于物理参数的真实值。

3.4.1 非连续投影式参数自适应律设计

在上述的直接自适应鲁棒控制中, 非连续投影(3-12)由于它的简单和容易实施而得到广泛应用。然而, 这样的一个非连续投影只适用于对角自适应率矩阵 Γ 。对于直接/间接集成自适应鲁棒控制而言, 由于参数自适应律是有更快收敛率的最小二乘法, 其自适应率矩阵 Γ 是时变的非对角矩阵。因此, 需要用到标准的投影^[146]来使参数估计始终在已知

界 $\bar{\Omega}_\theta$ (Ω_θ 的闭包集)内。标准的投影定义如下:

$$Proj_{\hat{\theta}}(\zeta) = \begin{cases} \zeta, & \text{if } \hat{\theta} \in \check{\Omega}_\theta \text{ or } n_{\hat{\theta}}^T \zeta \leq 0 \\ (I - \Gamma \frac{n_{\hat{\theta}} n_{\hat{\theta}}^T}{n_{\hat{\theta}}^T \Gamma n_{\hat{\theta}}}) \zeta, & \text{if } \hat{\theta} \in \partial\Omega_\theta \text{ \& } n_{\hat{\theta}}^T \zeta > 0 \end{cases} \quad (3-29)$$

其中 $\zeta \in R^p$ 是任意函数, $\Gamma(t) \in R^{p \times p}$ 是时变正定对称矩阵。在(3-29)中, $\check{\Omega}_\theta$ 和 $\partial\Omega_\theta$ 分别表示 Ω_θ 的内集和边界, $n_{\hat{\theta}}$ 表示 $\hat{\theta} \in \partial\Omega_\theta$ 的单位法向矢量。从文献[86]可知, 一旦投影定义为(3-29), 则前面所述的投影式自适应律(3-11)也具有特性(P4)和(P5)。

3.4.2 直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器(DIARC)设计

通过使用(3-29)中的投影来设计参数自适应律(3-11), 不管参数估计函数 τ 具体形式如何, 参数估计都是在已知的界内。这个性质可以用来构建直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器(DIARC)。理论上, 该控制器不管参数估计如何, 都可以获得一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度。

设计直接/间接集成自适应鲁棒控制器如下所示:

$$\begin{aligned} \mathbf{u}_t &= \mathbf{u}_a + \mathbf{u}_s, \quad \mathbf{u}_a = \mathbf{u}_{a1} + \mathbf{u}_{a2}, \quad \mathbf{u}_s = \mathbf{u}_{s1} + \mathbf{u}_{s2}, \\ \mathbf{u}_{a1} &= -\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\hat{\theta}, \quad \mathbf{u}_{s1} = -\mathbf{K}\mathbf{s} \end{aligned} \quad (3-30)$$

其中 $\mathbf{u}_{a1}$ 是用来获得高性能的可调模型补偿项, $\hat{\theta}$ 是对物理参数 θ 的估计, $\mathbf{u}_{a2}$ 是快速动态补偿项。 $\mathbf{u}_{s1}$ 是用来稳定名义系统的, 为了简化, 它是一个具有对称正定矩阵 $\mathbf{K}$ 的简单比例反馈项。 $\mathbf{u}_{s2}$ 则是用来减弱模型不确定性影响的鲁棒控制项。

将(3-30)代入到(3-18), 联立(3-16), 可得

$$\dot{V} = \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_{a2} + \mathbf{u}_s - \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\tilde{\theta} + \tilde{\Delta}] \quad (3-31)$$

定义一个常量 $\mathbf{d}_c$ 和时变函数 $\tilde{\mathbf{d}}^*(t)$ 如下:

$$\mathbf{J}\mathbf{d}_c + \tilde{\mathbf{d}}^*(t) = -\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\tilde{\theta} + \tilde{\Delta} \quad (3-32)$$

从概念上讲, (3-32)集中了参数估计误差带来的模型不确定性以及各种干扰量, 可被划分为低频分量 $\mathbf{d}_c$ 和高频分量 $\tilde{\mathbf{d}}^*(t)$ 。其中低频分量可以通过直接自适应鲁棒控制中的快速自适应来补偿^[88]。将(3-32)代入(3-31), 可得

$$\dot{V} = \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_{a2} + \mathbf{u}_s + \mathbf{J}\mathbf{d}_c + \tilde{\mathbf{d}}^*(t)] \quad (3-33)$$

由此，我們選擇快速補償項 $\mathbf{u}_{a2}$ 為

$$\mathbf{u}_{a2} = -\mathbf{J}\widehat{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}} \quad (3-34)$$

其中 $\widehat{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}}$ 是對 $\mathbf{d}_{\mathbf{c}}$ 的估計，它的自適應律為

$$\dot{\widehat{\mathbf{d}}}_{\mathbf{c}} = Proj_{\widehat{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}}}(\gamma_{\mathbf{d}}\mathbf{J}^T\mathbf{s}), \quad |\widehat{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}}(0)| \leq \widehat{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}max} \quad (3-35)$$

其中 $\widehat{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}max}$ 是 $\widehat{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}}(t)$ 的界， $\gamma_{\mathbf{d}}$ 是 2×2 常量對角矩陣。正如上節的直接自適應魯棒控制所述，式(3-35)中的投影保證了 $|\widehat{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}}(t)| \leq \widehat{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}max}, \forall t$ 。然後，將(3-34)代入(3-33)可得

$$\dot{V} = \mathbf{s}^T[-\mathbf{K}\mathbf{s} + \mathbf{u}_{s2} - \mathbf{J}\widetilde{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}} + \widetilde{\mathbf{d}}^*(t)] \quad (3-36)$$

類似於DARC中的(3-22)，DIARC中的魯棒項 $\mathbf{u}_{s2}$ 也需要滿足下面兩個條件

$$\begin{aligned} i \quad & \mathbf{s}^T[\mathbf{u}_{s2} - \mathbf{J}\widetilde{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}} + \widetilde{\mathbf{d}}^*(t)] \leq \eta \\ ii \quad & \mathbf{s}^T\mathbf{u}_{s2} \leq 0 \end{aligned} \quad (3-37)$$

其中 η 是可以任意小的常數。同樣的，滿足(3-37)的 $\mathbf{u}_{s2}$ 的光滑函數范例是 $\mathbf{u}_{s2} = -\frac{1}{4\eta}h^2\mathbf{s}$ ，其中 h 是滿足 $h \geq \|\widehat{\mathbf{d}}_{\mathbf{c}max}\| + \|\theta_{\mathbf{M}}\| \|\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\| + \delta_{\Delta}$ 和 $\theta_{\mathbf{M}} = \theta_{max} - \theta_{min}$ 的光滑函數。由此，我們可以得到如下理論結果：

定理 3.2： 具有投影式自適應律(3-11)的DIARC輪廓運動控制器(3-30)，不論其自適應函數 τ 具體形式如何，可以保證：一般來說，閉環系統的所有信號都是有界的，而且輪廓誤差和輸出位置跟蹤誤差均有界，也即(3-16)定義的半正定矩陣函數 $V(t)$ 同樣滿足(3-24)。

此定理的證明過程與定理3.1中的結果A的證明類似，在此不贅述。

3.4.3 參數估計算法設計

上節已證明不論運用怎樣的估計函數 τ ，DIARC控制器都可以獲得良好的瞬態性能和穩態輪廓控制精度。本小節着重闡述如何構建自適應函數 τ ，以方便獲得更好的穩態性能，並最終使得在只存在參數不確定性的時候，系統可以實現輪廓運動控制的漸近穩定性。在本小節中，我們假設系統只具有參數不確定性，即在(3-2)中， $\widetilde{\mathbf{d}} = 0$ 。

設 $H_f(s)$ 是傳遞函數相對階數大於或等於1的濾波器（比如 $H_f(s) = 1/(\tau_f s + 1)$ ）。將該濾波器乘以(3-2)的兩邊，當 $\widetilde{\mathbf{d}} = 0$ 的時候，可得

$$\mathbf{u}_f = \Upsilon_f^T \theta \quad (3-38)$$

其中

$$\mathbf{u}_f = \begin{bmatrix} u_{1f} \\ u_{2f} \end{bmatrix}, \quad \Upsilon_f^T = \begin{bmatrix} \ddot{x}_f, 0, \dot{x}_f, 0, S_{ff}(\dot{x}), 0, 1_f, 0 \\ 0, \ddot{y}_f, 0, \dot{y}_f, 0, S_{ff}(\dot{y}), 0, 1_f \end{bmatrix}$$

这里 $\bullet_f$ 表示 $\bullet$ 经滤波后的值。

设预测误差矢量是 $\varsigma = \hat{\mathbf{u}}_f - \mathbf{u}_f$ ，其中 $\hat{\mathbf{u}}_f = \Upsilon_f^T \hat{\theta}$ ，则与参数估计误差相关的预测误差 ς 为

$$\varsigma = \Upsilon_f^T \tilde{\theta} = \Upsilon_f^T \hat{\theta} - \mathbf{u}_f \quad (3-40)$$

针对线性参数化模型(3-40)，可以采用各种具有良好收敛率的参数估计算法对 θ 进行估计。若采用最小二乘估计算法^[144]做参数估计，则 $\hat{\theta}$ 可以用自适应律(3-11)来更新，其中自适应函数为

$$\tau = -\frac{1}{1 + vtr\{\Upsilon_f^T \Gamma \Upsilon_f\}} \Upsilon_f \varsigma \quad (3-41)$$

自适应率矩阵为

$$\dot{\Gamma} = \begin{cases} \kappa \Gamma - \frac{1}{1 + vtr\{\Upsilon_f^T \Gamma \Upsilon_f\}} \Gamma \Upsilon_f \Upsilon_f^T \Gamma, & \text{if } \lambda_{max}(\Gamma(t)) \leq \rho_M \\ 0, & \text{otherwise} \end{cases} \quad (3-42)$$

这里 $\kappa \geq 0$ 是遗忘系数， ρ_M 是对 $\|\Gamma(t)\|$ 预设的上界， $v \geq 0$ 并且 $v = 0$ 。在实际中， $\Gamma(t) \leq \rho_M I, \forall t$ 。这个参数估计算法具有如下特性：

引理 3.1： 在系统只存在参数不确定性时，也即 $\tilde{\mathbf{d}} = 0$ 时，若采用最小二乘法估计器(3-41)(3-42)来构造投影式自适应律(3-29)，可以得到下面的结论：

- i 一般来说， $\tilde{\theta} \in L_\infty[0, \infty)$ 并且 $\varsigma \in L_2[0, \infty) \cap L_\infty[0, \infty)$ 。
- ii 如果持续激励 (PE) 条件

$$\int_t^{t+T} \Upsilon_f \Upsilon_f^T d\tau \geq \kappa_p I_p, \text{ for some } \kappa_p > 0 \text{ and } T > 0 \quad (3-43)$$

满足，则参数估计 $\hat{\theta}$ 收敛于物理参数的真实值（即，当 $t \rightarrow \infty$ 时， $\tilde{\theta} \rightarrow 0$ ），并且 $\tilde{\theta} \in L_2[0, \infty)$ 。

证明： $\hat{\theta}$ 的有界性可以通过(P4)和投影 $Proj$ 来保证。由假设3.1可知， $\tilde{\theta}$ 也是有界的，即 $\tilde{\theta} \in L_\infty[0, \infty)$ 。从定理3.2可知 $\mathbf{q}$ ， $\dot{\mathbf{q}}$ 和 $\mathbf{u}$ 均有界，由此， Υ 和 Υ_f 也都是有界的。所以，对于线性模型(3-40)，最小二乘式估计算法(3-41)可以保证预测误差 $\varsigma \in L_2$ ^[147]。通过标准的自适应控制理论^[147]，易知PE条件(3-43)可以保证参数估计收敛于物理参数的真实值。综上所述，当 $t \rightarrow \infty$ 时 $\tilde{\theta} \rightarrow 0$ ，并且 $\tilde{\theta} \in L_2[0, \infty)$ 。 ■

由此，我们可以进一步得到如下的定理：

定理 3.3: 如果在有限时间 t_0 后，系统只存在参数不确定性，即(3-2)中的 $\tilde{\mathbf{d}} = 0, \forall t \geq t_0$ ，则DIARC轮廓运动控制器(3-30)和含最小二乘参数估计算法(3-41)(3-42)的投影式自适应律(3-29)可以保证，一旦PE条件(3-43)满足，除了可以得到定理3.2外，所设计的控制器还可以实现轮廓运动控制的渐近稳定性，即当 $t \rightarrow \infty$ 时， $\varepsilon \rightarrow 0$ 和 $\mathbf{s} \rightarrow 0$ 。

证明： 首先我们定义一个正定函数 V_a 如下：

$$V_a = V + \frac{1}{2} \widehat{\mathbf{d}}_c^T \gamma_d^{-1} \widehat{\mathbf{d}}_c \quad (3-44)$$

其中 V 如(3-16)所示。联立(3-31)、(3-34)和 $\tilde{\Delta} = 0$ ，对 V_a 微分可以得到

$$\begin{aligned} \dot{V}_a &= \mathbf{s}^T [-\mathbf{J} \widehat{\mathbf{d}}_c + \mathbf{u}_s - \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \tilde{\theta}] + \widehat{\mathbf{d}}_c^T \gamma_d^{-1} \dot{\widehat{\mathbf{d}}}_c \\ &= -\mathbf{s}^T \mathbf{K} \mathbf{s} + \mathbf{s}^T \mathbf{u}_{s2} - \mathbf{s}^T \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \tilde{\theta} + \widehat{\mathbf{d}}_c^T [\gamma_d^{-1} \dot{\widehat{\mathbf{d}}}_c - \mathbf{J}^T \mathbf{s}] \end{aligned} \quad (3-45)$$

联立 $\widehat{\mathbf{d}}_c$ 的参数自适应律(3-35)、(3-37)中的条件ii、(P5)以及 $\mathbf{d}_c = 0$ ，可知

$$\dot{V}_a \leq -\mathbf{s}^T \mathbf{K} \mathbf{s} - \mathbf{s}^T \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \tilde{\theta} \quad (3-46)$$

当PE条件(3-43)成立时，通过引理3.1可知 $\tilde{\theta} \in L_2[0, \infty)$ ，由定理3.2知 $\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})$ 有界。因此， $\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \tilde{\theta} \in L_2[0, \infty)$ ，并且 $\mathbf{s} \in L_2[0, \infty)$ ，由Barbalat引理，所设计的控制器可以实现轮廓运动控制的渐进稳定性，即当 $t \rightarrow \infty$ 时， $\mathbf{s} \rightarrow 0$ 。证毕。 ■

3.5 实验研究

3.5.1 实验系统介绍

本章的实验数据是在Rockwell Automation公司的Anorad HERC-510-510-AA1-B-CC2两轴直线电机平台上获得的。如图3-1所示，两轴直线电机的X、Y轴均由Anorad LC-50-200铁芯直线电机来驱动。实验平台上的位移传感器是分辨率为 $0.5\mu m$ 的光栅尺。速度信号是通过对位移信号进行差分来获得的。运用最小二乘法来离线获得各轴动力学模型中物理参数的名义值： $M_1 = 0.12(V/m/s^2)$, $M_2 = 0.55(V/m/s^2)$, $B_1 = 0.35(V/m/s)$, $B_2 = 0.5(V/m/s)$, $A_{f1} = 0.1(V)$, $A_{f2} = 0.13(V)$, $d_{N1} = 0(V)$, $d_{N2} = 0(V)$ 。由于时间变化和润滑油的增加，这些名义值与上一章有一些区别。此外，通过对输入电压和电机堵转时产生的力的测量，得到电机驱动力与输入电压之间的增益是 $k_f = 69(N/V)$ 。另外，参数 θ 的变化范

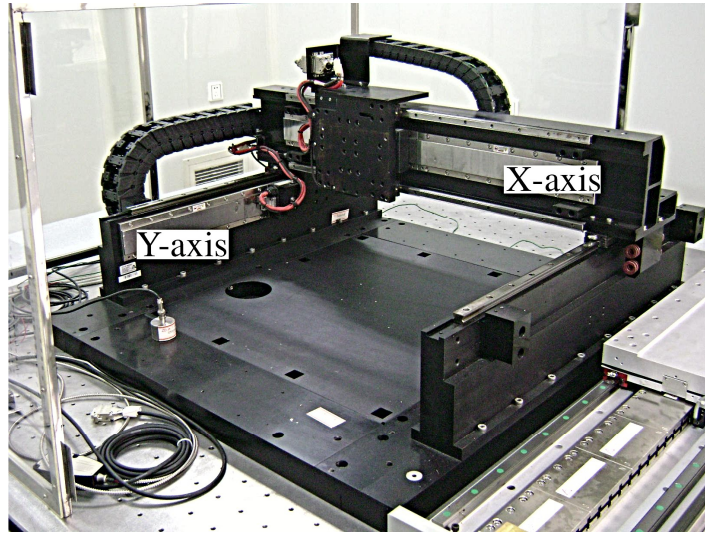


图 3-1 两轴直线电机实验系统

围为

$$\begin{aligned}\theta_{min} &= [0.06, 0.4, 0.2, 0.3, 0.05, 0.08, -0.5, -0.5]^T \\ \theta_{max} &= [0.25, 0.7, 0.6, 0.6, 0.15, 0.25, 0.5, 0.5]^T\end{aligned}\quad (3-47)$$

具体的硬件介绍和系统辨识参见附录A。

3.5.2 性能指标

以下性能指标被用来评价轮廓运动控制器的实际控制性能^[91]:

◇ $\|\varepsilon_c\|_{rms} = (\frac{1}{T} \int_0^T |\varepsilon_c|^2 dt)^{1/2}$, 轮廓误差的均方根值 (RMS value), 其中 T 表示总运行时间;

◇ $\varepsilon_{cM} = \max_t \{|\varepsilon_c|\}$, 轮廓误差的最大绝对值;

◇ $\|u_i\|_{rms} = (\frac{1}{T} \int_0^T |u_i|^2 dt)^{1/2}$, 表示每个轴的平均控制输入, 用来评估控制输入大小。

3.5.3 轮廓运动控制实验及结果分析

控制算法是通过dSPACE的DS1103系统应用于两轴直线电机的轮廓运动控制中的。控制器执行程序的周期是 $T_s = 0.2ms$, 速度分辨率为 $0.0025m/s$ 。基于全局任务坐标系的DARC、基于全局任务坐标系的DIARC和在文献[138]中提出的基于局部任务坐标系的DIARC在被执行起来进行实验比较:

C1: 基于全局任务坐标系的直接自适应鲁棒轮廓运动控制器。光滑函数 $S_f(\dot{x})$ 和 $S_f(\dot{y})$ 分别取为 $\frac{2}{\pi} \arctan(9000\dot{x})$ 和 $\frac{2}{\pi} \arctan(9000\dot{y})$, Λ 取为 $\Lambda = \text{diag}[100, 30]$ 。(3-21)中的 $\mathbf{u}_{s2}$ 在理论上已经给出, 同上一章所述的理由, 在实际执行中, 该鲁棒控制项用一个足够大的比例

反馈替代以简化控制器。因此，在(3-21)的 $\mathbf{u}_s$ 的总增益为 $\text{diag}[100, 60]$ 。自适应率为 $\Gamma = \text{diag}[10, 10, 10, 10, 10, 10, 10000, 10000]$ 。参数估计的初始值是 $\hat{\theta}(0) = [0.1, 0.55, 0.3, 0.3, 0.1, 0.15, 0, 0]^T$ 。

C2: 基于全局任务坐标系的直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器。光滑函数 $S_f(\dot{x})$ 和 $S_f(\dot{y})$ 分别取为 $\frac{2}{\pi}\arctan(9000\dot{x})$ 和 $\frac{2}{\pi}\arctan(9000\dot{y})$ ， $\Lambda = \text{diag}[100, 30]$ 。(3-30)的控制器参数取为 $\mathbf{K} = \text{diag}[100, 60]$ 。(3-35)中的 $\hat{\mathbf{d}}_c$ 边界为 $\hat{\mathbf{d}}_{c_{max}} = [1, 1]^T$ ，其中 $\gamma_d = \text{diag}[10000, 10000]$ 。参数估计中使用到的滤波器是一个二阶传递函数 $H_f(s)$ ，其阻尼系数为0.7，对于X轴，该滤波器的截止频率为250Hz，对于Y轴，该滤波器的截止频率为150Hz。在(3-42)中，遗忘因子 $\kappa = 0.1$ ， $v = 0.1$ ，自适应率的初始值为 $\Gamma(0) = \text{diag}[10, 10, 10, 10, 10, 10, 5000, 5000]$ ， $\rho_M = 500$ 。参数估计的初始值是 $\hat{\theta}(0) = [0.1, 0.55, 0.3, 0.3, 0.1, 0.15, 0, 0]^T$ ，可见参数估计初始值与C1相同。

C3: 基于局部任务坐标系的直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器。其中局部任务坐标系在上一章中已有详细阐述，在此不再赘述，基于该局部任务坐标系的直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器的设计具体参见我们之前的研究工作^[138]。

为测试所提出的轮廓控制器的性能，我们进行如下三项测试：

Set1：在没有工作载荷的情况下，测试所设计的轮廓运动控制器的名义轮廓运动控制性能，此时 $M_1 = 0.12$ 、 $M_2 = 0.55$ ；

Set2：加载5 kg的有效载荷，测试所设计的轮廓运动控制器的对于参数不确定性的性能鲁棒性，此时 $M_1 = 0.19$ 、 $M_2 = 0.62$ ；

Set3：在 $t=2.2s$ 时，在Y轴控制输入中加入一个大的阶跃扰动信号（0.8V的模拟信号），并在 $t=5.2s$ 后移除该信号，以此测试控制器对外干扰的性能鲁棒性。

3.5.3.1 实验I

首先让两轴直线电机运动系统以 $w = 4\text{rad/s}$ 的角速度和 $v = \sqrt{0.16 + 0.48\cos^2(4t)}\text{m/s}$ 的线速度跟踪以下椭圆轮廓：

$$\mathbf{q}_d = \begin{bmatrix} x_d(t) \\ y_d(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.2\sin(4t) \\ -0.1\cos(4t) + 0.1 \end{bmatrix} \quad (3-48)$$

表3-1给出了两轴直线电机系统在运行几个周期后的实验结果。从该表可以看出，C1和C2在快速的椭圆轮廓跟踪运动中都可以获得良好的稳态轮廓运动控制性能，它们的轮廓控制性能明显比C3好。而且，所有的控制器在每项实验中的控制输入量几乎相同。在Set1的测试中，图3-2给出的轮廓误差证明C1和C2具有良好的名义轮廓运动控制性能。

	$\ \varepsilon_c\ _{rms}(\mu m)$	$\varepsilon_{cM}(\mu m)$	$\ u_x\ _{rms}(V)$	$\ u_y\ _{rms}(V)$
C1 (Set1)	2.42	8.57	0.42	0.70
C2 (Set1)	2.42	8.15	0.42	0.68
C3 (Set1)	3.30	10.14	0.41	0.70
C1 (Set2)	2.50	9.52	0.54	0.78
C2 (Set2)	2.44	8.38	0.54	0.78
C3 (Set2)	3.38	10.21	0.54	0.78
C1 (Set3)	2.73	37.48	0.42	0.75
C2 (Set3)	2.73	36.52	0.42	0.74
C3 (Set3)	3.54	36.54	0.42	0.75

表 3-1 实验I的轮廓运动控制实验结果

在Set2的测试中，图3-3给出的轮廓误差表明，各个控制器在有负载时候的轮廓性能与其在无负载时候的性能差别不大，这证明了自适应鲁棒轮廓运动控制器对于参数不确定性有着良好的鲁棒性。在Set3的测试中，图3-4给出的轮廓误差只在扰动信号加入和消失瞬间会产生瞬时尖峰，可见所加的外干扰信号并没有明显影响轮廓跟踪性能。以上结果都证明了所提出的自适应鲁棒控制方法的良好控制性能。为了直观显示基于全局任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制器的优越性。我们将点(0.2 m, 0.1 m)附近的实际轮廓与期望轮廓放大显示在图3-5中，该显示的结果与表3-1是一致的。可以看出，在所有的测试中，C1和C2的实际轮廓和期望轮廓都十分接近，这是因为C1和C2运用了全局任务坐标系。而C3运用的局部任务坐标系是导致C3的实际轮廓跟踪性能比C1和C2差的根本原因。以上这些结果证明，基于全局任务坐标系的DARC和DIARC均具有良好的性能鲁棒性和实际轮廓控制精度。

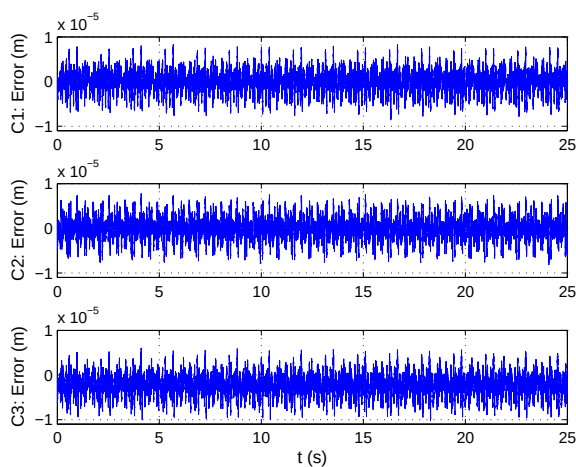


图 3-2 实验I在Set1的轮廓误差

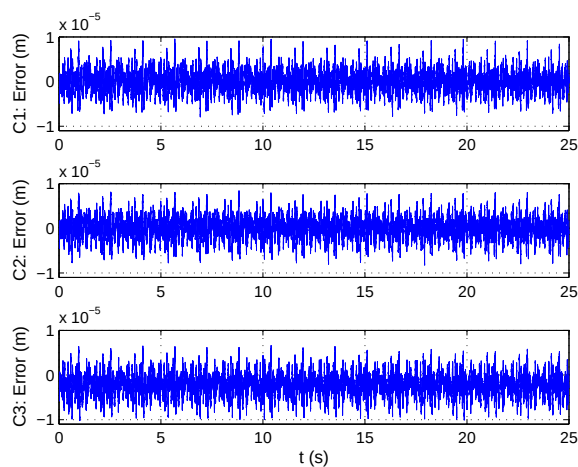


图 3-3 实验I在Set2的轮廓误差

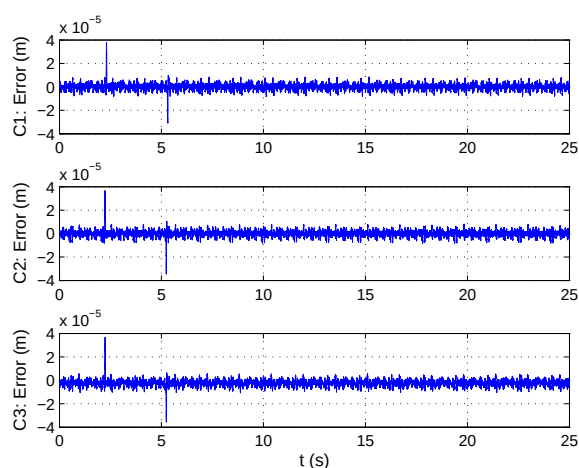


图 3-4 实验I在Set3的轮廓误差

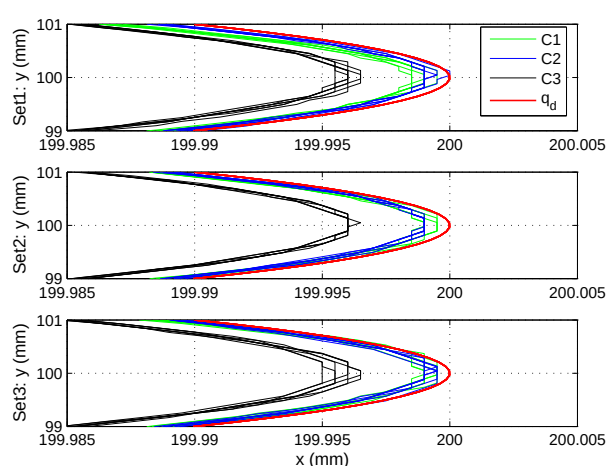


图 3-5 实验I在各种情况下的轮廓放大图

3.5.3.2 实验II

为测试所提方法的一致性，我们让两轴直线电机运动系统以 $\omega = 3\text{rad/s}$ 的角速度和 $v = \sqrt{0.2025 + 0.1575\cos^2(3t)}\text{m/s}$ 的速度跟踪以如下椭圆：

$$\mathbf{q}_d = \begin{bmatrix} x_d(t) \\ y_d(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.2\sin(3t) \\ -0.15\cos(3t) + 0.15 \end{bmatrix} \quad (3-49)$$

表3-2给出了两维直线电机系统在运行几个周期后的实验结果。从表3-2可以看出，C1和C2在快速的椭圆轮廓跟踪运动中都可以获得良好的稳态轮廓运动控制性能，且轮廓误差明显比C3小。在Set1的测试中，图3-6给出的轮廓误差证明了C1和C2的良好名义轮廓控制性能。在Set2的测试中，图3-7给出的轮廓误差显示C1和C2在负载变化

	$\ \varepsilon_c\ _{rms}(\mu\text{m})$	$\varepsilon_{cM}(\mu\text{m})$	$\ u_x\ _{rms}(\text{V})$	$\ u_y\ _{rms}(\text{V})$
C1 (Set1)	2.57	8.72	0.33	0.62
C2 (Set1)	2.60	9.64	0.33	0.61
C3 (Set1)	4.15	13.98	0.32	0.61
C1 (Set2)	2.74	9.93	0.38	0.66
C2 (Set2)	2.74	9.74	0.38	0.67
C3 (Set2)	4.19	15.72	0.38	0.68
C1 (Set3)	2.91	36.10	0.33	0.68
C2 (Set3)	2.93	35.30	0.33	0.67
C3 (Set3)	4.40	38.51	0.32	0.68

表 3-2 实验II的轮廓运动控制实验结果

时依然具有良好的轮廓控制性能，再次证明了DARC和DIARC控制器对于参数不确定性的性能鲁棒性。在Set3的测试中，图3-8给出了的轮廓误差再次表明，除了在扰动信号加入或消失瞬间，所加的大扰动信号没有显著影响轮廓运动控制性能。图3-9显示了在点 $(-0.2\text{ m}, 0.15\text{ m})$ 附近的期望轮廓和各种实际轮廓。可以看出，在三种测试下，C1和C2的实际轮廓要比C3的实际轮廓更加接近期望轮廓。这些结果再次证明了所提的DARC和DIARC轮廓运动控制器在实际应用中具有良好的性能鲁棒性和实际轮廓运动控制精度。

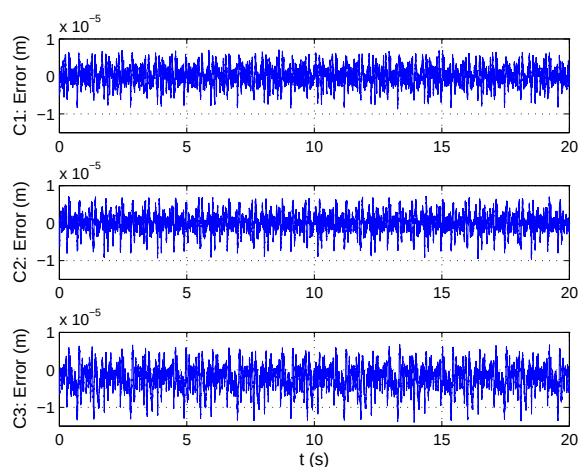


图 3-6 实验II在Set1的轮廓误差

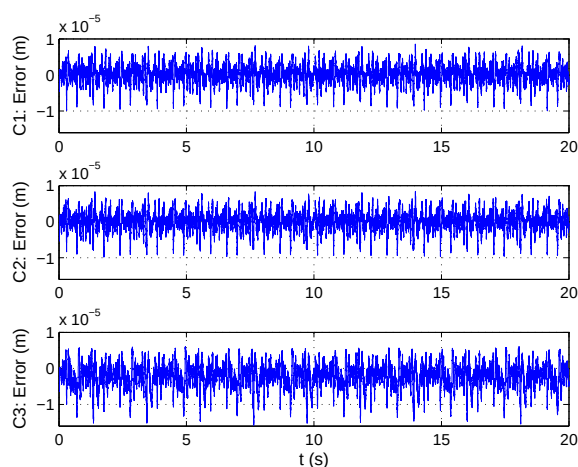


图 3-7 实验II在Set2的轮廓误差

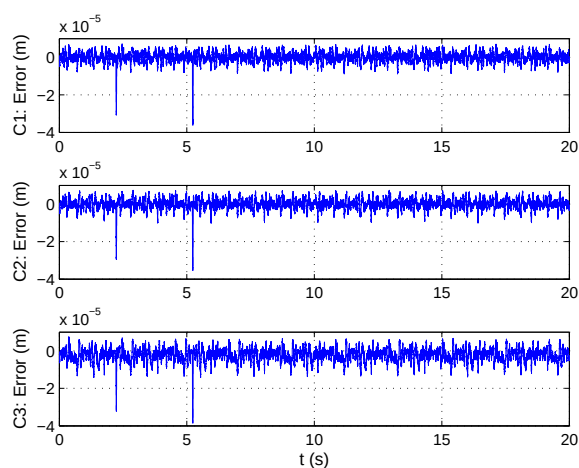


图 3-8 实验II在Set3的轮廓误差

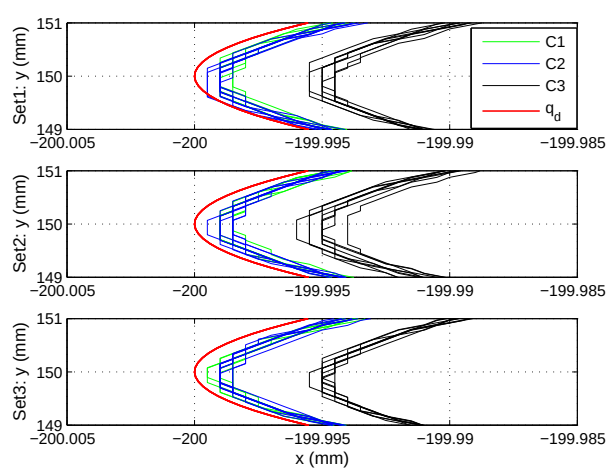


图 3-9 实验II在各种情况下的轮廓放大图

3.5.4 参数估计实验结果分析

虽然基于全局任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制器（包括DARC和DIARC）

都能够获得优良的轮廓运动控制性能，但是DIARC在实际中还拥有参数估计准确的特点。一般来说，DARC的参数估计收敛的很慢或者根本就不收敛，但是DIARC的参数估计会一致收敛于物理参数的离线辨识值。图3-10和图3-11显示的是实验I（无负载）中C2和C3的参数估计随时间变化的过程，可以看出，由于DIARC的参数估计优势，C2和C3的参数估计均收敛于各个物理参数的离线辨识值。图3-12和图3-13显示的是在实验II（5kg负载）中C2和C3的参数估计结果，也可以看出，C2和C3的参数估计仍大致收敛于各个物理参数的离线辨识值。从实验I和实验II的结果可以看出，基于全局任务坐标系的DARC和DIARC轮廓运动控制器均能获得良好的实际轮廓运动控制性能；DIARC轮廓运动控制器则在实际应用中还可保证其参数估计收敛于物理参数的真实值。

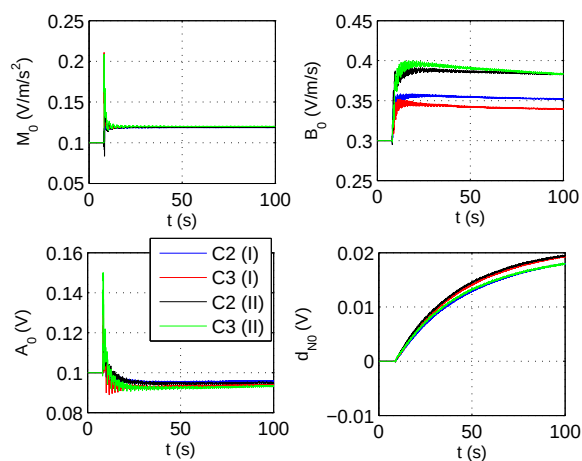


图 3-10 C2和C3中的X轴参数估计(Set1)

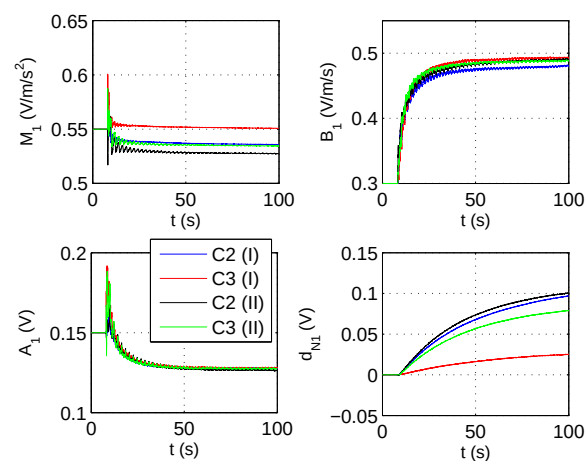


图 3-11 C2和C3中的Y轴参数估计(Set1)

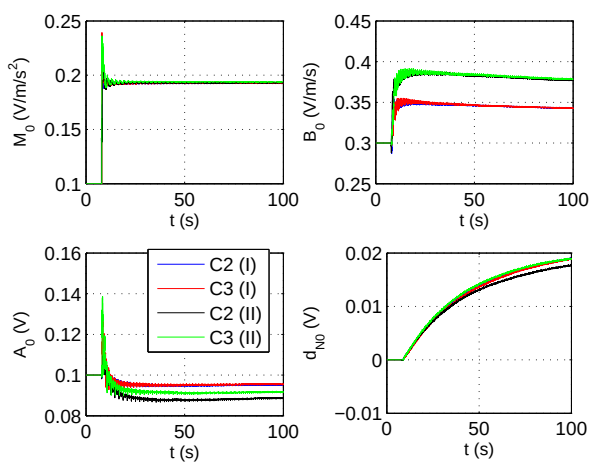


图 3-12 C2和C3中的X轴参数估计(Set2)

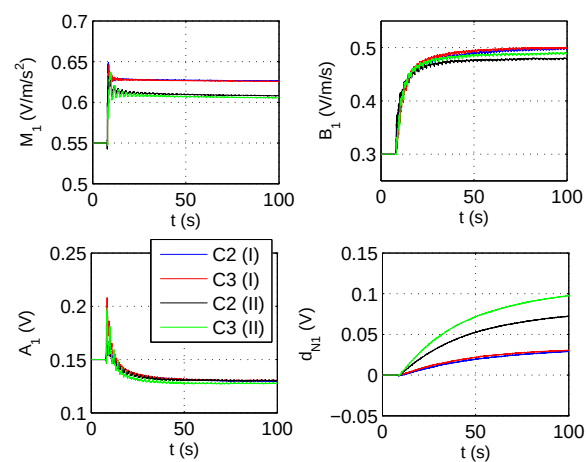


图 3-13 C2和C3中的Y轴参数估计(Set2)

3.6 本章小结

1、针对全局任务坐标系下的强耦合非线性系统动力学模型，考虑了实际多轴系统常具有的参数不确定性、不确定非线性以及外干扰，设计出基于全局任务坐标系的直接自适应鲁棒轮廓运动控制器和直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器。理论上，这两种轮廓运动控制器均能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度，并在只存在参数不确定性时，能保证轮廓运动控制的渐近稳定性，即轮廓误差和位置跟踪误差均趋近于零。

2、除了能取得良好的轮廓运动控制性能外，基于全局任务坐标系的直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器可以采用收敛率更快的参数估计算法（如最小二乘法）来构建参数自适应律，从理论上讲，一旦持续激励（PE）条件满足，参数估计将收敛于物理参数的真实值。

3、在实验研究中，所提出的基于全局任务坐标系的直接自适应鲁棒轮廓运动控制器和直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器，在有负载和无负载时，均能取得良好的轮廓运动控制性能——其轮廓误差均方根值均在 $2.5\mu m$ 左右；在有外部干扰时，轮廓误差亦只是在干扰出现和消失的瞬间有所跳变。这些结果表明所设计的轮廓运动控制器在系统存在参数不确定性和外干扰时，均具有良好的轮廓运动控制性能。

4、实验研究中，所提出的基于全局任务坐标系的直接/间接集成自适应鲁棒轮廓控制器（DIARC）还能保证参数估计收敛于其物理参数的真实值，该功能可以被用来做机械运行状况的监测和故障诊断。

第四章 含定位力补偿的精密轮廓运动控制研究

摘要：为进一步提高轮廓运动控制精度，可考虑对实际多轴机电系统中存在的典型非线性进行补偿。本章以直线电机中的定位力（cogging force）为例，给出了定位力的补偿模型，并将其应用于两轴直线电机系统的轮廓运动控制中，最终形成了一种含定位力补偿的基于全局任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制器。理论上，在系统存在参数不确定性、不确定非线性和外干扰的情况下，该控制器能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度。当系统只存在参数不确定性时，该控制器能保证轮廓运动控制的渐近稳定性和实际中趋于零的稳态轮廓误差。实验研究证明所提的含定位力补偿的轮廓运动控制器能实现高速高精度轮廓运动控制，也证明所提的定位力补偿能明显提高轮廓运动控制精度。

4.1 引言

近些年来，直线电机由于很适合做高速高精度定位而备受关注，并被广泛应用于多轴机床、机械手臂等^[148, 149, 150]。比如说日本SODICK公司早在1996年就开始研制专用的直线电机及其相配的NC系统，并组成了电火花成形机的X、Y、Z三轴系统。除日本外，世界上还有许多其它国家的机床制造厂家生产采用直线电机的多轴数控机床和高速加工中心，如Ingersoll、Kingsbury和DMG等^[119]。

在直线电机驱动系统中，定位力是干扰的重要来源之一。为了实现精密运动控制，有必要深入研究直线电机定位力的特性，并提供有效的定位力补偿方案。为此，Braembussche^[121]、Otten^[122]、Xu^[123]和Yao^[124]等许多研究者都在在定位力的建模和补偿方面做了大量的研究工作^[125, 126, 127]。比如定位力被看做是与位置有关的周期函数^[123, 124]，因此被近似建模为几个有较大权重的傅里叶级数之和。Lv和Yao等人则进一步研究了定位力中的非周期性因素并提出了有效的补偿方案^[95]。需要指出的是，这些定位力补偿研究都只是针对单轴运动系统的伺服控制。我们之前在两轴直线电机运动系统的轮廓运动控制研究中，也提出了有效的定位力补偿措施^[137]，但是该方法是基于局部任务坐标系，无法在高速大曲率轮廓运动控制中实现良好的轮廓运动控制效果。

本论文前面已经介绍了正交全局任务坐标系^[143]和基于全局任务坐标系的自适应鲁棒控制方法，本章则进一步考虑直线电机中定位力的影响，设计了一套定位力测量系统并直接测量出直线电机上的定位力，然后分析该定位力的具体特性并构造了定位力的补偿模型，并最终设计出含定位力补偿的高性能轮廓运动控制器。理论上，在系统存在参数不确定性、不确定非线性和干扰的情况下，该控制器能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度。当系统只存在参数不确定性时，该控制器理论上能保证轮廓运动控制的渐近稳定

性和实际中趋于零的稳态轮廓误差。实验研究证明了所提出的含定位力补偿的轮廓运动控制器能够实现高速高精度轮廓运动控制：以角速度 $w = 7\text{rad/s}$ 、最大速度 $v_{\max} = 1.4\text{m/s}$ 、最大加速度 $a_{\max} = 9.8\text{m/s}^2$ 来跟踪一个长轴 0.2m 、短轴 0.1m 的椭圆时，轮廓误差的均方根值为 $2.70\mu\text{m}$ ，最大轮廓误差为 $8.85\mu\text{m}$ 。同时也证明了所提的定位力补偿方法的有效性：有定位力补偿比没有定位力补偿，轮廓误差降低30%左右。

4.2 含定位力的系统动力学

本章仍考虑两维直线电机运动系统，其在笛卡尔空间的动力学模型用下式表示^[137]：

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{B}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_c(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{F}_r(\mathbf{q}) = \mathbf{u} + \mathbf{d} \quad (4-1)$$

其中 $\mathbf{q} = [x(t), y(t)]^T$ ， $\dot{\mathbf{q}} = [\dot{x}(t), \dot{y}(t)]^T$ 和 $\ddot{\mathbf{q}} = [\ddot{x}(t), \ddot{y}(t)]^T$ 是 2×1 位置、速度和加速度矢量； $\mathbf{M} = \text{diag}[M_1, M_2]$ 和 $\mathbf{B} = \text{diag}[B_1, B_2]$ 是惯性和粘性摩擦系数的 2×2 对角矩阵。 $\mathbf{F}_c(\dot{\mathbf{q}})$ 是 2×1 库伦摩擦力矢量，用近似模型来代替： $\mathbf{F}_c(\dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{A}\mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}})$ ，其中 $\mathbf{A} = \text{diag}[A_1, A_2]$ 是 2×2 摩擦系数对角矩阵， $\mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}})$ 是已知光滑函数矢量^[123]。 $\mathbf{F}_r(\mathbf{q})$ 表示依赖于位置的 2×1 定位力矢量。 $\mathbf{u}$ 是 2×1 控制输入矢量， $\mathbf{d}$ 是由于外干扰或建模误差产生的不确定量总集，它也是 2×1 矢量。

本论文针对的直线电机中的永磁体是相同的，且具有相同的节距 P 。因此可假设定位力 $\mathbf{F}_r(\mathbf{q}) = [F_{rx}(x), F_{ry}(y)]^T$ 是关于位置 $\mathbf{q}$ 的周期函数，其位置周期为 P ，即 $F_{rx}(x + P) = F_{rx}(x)$ ， $F_{ry}(y + P) = F_{ry}(y)$ ，可以通过如下谐波函数之和来近似^[123]：

$$\begin{aligned} \bar{F}_{rx}(x) &= \sum_{i=1}^m \left(S_{xi} \sin\left(\frac{2i\pi}{P}x\right) + C_{xi} \cos\left(\frac{2i\pi}{P}x\right) \right) \\ \bar{F}_{ry}(y) &= \sum_{j=1}^m \left(S_{yj} \sin\left(\frac{2j\pi}{P}y\right) + C_{yj} \cos\left(\frac{2j\pi}{P}y\right) \right) \end{aligned} \quad (4-2)$$

其中 $S_{xi}, C_{xi}, S_{yj}, C_{yj}$ 为未知权重， m 为用于近似X轴和Y轴定位力的谐波个数。在得到摩擦力和定位力的近似模型后，直线电机的动力学(4-1)可以被写为：

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{B}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{A}\mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) + \bar{\mathbf{F}}_r(\mathbf{q}) = \mathbf{u} + \mathbf{d}_N + \tilde{\mathbf{d}} \quad (4-3)$$

其中 $\mathbf{d}_N = [d_{N1}, d_{N2}]^T$ 表示建模误差和干扰总量 $\mathbf{d}_l = \mathbf{d} + \bar{\mathbf{F}}_r(\mathbf{q}) - \mathbf{F}_r(\mathbf{q}) + \mathbf{A}\mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) - \mathbf{F}_c(\dot{\mathbf{q}})$ 的名义值， $\tilde{\mathbf{d}} = \mathbf{d}_l - \mathbf{d}_N$ 表示 $\mathbf{d}_l$ 的高频时变分量。由于第二章提出的全局任务坐标系 $\mathbf{r}$ 满足

$$\dot{\mathbf{r}} = \mathbf{J}\dot{\mathbf{q}}(t), \quad \ddot{\mathbf{r}} = \mathbf{J}\ddot{\mathbf{q}}(t) + \dot{\mathbf{J}}\dot{\mathbf{q}}(t) \quad (4-4)$$

其雅克比矩陣 $\mathbf{J}$ 可被近似為

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} \frac{\partial r_f}{\partial x} & \frac{\partial r_f}{\partial y} \\ \frac{\partial r_g}{\partial x} & \frac{\partial r_g}{\partial y} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} \frac{f_x}{\sqrt{f_x^2 + f_y^2}} & \frac{f_y}{\sqrt{f_x^2 + f_y^2}} \\ -\frac{f_y}{\sqrt{f_x^2 + f_y^2}} & \frac{f_x}{\sqrt{f_x^2 + f_y^2}} \end{bmatrix} \quad (4-5)$$

這裡的 $\mathbf{J}$ 是酉矩陣，即滿足 $\mathbf{J}^{-1} = \mathbf{J}^T$ 。據此，將笛卡爾空間里的兩軸系統動力學模型（含定位力模型）(4-3)變換到任務空間中，結果如下：

$$\mathbf{M}_t \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{B}_t \dot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_t \dot{\mathbf{r}} + \mathbf{A}_t \mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{F}_{rq}(\mathbf{q}) = \mathbf{u}_t + \mathbf{d}_t + \tilde{\Delta} \quad (4-6)$$

其中

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_t &= \mathbf{J} \mathbf{M} \mathbf{J}^{-1}, \quad \mathbf{B}_t = \mathbf{J} \mathbf{B} \mathbf{J}^{-1}, \quad \mathbf{C}_t = -\mathbf{J} \mathbf{M} \mathbf{J}^{-1} \dot{\mathbf{J}} \mathbf{J}^{-1}, \\ \mathbf{A}_t &= \mathbf{J} \mathbf{A}, \quad \mathbf{F}_{rq}(\mathbf{q}) = \mathbf{J} \bar{\mathbf{F}}_r(\mathbf{q}), \quad \mathbf{d}_t = \mathbf{J} \mathbf{d}_N, \quad \mathbf{u}_t = \mathbf{J} \mathbf{u}, \quad \tilde{\Delta} = \mathbf{J} \tilde{\mathbf{d}} \end{aligned} \quad (4-7)$$

式(4-6)同樣具有下述三個特性^[137, 138]：

(P1) 在任意有限工作空間 $\mathbf{q} \in \Omega_q$ 內， $\mathbf{M}_t$ 是对称正定矩陣，其中

$$\mu_1 \mathbf{I} \leq \mathbf{M}_t \leq \mu_2 \mathbf{I}, \quad \forall \mathbf{q} \in \Omega_q \quad (4-8)$$

其中 μ_1 和 μ_2 是兩個正標量。

(P2) 根據(4-7)可知， $\mathbf{N}_t = \dot{\mathbf{M}}_t - 2\mathbf{C}_t$ 是斜對称矩陣，也即 $\mathbf{s}^T \mathbf{N}_t \mathbf{s} = 0, \forall \mathbf{s}$ 。

(P3) 在(4-6)中， $\mathbf{M}_t, \mathbf{B}_t, \mathbf{C}_t, \mathbf{A}_t, \mathbf{F}_{rq}(\mathbf{q}), \mathbf{d}_t$ 和 $\mathbf{u}_t$ 等相關的多項式可以被未知參數矢量 θ_r 線性參數化，這裡 $\theta_r = [\theta_{r1}, \dots, \theta_{r(8+4m)}]^T = [M_1, M_2, B_1, B_2, A_{f1}, A_{f2}, S_{x1}, C_{x1}, \dots, S_{xm}, C_{xm}, S_{y1}, C_{y1}, \dots, S_{ym}, C_{ym}, d_{N1}, d_{N2}]^T$ 。

一般來說，參數矢量 θ_r 未知，但參數不確定性的範圍在實際中却是可以預知的。所以，我們做如下假設：

假設 4.1： 參數不確定性和非线性不確定的範圍是已知的。更準確地說，

$$\begin{aligned} \theta_r &\in \Omega_{\theta_r} \triangleq \{\theta_r : \theta_{rmin} \leq \theta_r \leq \theta_{rmax}\} \\ \tilde{\Delta} &\in \Omega_{\Delta} \triangleq \{\tilde{\Delta} : \|\tilde{\Delta}\| \leq \delta_{\Delta}\} \end{aligned} \quad (4-9)$$

其中 $\theta_{rmin} = [\theta_{r1min}, \dots, \theta_{r(8+4m)min}]^T$ 和 $\theta_{rmax} = [\theta_{r1max}, \dots, \theta_{r(8+4m)max}]^T$ 為已知常值矢量，並且 δ_{Δ} 為已知函數。

本章設計輪廓運動控制器的目標是構建一個控制輸入 $\mathbf{u}_t$ ，使得 $\mathbf{q} = [x, y]^T$ 尽可能准的跟蹤一個期望輪廓 $\mathbf{q}_d(t) = [x_d, y_d]^T$ 。在提出的全局任務坐標系中，這個目標可以通過設計

控制器使得 r_c 趋近于零、 r_m 跟踪期望轨迹 $r_{md}(t) = r_m(x_d(t), y_d(t))$ 来实现。

4.3 含定位力补偿的自适应鲁棒轮廓运动控制器设计

令 $\hat{\theta}_r$ 为 θ_r 的估计值， $\tilde{\theta}_r$ 为估计误差（即 $\tilde{\theta}_r = \hat{\theta}_r - \theta_r$ ）。根据(4-9)，各个参数均是有界的，因此我们采用如下的非连续投影式参数自适应律：

$$\dot{\hat{\theta}}_r = Proj_{\hat{\theta}_r}(\Gamma\tau) \quad (4-10)$$

其中 $\Gamma > 0$ 为对角矩阵， τ 为自适应函数。非连续投影 $Proj$ 的定义见第三章的(3-12)，显然性质(P4)（即(3-13)）、性质(P5)（即(3-14)）均成立。

接下来简述含定位力补偿的自适应鲁棒轮廓运动控制器的设计。首先定义一个类似滑模面的变量为

$$\mathbf{s} = \dot{\mathbf{e}} + \Lambda \mathbf{e} = \dot{\mathbf{r}} - \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \quad \dot{\mathbf{r}}_{eq} \triangleq \dot{\mathbf{r}}_d - \Lambda \mathbf{e} \quad (4-11)$$

其中 $\mathbf{e} = \mathbf{r}(t) - \mathbf{r}_d(t)$ 是输出跟踪误差， $\Lambda > 0$ 是对角常量矩阵。定义一个半正定函数

$$V(t) = \frac{1}{2} \mathbf{s}^T \mathbf{M}_t(\mathbf{r}) \mathbf{s} \quad (4-12)$$

微分 V 可以得到

$$\dot{V}(t) = \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_t - \mathbf{M}_t \ddot{\mathbf{r}}_{eq} - \mathbf{B}_t \dot{\mathbf{r}} - \mathbf{C}_t \dot{\mathbf{r}}_{eq} - \mathbf{A}_t \mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) - \mathbf{F}_{rq}(\mathbf{q}) + \mathbf{d}_t + \tilde{\Delta}] \quad (4-13)$$

其中 $\ddot{\mathbf{r}}_{eq} \triangleq \ddot{\mathbf{r}}_d - \Lambda \dot{\mathbf{e}}$ ，并且(P2)被利用来消去 $\frac{1}{2} \mathbf{s}^T \dot{\mathbf{M}}_t(\mathbf{r}) \mathbf{s}$ 这一项。根据(P3)可定义

$$\mathbf{M}_t \ddot{\mathbf{r}}_{eq} + \mathbf{B}_t \dot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_t \dot{\mathbf{r}}_{eq} + \mathbf{A}_t \mathbf{S}_f(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{F}_{rq}(\mathbf{q}) - \mathbf{d}_t = -\Psi_r(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \theta_r \quad (4-14)$$

其中 $\Psi_r(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})$ 是由已知函数组成 $2 \times (8 + 4m)$ 的矩阵，通常称为回归量。那么等式(4-13)可以被简写为

$$\dot{V}(t) = \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_t + \Psi_r(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \theta_r + \tilde{\Delta}] \quad (4-15)$$

考虑到(4-15)的结构，我们设计自适应鲁棒轮廓运动控制器如下：

$$\mathbf{u}_t = \mathbf{u}_a + \mathbf{u}_s, \quad \mathbf{u}_a = -\Psi_r(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \hat{\theta}_r \quad (4-16)$$

其中 $\mathbf{u}_a$ 是可调模型补偿部分,用来对名义系统进行完美跟踪; $\mathbf{u}_s$ 为鲁棒控制项。将(4-16)代入(4-15),可得

$$\dot{V}(t) = \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_s - \Psi_r(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \tilde{\theta}_r + \tilde{\Delta}] \quad (4-17)$$

鲁棒控制项 $\mathbf{u}_s$ 由两项组成,即

$$\mathbf{u}_s = \mathbf{u}_{s1} + \mathbf{u}_{s2}, \quad \mathbf{u}_{s1} = -\mathbf{K}\mathbf{s} \quad (4-18)$$

其中 $\mathbf{u}_{s1}$ 用以稳定名义系统,它是一个含对称正定矩阵 $\mathbf{K}$ 增益的简单比例反馈。 $\mathbf{u}_{s2}$ 是用以处理所有各种不确定性影响的鲁棒项。考虑到(P4),可以设计出 $\mathbf{u}_{s2}$ 以同时满足下面的两个条件:

$$\begin{aligned} i \quad & \mathbf{s}^T \left\{ \mathbf{u}_{s2} - \Psi_r(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \tilde{\theta}_r + \tilde{\Delta} \right\} \leq \eta \\ ii \quad & \mathbf{s}^T \mathbf{u}_{s2} \leq 0 \end{aligned} \quad (4-19)$$

其中 η 是一个任意小的常数。满足(4-19)条件的光滑函数范例是 $\mathbf{u}_{s2} = -\frac{1}{4\eta} H^2 \mathbf{s}$,其中 H 是满足 $H \geq \|\theta_M\| \|\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\| + \delta_\Delta$ 和 $\theta_M = \theta_{max} - \theta_{min}$ 的光滑函数。由此,我们可以得到如下理论结果:

定理 4.1: 假设在(4-10)中的自适应函数被选择为

$$\tau = \Psi_r^T(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq}) \mathbf{s} \quad (4-20)$$

那么,所设计的含定位力补偿的自适应鲁棒轮廓运动控制器(4-16)(4-18)可以保证:

A. 一般来说,闭环系统的所有信号均有界。而且,在(4-12)中定义的半正定函数 $V(t)$ 被界定如下

$$V(t) \leq \exp(-\lambda t) V(0) + \frac{\eta}{\lambda} [1 - \exp(-\lambda t)] \quad (4-21)$$

其中 $\lambda = 2\sigma_{min}(\mathbf{K})/\mu_2$, $\sigma_{min}(\cdot)$ 表示矩阵的最小特征值。注意到 $\mathbf{K}$ 是对称正定的,因此 $\sigma_{min}(\mathbf{K})$ 是正定实数。

B. 假设在有限时间 t_0 后,系统只存在参数不确定性,即 $\tilde{\Delta} = 0, \forall t \geq t_0$,那么,除了能得到结果A,还能在理论上保证最终稳态轮廓误差趋近于零,即在 $t \rightarrow \infty$ 的时候, $\mathbf{e} \rightarrow 0$ 和 $\mathbf{s} \rightarrow 0$ 。

本定理的证明步骤与上一章中的定理3.1一样,在此不再赘述。

4.4 实验研究

4.4.1 定位力测试实验研究

本章实验依然沿用Rockwell Automation公司的Anorad HERC-510-510-AA1-B-CC2的两轴直线电机驱动平台以及相应的dSPACE系统。通过使用标准的离线最小二乘法辨识来获得各个轴系统的参数,得到参数名义值为 $M_1 = 0.12(V/m/s^2)$, $M_2 = 0.5(V/m/s^2)$, $B_1 = 0.3(V/m/s)$, $B_2 = 0.4(V/m/s)$, $A_{f1} = 0.1(V)$, $A_{f2} = 0.15(V)$ 。具体的硬件介绍和系统辨识参见附录A。

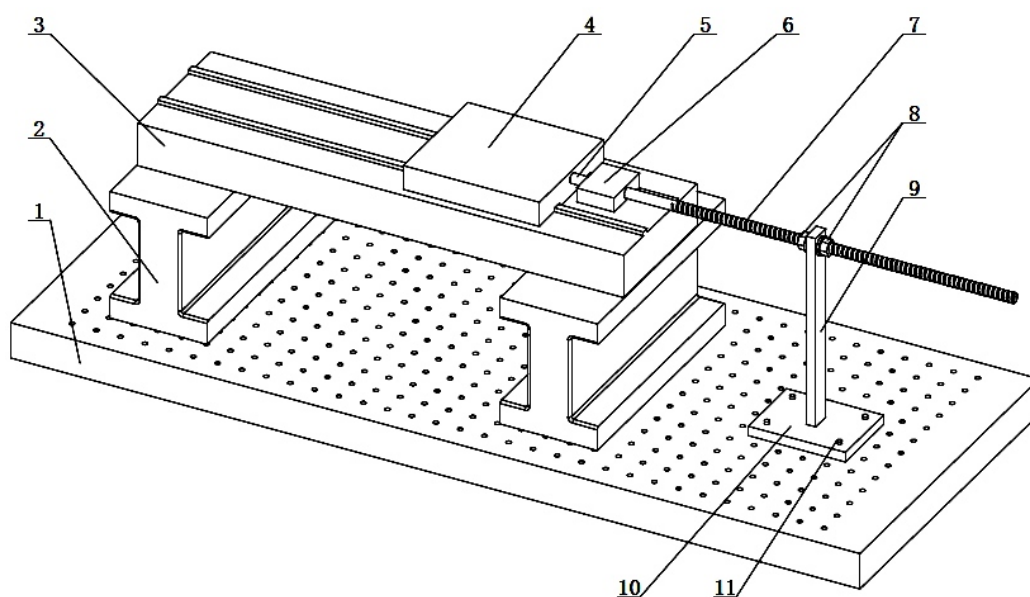


图 4-1 定位力测量系统示意图

为测量定位力,我们设计了一套定位力测量装置,其示意图如图4-1所示。图中:1、工作平台,2、电机支架,3、定子,4、动子,5、螺柱,6、力传感器,7、丝杆,8、调整螺母,9、丝杆支撑杆,10、支撑底座,11、螺钉。对应的实际硬件平台如图4-2所示。其相互连接关系如下:电机支架2固定在工作平台1上,永磁直线电机包括定子3和动子4,永磁直线电机设置在电机支架2上。力传感器6的一端螺孔通过螺柱5与直线电机动子4刚性配合连接,力传感器6的另一端与丝杆7的一端刚性配合连接。丝杆7穿过丝杆支撑杆9一端的通孔和两个位置调整螺母8,构成力传感器6的固定结构,并可通过旋转两个位置调整螺母8来控制丝杆7并带动力传感器6及永磁直线电机动子4一起轴向移动。丝杆支撑杆9底端与支撑底座10刚性连接,支撑底座10通过螺钉11固定在工作平台1上。力传感器6的电信号输出端与dSPACE控制系统相连。

为了测出永磁直线电机的定位力，将永磁直线电机放在工作平台1上，固定好丝杆机构，旋转调整螺母8使永磁直线电机动子4与丝杆7同步沿轴向直线移动。调整螺母8的顺时针旋转与逆时针旋转决定了永磁直线电机动子4的运动方向。调整螺母8每转过一圈，丝杆7沿轴向移动一个螺距的固定位移，从而带动永磁直线电机动子4移动一个固定位移。下面以直线电机定位力从左到右的测量为例进行分析：

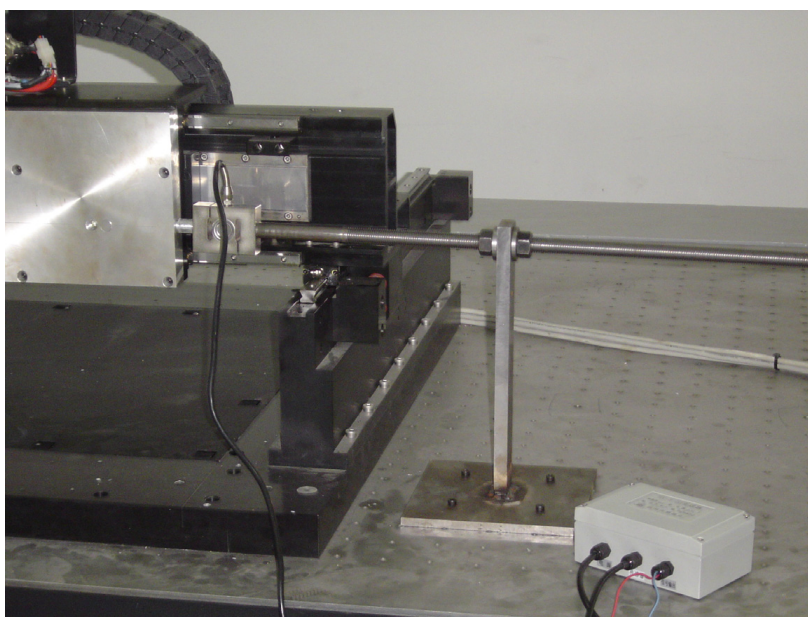


图 4-2 定位力测量系统硬件图

旋转位置调整螺母8，使得永磁直线电机定子4置于最左端。将永磁直线电机通电，永磁直线电机定位力随之产生，并在与永磁直线电机动子4连接的螺柱5上产生一个与定位力同样大小的力，该力作用在力传感器6上，并输出一电压模拟量。通过力传感器6的说明书可以查得它的力常数为 $k(N/V)$ ，dSPACE系统采集力传感器6输出的电压信号 $u_0(V)$ ，并计算出力传感器6的拉力 $F_0(N)$ 为：

$$F_0 = k \times u_0 \quad (4-22)$$

力传感器6的拉力 $F_0(N)$ 即为所求的永磁直线电机在初始位置 x_0 处的定位力。旋转位置调整螺母8一圈，使得永磁直线电机动子4右移一个螺距 P 的固定位移。采取与上述相同的方式，得到在位置 $x_1 = x_0 + P$ 处的定位力 $F_1(N)$ 。继续旋转调整螺母8，以同样的方式使得永磁直线电机动子4进行等距位移，并在每一个等距位置上记录相应的定位力大小，即分别得到 $x_2, x_3, \dots, x_n$ 处的定位力大小 $F_2, F_3, \dots, F_n$ ，完成全程的定位力测量。定位力每1mm进行一次测量，其大小通过HBM U10M力传感器和AE101放大器测得。我们通过dSPACE控制系统采集到所有的输入输出信号，并画出定位力-位置曲线。

图4-3表示的X轴上的定位力，图4-4表示的是Y轴的定位力。对定位力测量结果的频域分析表明：基波的位置周期即为永磁体节距 $P = 50mm$ ；X轴定位力的谐波分量主要分布在 $i = 1, 2, 3$ 上，Y轴定位力的谐波分量主要分布在 $j = 1, 6, 12$ 上（参见式(4-2)）。因此定位力(4-2)可以用如下模型近似：

$$\begin{aligned}\bar{\mathbf{F}}_r(\mathbf{q}) = & [S_{x1}\sin(\frac{2\pi}{P}x) + C_{x1}\cos(\frac{2\pi}{P}x) + S_{x2}\sin(\frac{4\pi}{P}x) + C_{x2}\cos(\frac{4\pi}{P}x) \\ & + S_{x3}\sin(\frac{6\pi}{P}x) + C_{x3}\cos(\frac{6\pi}{P}x), \\ & S_{y1}\sin(\frac{2\pi}{P}y) + C_{y1}\cos(\frac{2\pi}{P}y) + S_{y6}\sin(\frac{12\pi}{P}y) + C_{y6}\cos(\frac{12\pi}{P}y) \\ & + S_{y12}\sin(\frac{24\pi}{P}y) + C_{y12}\cos(\frac{24\pi}{P}y)]^T\end{aligned}\quad (4-23)$$

参数变化的界选择如下：

$$\begin{aligned}\theta_{rmin} = & [0.06, 0.4, 0.3, 0.3, 0.05, 0.08, -0.2, -0.2, -0.2, -0.2, -0.2, -0.2, -0.2, -0.2, -0.2, \\ & -0.2, -0.2, -0.2, -1, -0.5]^T; \theta_{rmax} = [0.25, 0.6, 0.6, 0.6, 0.15, 0.25, 0.2, 0.2, 0.2, 0.2, 0.2, 0.2, \\ & 0.2, 0.2, 0.2, 0.2, 0.2, 0.2, 1, 0.5]^T.\end{aligned}$$

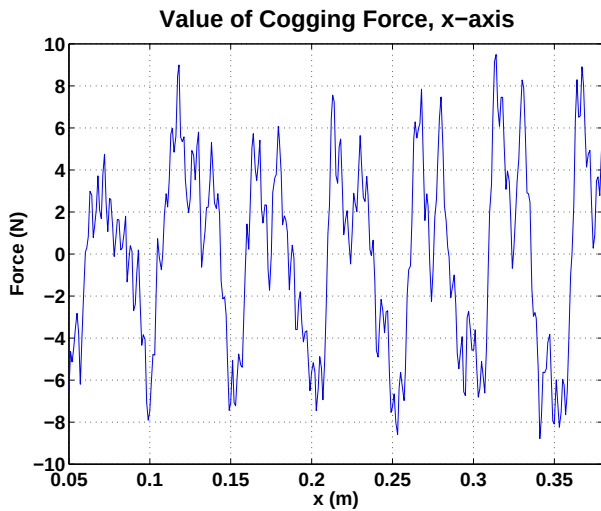


图 4-3 X轴定位力

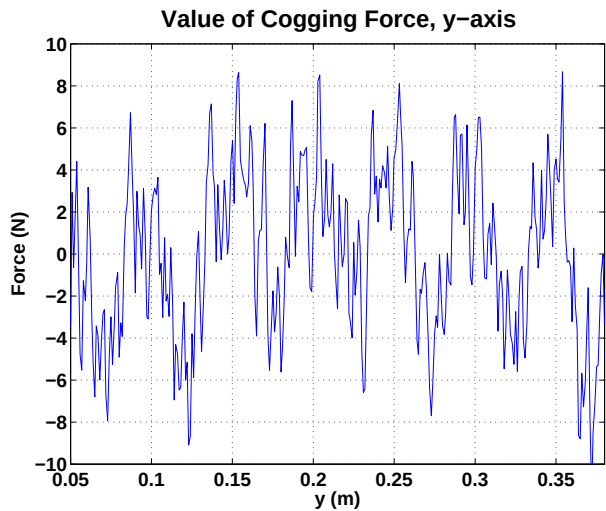


图 4-4 Y轴定位力

4.4.2 轮廓运动控制实验研究及结果分析

控制算法是通过dSPACE的DS1103系统应用于两轴直线电机的轮廓运动控制中的。控制器执行程序的周期是 $T_s = 0.2ms$ ，速度分辨率为 $0.0025m/s$ 。为验证所得控制算法的有效性，下述两种控制算法被执行起来以作比较：

C1: 无定位力补偿的基于全局任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制方法。光滑函数 $S_f(\dot{x}_d)$ 和 $S_f(\dot{y}_d)$ 分别为 $\frac{2}{\pi}\arctan(9000\dot{x}_d)$ 和 $\frac{2}{\pi}\arctan(9000\dot{y}_d)$ 。 Λ 选择为： $\Lambda =$

$diag[100, 30]$ 。考虑(4-18)，我们在实验中选择 $\mathbf{u}_s = -\mathbf{K}_s \mathbf{s}$ ，其中 $\mathbf{K}_s$ 表示 $\mathbf{K}$ 的 $\mathbf{K}_{s2}$ 的和，并且 $\mathbf{K}_s = diag[100, 60]$ 。自适应率设为 $\Gamma = diag[10, 10, 10, 10, 10, 10, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 10000, 10000]$ 。参数估计的初始值为： $\hat{\theta}_r(0) = [0.12, 0.5, 0.3, 0.4, 0.1, 0.15, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0]^T$ 。

C2: 含定位力补偿的基于全局任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制方法——即本章所提出的轮廓运动控制器。控制器参数选择与C1一样，但增加定位力补偿。令 $\Gamma = diag[10, 10, 10, 10, 10, 10, 500, 500, 500, 500, 500, 500, 500, 500, 500, 500, 10000, 10000]$ 。参数估计的初始值与C1相同。

为测试所提出的轮廓运动控制器的性能，我们进行如下三项测试：

- Set1**：在没有工作载荷的条件下，测试所设计的轮廓运动控制器的名义轮廓运动控制性能，这时 $M_1 = 0.12$ 、 $M_2 = 0.55$ ；
- Set2**：加载5 kg的有效载荷，测试所设计的轮廓运动控制器的对于参数不确定性的性能鲁棒性，这时 $M_1 = 0.19$ 、 $M_2 = 0.62$ ；
- Set3**：在 $t=2.2s$ 时在Y轴控制输入中加入一个大的阶跃扰动信号（0.8V的模拟信号），并在 $t=5.2s$ 后移除该信号，以此测试控制器对外干扰的性能鲁棒性。

4.4.2.1 实验I

首先让两轴直线电机运动系统跟踪如下椭圆轮廓：

$$\mathbf{q}_d = \begin{bmatrix} x_d(t) \\ y_d(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -0.1\cos(3t) + 0.1 \text{ (m)} \\ 0.2\sin(3t) \text{ (m)} \end{bmatrix} \quad (4-24)$$

其期望角速度为 $w = 3rad/s$ ，期望速度为 $v = \sqrt{0.09 + 0.27\cos^2(3t)}m/s$ 。

	$\ \varepsilon_c\ _{rms}$	ε_{cM}	$\ u_x\ _{rms}$	$\ u_y\ _{rms}$
C1 (Set1)	$2.29\mu m$	$8.87\mu m$	$0.27V$	$0.81V$
C2 (Set1)	$1.57\mu m$	$6.88\mu m$	$0.27V$	$0.81V$
C1 (Set2)	$2.34\mu m$	$8.53\mu m$	$0.29V$	$0.89V$
C2 (Set2)	$1.70\mu m$	$7.00\mu m$	$0.29V$	$0.89V$
C1 (Set3)	$2.32\mu m$	$9.02\mu m$	$0.27V$	$0.84V$
C2 (Set3)	$1.61\mu m$	$8.46\mu m$	$0.27V$	$0.84V$

表 4-1 轮廓运动控制实验I的结果

表4-1给出了两维直线电机系统运行几个周期后的实验结果。从该表可以看出，在各性能指标上，C2均优于C1，而且其输入大致一样。图4-5 显示了C1和C2稳态轮廓误差的对比

结果, 而图4-6则显示的是相应的控制输入: 对于Set1, C2的轮廓误差大部分在 $7\mu m$ 以内, 表明C2有很好的名义轮廓运动控制性能; 对于Set2, 轮廓误差表明C1和C2都能达到良好的稳态轮廓控制性能, 外加负载对轮廓误差影响不大, 证明了所提的控制器对于参数不确定性的性能鲁棒性; 对于Set3, 只在扰动信号加入和消失瞬间会产生瞬时尖峰, 可见所加的外干扰信号并没有明显影响轮廓运动控制性能—C2的瞬态轮廓误差在 $9.02\mu m$ 以内。为进一步证实所提方法的有效性, 我们将点 $(0.2m, 0m)$, $(0.1m, -0.2m)$ 和 $(0m, 0m)$ 附近的轮廓放大图画出来, 如图4-7所示。可以看出, 在所有的测试情况中, C2的实际轮廓都非常接近期望轮廓, 而C1的实际轮廓则离期望轮廓较远。图4-7显示的结果与表4-1的性能指标一致。所有结果表明所提方法具有良好的轮廓运动控制性能, 也证实了所提定位力补偿方法的有效性—实验I中有定位力补偿比没有定位力补偿时的轮廓误差降低30%左右。

4.4.2.2 实验II

为测试所提控制器在高速椭圆轮廓运动中控制性能, 令两轴系统跟踪以下椭圆轮廓:

$$\mathbf{q}_d = \begin{bmatrix} x_d(t) \\ y_d(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.2\sin(7t)(m) \\ -0.1\cos(7t) + 0.1(m) \end{bmatrix} \quad (4-25)$$

其中角速度为 $w = 7rad/s$, 速度为 $v = \sqrt{0.49 + 1.47\cos^2(7t)}m/s$, 其最大速度为 $1.4m/s$, 最大加速度为 $9.8m/s^2$ 。

	$\ \varepsilon_c\ _{rms}$	ε_{cM}	$\ u_x\ _{rms}$	$\ u_y\ _{rms}$
C1 (Set1)	$3.77\mu m$	$12.27\mu m$	$0.94V$	$2.10V$
C2 (Set1)	$2.70\mu m$	$8.85\mu m$	$0.94V$	$2.10V$
C1 (Set2)	$4.18\mu m$	$13.47\mu m$	$1.40V$	$2.35V$
C2 (Set2)	$2.88\mu m$	$8.60\mu m$	$1.40V$	$2.35V$
C1 (Set3)	$3.95\mu m$	$34.69\mu m$	$0.94V$	$2.13V$
C2 (Set3)	$2.97\mu m$	$32.05\mu m$	$0.94V$	$2.12V$

表 4-2 轮廓运动控制实验II的结果

表4-2给出了两维直线电机系统在运行几个周期后的实验结果。可以看出, 在各性能指标上C2均优于C1, 并且其控制输入也大致相同。图4-8显示了C1和C2稳态轮廓误差的对比结果, 图4-9则显示了相应的控制输入: 对于Set1, C2的轮廓误差大部分在 $9\mu m$ 以内, 而C1的跟踪误差大部分在 $12.5\mu m$ 以内, 这表明C2有更好的高速轮廓运动控制性能; 对于Set2, C1和C2轮廓误差几乎与它们各自无负载情况下的轮廓误差相同, 此结果表明所提出的控制器对参数不确定性有较强的性能鲁棒性; 对于Set3, 除了干扰发生或消失时会引

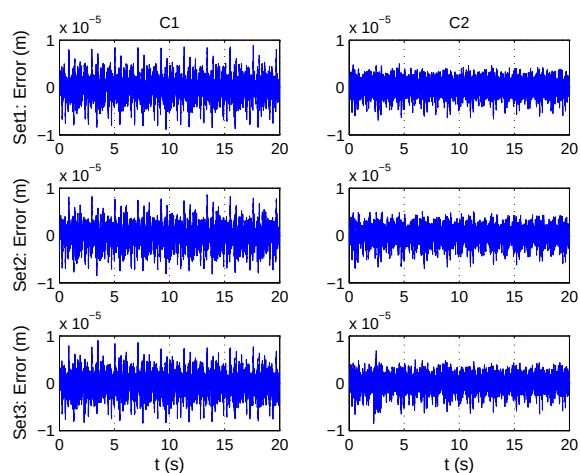


图 4-5 实验I中的轮廓误差

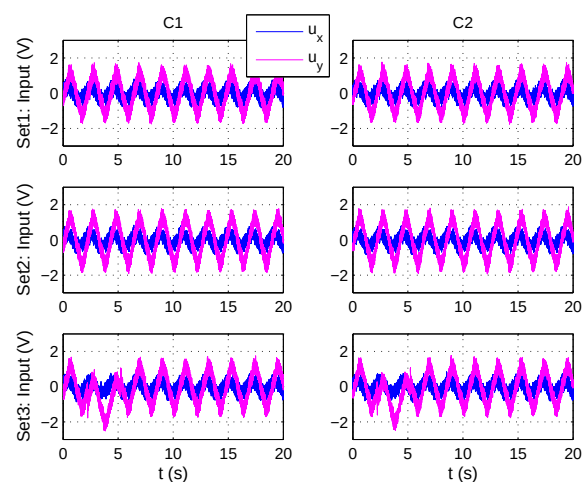


图 4-6 实验I中的控制输入

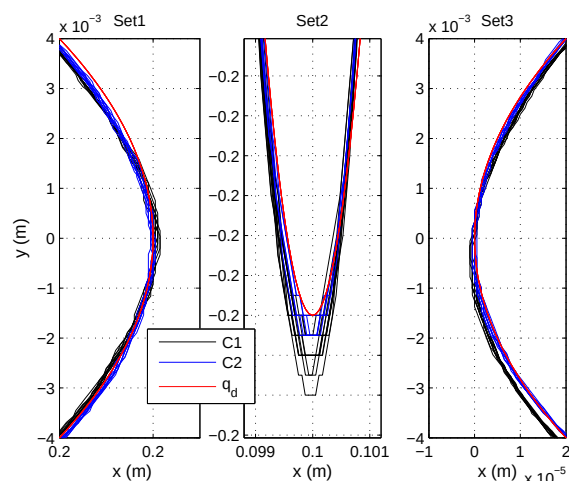


图 4-7 实验I中的轮廓放大图

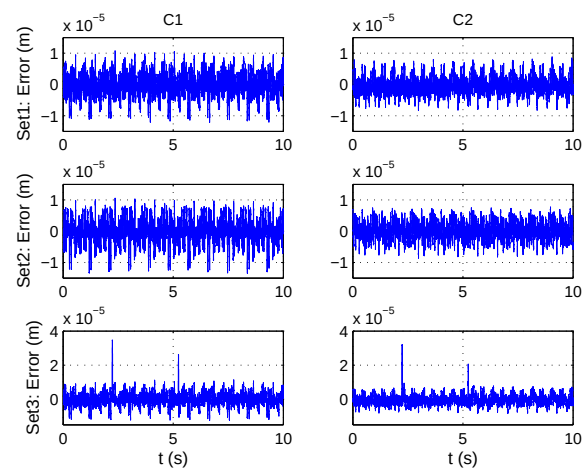


图 4-8 实验II中的轮廓误差

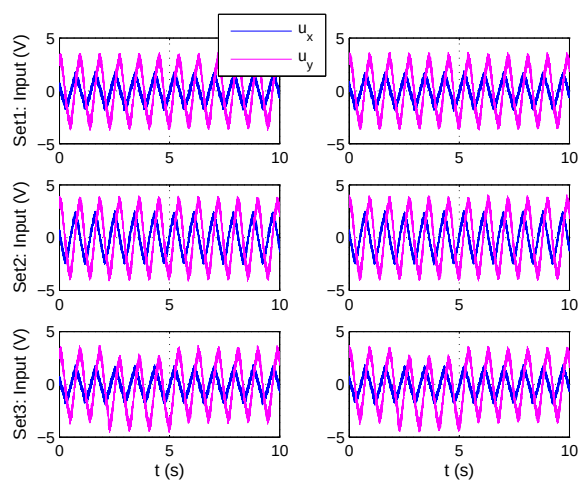


图 4-9 实验II中的控制输入

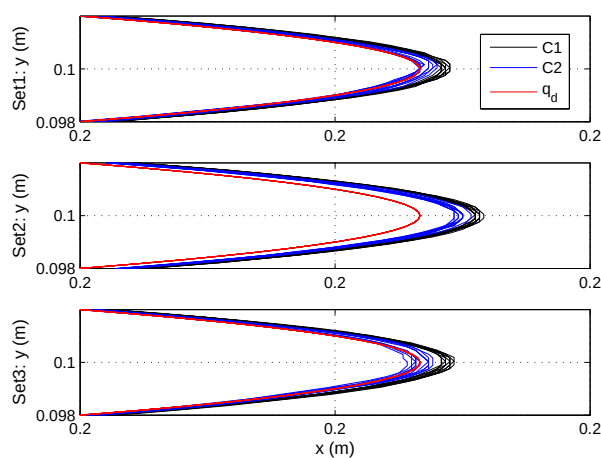


图 4-10 实验II中的轮廓放大图

起轮廓误差变大外，外加干扰不会显著影响轮廓误差。我们将点 $(0.2\text{ m}, 0.1\text{ m})$ 附近的期望轮廓和实际轮廓放大出来，如图4-10所示。可以看出，在三种测试情况下，C2的实际轮廓都比C1的实际轮廓更接近期望轮廓。所有结果进一步表明所设计的轮廓运动控制器具有很强的鲁棒性能并能实现高速高精度的轮廓运动控制轮廓跟踪，所提的定位力补偿也具有实际有效性——实验II中有定位力补偿比没有定位力补偿时的轮廓误差亦降低30%左右。

4.5 本章小结

1、在前面提出的基于全局任务坐标系的自适应鲁棒控制器的基础上，考虑对实际机电系统中常存在的典型非线性进行补偿以进一步提高轮廓运动控制精度。针对直线电机中的定位力，设计了定位力测量系统并提出了补偿方案，最终构建出含定位力补偿的精密轮廓运动控制器。理论上，在系统存在参数不确定性和不确定非线性及各种干扰时，所提的带定位力补偿的轮廓运动控制器能够保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态控制精度。当系统只存在参数不确定性时，该控制器能够保证轮廓运动控制的渐近稳定性，即稳态轮廓误差和跟踪误差均趋近于零。

2、实验研究验证了所提的定位力补偿的有效性：有定位力补偿比没有定位力补偿，轮廓误差降低30%左右。同时也证明了所提出的含定位力补偿的轮廓运动控制器能够实现高速高精度轮廓跟踪：以角速度 $w = 7\text{ rad/s}$ 、最大速度 $v_{\max} = 1.4\text{ m/s}$ 、最大加速度 $a_{\max} = 9.8\text{ m/s}^2$ 来跟踪一个长轴 0.2 m 、短轴 0.1 m 的椭圆时，轮廓误差的均方根值为 $2.70\mu\text{m}$ ，最大轮廓误差为 $8.85\mu\text{m}$ 。

第五章 精密轮廓运动控制器中的死区补偿研究

摘要： 本章考虑多轴机械系统中常存在的死区非线性，针对一类含未知死区输入的不确定非线性系统，提出了一种含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制器。理论上，在死区未知并且输出不可测、系统具有参数不确定性和不确定非线性的情况下，该控制器能够获得一定的鲁棒瞬态性能和稳态跟踪性能；通过对实际工作区间的实时监测，只在持续激励（PE）条件满足时做参数自适应，一旦系统仅具有参数不确定性和死区，该控制器能实现输出渐近稳定跟踪。该控制器还可实现物理参数的准确估计，即系统中各个物理参数（包括死区的参数）均能被在线准确估计，由此可实现对死区的完美补偿。实验研究证明了所提的死区补偿方案的有效性——有死区和没有死区的时候，系统输出跟踪误差相差不大。该补偿方案可被运用于含死区的多轴机械系统的轮廓运动控制器设计中。

5.1 引言

Yao于2003年提出了一种直接/间接集成自适应鲁棒控制策略（DIARC）^[89]。在这种自适应鲁棒控制方法中，参数自适应律的设计可以完全独立于鲁棒控制算法的设计，从而可以选择不同的参数估计算法，比如具有更快收敛率和估计准确性的最小二乘法^[151]。本章将利用直接/间接集成自适应鲁棒控制策略灵活的参数估计方式和死区可被局部线性参数化的特性，针对一类含未知死区输入的不确定非线性系统，在死区未知并且输出不可测、系统具有参数不确定性和不确定非线性的情况下，提出了一种含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制器。该控制器通过对实际工作区间的实时监测，只在持续激励（PE）条件满足时做参数自适应，一旦系统仅具有参数不确定性和死区，其参数估计将收敛于参数的真实值，即死区的参数可以被准确的辨识出来，由此可以实现对死区的理想补偿，并最终实现理论上的输出渐近稳定跟踪，即输出跟踪误差趋于零——这是目前控制方法均没有达到的理论结果（虽然Zhou采用自适应变结构控制实现了渐近稳定跟踪^[116]，但该控制方法在实际应用中存在输入抖振问题）。不仅如此，在持续激励条件未满足并且整个系统可能含有其它不确定非线性和时变干扰时，理论证明该DIARC算法依然可以获得鲁棒的瞬态性能和稳态跟踪精度。实验研究是在直线电机系统上进行的——在直线电机的输入端加了一个模拟的不对称未知死区，实验结果表明，所提的含自适应死区补偿功能的直接/间接集成自适应鲁棒控制策略明显优于Zhou所提出的自适应控制方法^[116]。实验结果也证明了所提的死区补偿的有效性——在有死区和没有死区两种情况下，实际输出轨迹跟踪性能差不多。

以上方法可被应用在含死区的多轴轮廓运动控制中：先针对每个单轴设计含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制器，得到死区的各个参数的估计值，然后直接利用该估计

值设计每个单轴的死区逆以消除死区的影响，之后的轮廓控制器设计与第三章、第四章所述内容完全一致。比如当多轴系统中的死区和定位力均不可忽略时，可先通过本章的方法辨识出死区参数以直接构造死区逆，然后可完全按第四章的步骤设计含定位力补偿的轮廓运动控制器。

5.2 问题阐述

5.2.1 系统动力学

本章研究一类含非对称死区的不确定非线性系统，与Wang、Zhou、Ibrir等研究的系统^[109, 113, 103]一样，具体系统描述如下：

$$\begin{aligned} x^{(n)} &= \sum_{i=1}^p a_i Y_i(x(t), \dot{x}(t), \dots, x^{(n-1)}(t)) + Ew(t) + f_u \\ y &= x(t), \quad w(t) = D(v(t)) \end{aligned} \quad (5-1)$$

其中， $Y_i, i = 1, 2, \dots, p$ 为已知非线性连续函数，参数 a_i 和 b 为未知常数， $v(t)$ 为控制输入， $w(t)$ 是被控对象（plant）的实际输入， $y(t)$ 是系统输出。 f_u 表示包括外部干扰在内的不确定性总集。死区非线性 $D(v(t))$ 的模型见图5-1中的(1)。当输入为 $v(t)$ 、输出为 $w(t)$ 时，死区可被描述为^[101]

$$w(t) = D(v(t)) = \begin{cases} m_r v(t) - m_r b_r & \text{if } v(t) \geq b_r \\ 0 & \text{if } b_l < v(t) < b_r \\ m_l v(t) - m_l b_l & \text{if } v(t) \leq b_l \end{cases} \quad (5-2)$$

其中，参数 m_r, m_l, b_r 和 b_l 为常量，分别是死区的右边斜率、左边斜率、与X轴的右交点以及左交点。

因为E的作用可以在未知的斜率 m_r 和 m_l 中考虑，可令 $E=1$ 。为了表述简便，令 $\theta \in R^{p+4}$ 为所有未知参数的矢量，即 $\theta = [a_1, a_2, \dots, a_p, m_r, m_r b_r, m_l, m_l b_l]^T$ 。另外， $\bullet_{min}$ 和 $\bullet_{max}$ 分别为 $\bullet(t)$ 在其整个定义域里的最大值和最小值； $\hat{\bullet}$ 代表 $\bullet$ 的估计值； $\tilde{\bullet} = \hat{\bullet} - \bullet$ 代表估计误差，如 $\tilde{\theta} = \hat{\theta} - \theta$ ； $\bullet_i$ 是 $\bullet$ 的第 i 个元素； $X = [x(t), \dot{x}(t), \dots, x^{(n-1)}(t)]$ 为实际状态矢量； $X_d = [x_d(t), \dot{x}_d(t), \dots, x_d^{(n-1)}(t)]$ 是期望状态矢量。控制器的目标是设计一个控制输入 $v(t)$ 以确保所有的闭环信号都有界，并且系统的状态矢量 X 能够渐近跟踪期望轨迹 X_d ，即当 $t \rightarrow \infty$ 时， $X \rightarrow X_d$ ，并且具有鲁棒的瞬态响应。

结合实际情况，我们做出如下假设：

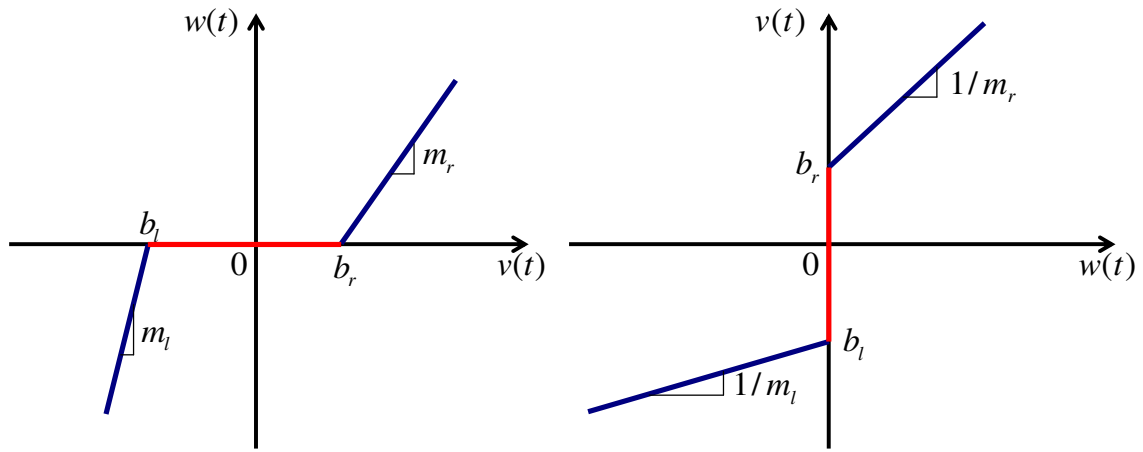


图 5-1 (1) 死区模型

(2) 完美的死区逆

假设 5.1: 死区输出 $w(t)$ 不可测。

假设 5.2: 死区参数 m_r 、 m_l 、 b_r 和 b_l 均未知, 但它们的正负号是已知的, 即 $m_r > 0$, $m_l > 0$, $b_r > 0$, $b_l < 0$ 。

假设 5.3: 未知参数矢量 θ 中的参数均有界, 其界集为 Ω_θ 。不失一般性, 假设 $\forall \theta \in \Omega_\theta$, $a_i \in [a_{imin}, a_{imax}]$, $i = 1, 2, \dots, p$ 并且 $0 < m_{rmin} \leq m_r \leq m_{rmax}$, $0 < m_{lmin} \leq m_l \leq m_{lmax}$, $0 < (m_r b_r)_{min} \leq m_r b_r \leq (m_r b_r)_{max}$, $(m_l b_l)_{min} \leq m_l b_l \leq (m_l b_l)_{max} < 0$, 其中 a_{imin} 、 a_{imax} 、 m_{rmin} 、 m_{rmax} 、 m_{lmin} 、 m_{lmax} 、 $(m_r b_r)_{min}$ 、 $(m_r b_r)_{max}$ 、 $(m_l b_l)_{min}$ 和 $(m_l b_l)_{max}$ 均为已知常数。

假设 5.4: 不确定非线性量 f_u 可以被界定如下:

$$|f_u| \leq \delta(X) f_d(t) \quad (5-3)$$

其中, $\delta(X)$ 是一个已知的正函数, $f_d(t)$ 是一个有界的时变正函数。

5.2.2 死区补偿研究

死区补偿的本质在于利用一个完美的死区逆 $v(t) = D_I(w(t))$ (如图 5-1 中的 (2) 所示), 使得 $D(D_I(w(t))) = w(t), \forall w(t)$ 。我们提出的死区逆如下

$$v(t) = \kappa_+(w_d) \frac{w_d(t) + \widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}} + \kappa_-(w_d) \frac{w_d(t) + \widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}} \quad (5-4)$$

其中 $\widehat{m_r}$ 、 $\widehat{(m_r b_r)}$ 、 $\widehat{m_l}$ 和 $\widehat{(m_l b_l)}$ 分别为 m_r 、 $m_r b_r$ 、 m_l 和 $m_l b_l$ 的估计值； w_d 是期望控制输入，若没有死区， w_d 可以实现输出渐近稳定跟踪，而 $\kappa_+(w_d)$ 和 $\kappa_-(w_d)$ 则定义如下：

$$\kappa_+(w_d)(t) = \begin{cases} 1 & \text{if } w_d(t) > 0 \text{ or } (w_d(t) = 0 \ \& \ |v(t_-) - \widehat{b_l}| \geq |v(t_-) - \widehat{b_r}|) \\ 0 & \text{else} \end{cases} \quad (5-5)$$

$$\kappa_-(w_d)(t) = \begin{cases} 1 & \text{if } w_d(t) < 0 \text{ or } (w_d(t) = 0 \ \& \ |v(t_-) - \widehat{b_l}| < |v(t_-) - \widehat{b_r}|) \\ 0 & \text{else} \end{cases} \quad (5-6)$$

其中， $\widehat{b_r} = \frac{\widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}}$ ， $\widehat{b_l} = \frac{\widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}}$ 。当构造了死区逆后，最终的控制系统如图5-2所示。

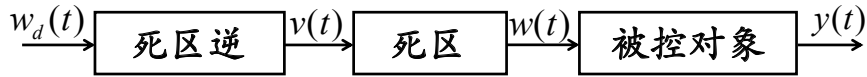


图 5-2 含有死区逆补偿的控制系统

Yao在2003年提出的直接/间接集成自适应鲁棒控制（DIARC）对所有的参数估计使用投影式自适应律^[89]，根据这种参数自适应律和假设5.3，死区参数估计 $\widehat{m_r}$ 、 $\widehat{(m_r b_r)}$ 、 $\widehat{m_l}$ 和 $\widehat{(m_l b_l)}$ 可被保证其参数估计总是处于已知界内，即 $0 < m_{rmin} \leq \widehat{m_r}(t) \leq m_{rmax}$ 、 $0 < m_{lmin} \leq \widehat{m_l}(t) \leq m_{lmax}$ 、 $0 < (m_r b_r)_{min} \leq \widehat{(m_r b_r)}(t) \leq (m_r b_r)_{max}$ 和 $(m_l b_l)_{min} \leq \widehat{(m_l b_l)}(t) \leq (m_l b_l)_{max} < 0$ 。因此，可假设 $\widehat{b_r}(t) > 0$ ， $\widehat{b_l}(t) < 0, \forall t$ ，由此可以获得如下引理：

引理 5.1：由死区逆(5-4)，实际死区输出 w (5-2) 和理想输出 w_d 的误差可被描述为

$$\begin{aligned} w - w_d = & \widetilde{(m_r b_r)} \kappa_+(w_d) + \widetilde{(m_l b_l)} \kappa_-(w_d) \\ & - \frac{w_d + \widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}} \widetilde{m_r} \kappa_+(w_d) - \frac{w_d + \widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}} \widetilde{m_l} \kappa_-(w_d) + d(t) \end{aligned} \quad (5-7)$$

其中， $d(t)$ 为

$$\begin{cases} 0 & \text{if } \kappa_+(w_d) = 1 \ \& \ v(t) \geq b_r \\ m_r b_r - \frac{w_d + \widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}} m_r & \text{if } \kappa_+(w_d) = 1 \ \& \ 0 < v < b_r \\ m_l b_l - \frac{w_d + \widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}} m_l & \text{if } \kappa_-(w_d) = 1 \ \& \ b_l < v < 0 \\ 0 & \text{if } \kappa_-(w_d) = 1 \ \& \ v(t) \leq b_l \end{cases} \quad (5-8)$$

并且 $d(t)$ 被界定如下

$$\begin{cases} \left| (m_r b_r)_{\max} - \frac{m_r \min(m_r b_r)_{\min}}{m_r \max} \right| & \text{if } \kappa_+(w_d) = 1 \\ \left| (m_l b_l)_{\min} - \frac{m_l \min(m_l b_l)_{\max}}{m_l \max} \right| & \text{if } \kappa_-(w_d) = 1 \end{cases} \quad (5-9)$$

另外, 当 $\tilde{\theta} \in L_2[0, \infty)$ 时, $d(t) \in L_2[0, \infty)$ 。若当 $t \rightarrow \infty$ 时有 $\tilde{\theta}(t) \rightarrow 0$, 则 $d(t) \rightarrow 0$ 。

证明: 由式(5-6)知 $\kappa_+(w_d) + \kappa_-(w_d) = 1, \forall w_d$ 。以下分两种情况:

Case I: $\kappa_+(w_d) = 1$ 和 $\kappa_-(w_d) = 0$ 。在这种情况下, $w_d(t) \geq 0$, 并且由式(5-4)可知

$$v(t) = \frac{w_d(t) + \widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}} > 0 \quad (5-10)$$

如果 $v(t) \geq b_r$, 那么由式(5-2), 可得 $w(t) = m_r v - m_r b_r = m_r \frac{w_d + \widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}} - m_r b_r = w_d + \widehat{(m_r b_r)} - \widehat{m_r} \frac{w_d + \widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}}$ 。由(5-7)可知, $d(t) = 0$, 并可由此推出(5-8)的第一行成立。

如果 $0 < v < b_r$, 由(5-2)可知, $w(t) = 0$ 。故由(5-7)可知

$$d(t) = -w_d - \widehat{(m_r b_r)} + \widehat{m_r} \frac{w_d + \widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}} = m_r b_r - \frac{w_d + \widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}} m_r \quad (5-11)$$

可以得到(5-8)的第二行。进一步, 由于 $0 \leq w_d(t) < \widehat{m_r} b_r - \widehat{(m_r b_r)}$, 式(5-11)中的 $d(t)$ 满足

$$d(t) \in \left(0, m_r b_r - m_r \frac{\widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}} \right] \quad (5-12)$$

由此证明了(5-9)中第一行所示的上界。

Case II: $\kappa_-(w_d) = 1$ 和 $\kappa_+(w_d) = 0$ 。在这个情况中, $w_d(t) \leq 0$, 并且从(5-4)可知

$$v(t) = \frac{w_d(t) + \widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}} < 0 \quad (5-13)$$

如果 $v \leq b_l$, 则由(5-2)可得 $w(t) = m_l v - m_l b_l = m_l \frac{w_d + \widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}} - m_l b_l = w_d + \widehat{(m_l b_l)} - \widehat{m_l} \frac{w_d + \widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}}$ 。由(5-7)可知, $d(t) = 0$ 并由此可以推出式(5-8)的第四行。

如果 $b_l < v < 0$, 由(5-2)可知 $w(t) = 0$ 。所以, 由(5-7)可知

$$d(t) = -w_d - \widehat{(m_l b_l)} + \widehat{m_l} \frac{w_d + \widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}} = m_l b_l - \frac{w_d + \widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}} m_l \quad (5-14)$$

由此可以推出(5-8)的第三行。另外, 由(5-13), 可以推出 $\widehat{m_l} b_l - \widehat{(m_l b_l)} < w_d \leq 0$, 因此(5-14)中的 $d(t)$ 满足

$$d(t) \in \left[m_l b_l - m_l \frac{\widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}}, 0 \right) \quad (5-15)$$

由此可以证明(5-9)第二行所示的上界。

联立**Case I**和**Case II**，可以证明(5-7)和(5-8)成立，并且 $d(t)$ 被式(5-9)界定。由于(5-12)和(5-15)分别等效于 $d(t) \in (0, -(\widetilde{m_r b_r}) + \widetilde{m_r} \frac{(\widetilde{m_r b_r})}{\widetilde{m_r}}]$ 和 $d(t) \in [-(\widetilde{m_l b_l}) + \widetilde{m_l} \frac{(\widetilde{m_l b_l})}{\widetilde{m_l}}, 0)$ ，故 $\forall t, |d(t)| \leq \max \left\{ |(\widetilde{m_r b_r})| + |\widetilde{m_r}| \frac{(\widetilde{m_r b_r})_{\max}}{m_{r\min}}, |(\widetilde{m_l b_l})| + |\widetilde{m_l}| \frac{|(\widetilde{m_l b_l})_{\min}|}{m_{l\min}} \right\}$ 。由 $\tilde{\theta} \in L_2[0, \infty)$ ，可知 $(\widetilde{m_r b_r}), \widetilde{m_r}, (\widetilde{m_l b_l}), \widetilde{m_l} \in L_2[0, \infty)$ ，因而推知 $d(t) \in L_2[0, \infty)$ 。同理，当 $t \rightarrow \infty$ 时， $\tilde{\theta}(t) \rightarrow 0$ 可推知 $d(t) \rightarrow 0$ 。证毕。 ■

5.3 含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制研究

本节提出针对系统(5-1)的含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制（DIARC）控制器。该控制器通过对实际工作区间的实时监测，只在持续激励（PE）条件满足时做参数自适应，一旦系统仅具有参数不确定性和死区，可实现物理参数的准确估计，也即死区的参数可以被准确的辨识出来，由此可以实现对死区的理想补偿，并最终实现理论上的输出渐近稳定跟踪，即输出跟踪误差趋于零——这是目前控制方法均没有达到的理论结果（虽然Zhou采用自适应变结构控制实现了渐近稳定跟踪^[116]，但该控制方法在实际应用中存在输入抖振问题）。不仅如此，在持续激励条件未满足并且整个系统可能含有其它不确定非线性及时变干扰时，理论证明该DIARC算法依然可以获得鲁棒的瞬态性能和稳态跟踪精度。

5.3.1 非连续投影式参数自适应律设计

直接/间接集成自适应鲁棒控制的一个关键就是利用投影来构造有界的自适应律。为实现该目的，标准投影 $Proj_{\hat{\theta}}$ 将被运用来使参数估计处于已知的界 $\bar{\Omega}_{\theta}$ 内，也即集合 Ω_{θ} 的闭包^[86, 87]内。标准投影^[152, 115]如下所示：

$$Proj_{\hat{\theta}}(\zeta) = \begin{cases} \zeta, & \text{if } \hat{\theta} \in \check{\Omega}_{\theta} \text{ or } n_{\hat{\theta}}^T \zeta \leq 0 \\ (I - \Gamma \frac{n_{\hat{\theta}} n_{\hat{\theta}}^T}{n_{\hat{\theta}}^T \Gamma n_{\hat{\theta}}}) \zeta, & \text{if } \hat{\theta} \in \partial\Omega_{\theta} \text{ and } n_{\hat{\theta}}^T \zeta > 0 \end{cases} \quad (5-16)$$

其中， $\zeta \in R^{p+4}$ 是任意函数， $\Gamma(t) \in R^{(p+4) \times (p+4)}$ 为任意时变的对称正定矩阵。在(5-16)中， $\check{\Omega}_{\theta}$ 和 $\partial\Omega_{\theta}$ 分别表示 Ω_{θ} 的内部和边界， $n_{\hat{\theta}}$ 代表 $\hat{\theta} \in \partial\Omega_{\theta}$ 时的单位法向矢量。设参数估计 $\hat{\theta}$ 用下述投影式自适应律更新：

$$\dot{\hat{\theta}} = Proj_{\hat{\theta}}(\Gamma\tau), \quad \hat{\theta}(0) \in \Omega_{\theta} \quad (5-17)$$

其中， τ 是任意自适应函数，且 $\Gamma(t) > 0$ 是自适应率矩阵，该矩阵是正定对称的。利用该自适应律结构，可获得如下特性：

(P1) 参数估计总是处于已知的集合 $\bar{\Omega}_\theta$ 内, 即 $\hat{\theta} \in \bar{\Omega}_\theta, \forall t$ 。根据假设5.3可知, $\forall t, a_{imin} \leq \hat{a}_i(t) \leq a_{imax}, i = 1, 2, \dots, p, 0 < m_{rmin} \leq \widehat{m}_r(t) \leq m_{rmax}, 0 < m_{lmin} \leq \widehat{m}_l(t) \leq m_{lmax}, 0 < (m_r b_r)_{min} \leq \widehat{(m_r b_r)}(t) \leq (m_r b_r)_{max}$ 并且 $(m_l b_l)_{min} \leq \widehat{(m_l b_l)}(t) \leq (m_l b_l)_{max} < 0$ 。

(P2)

$$\tilde{\theta}^T(\Gamma^{-1}Proj_{\hat{\theta}}(\Gamma\tau)) - \tau \leq 0, \forall \tau \quad (5-18)$$

5.3.2 含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制器(DIARC)设计

通过使用投影式自适应律(5-17), 无论估计函数 τ 具体形式如何, 参数估计都在已知的界中。该特点将被用来设计针对系统(5-1)的含死区补偿的DIARC控制器。该控制器对于任意参数估计函数, 都可以获得一定的鲁棒瞬态性能和稳态跟踪精度。首先定义

$$s(t) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda\right)^{n-1} \tilde{x}(t) \quad (5-19)$$

其中 $\lambda > 0$ 。上式亦可被写为

$$s(t) = \Lambda^T \tilde{X}(t) \quad (5-20)$$

其中 $\Lambda^T = [\lambda^{n-1}, (n-1)\lambda^{n-2}, \dots, 1]$, $\tilde{X} = X - X_d$, $X = [x(t), \dot{x}(t), \dots, x^{(n-1)}(t)]$, $X_d = [x_d(t), \dot{x}_d(t), \dots, x_d^{(n-1)}(t)]$ [153]。注意到本章引理5.1中(5-1)、(5-7)以及死区逆(5-4), 对 $s(t)$ 进行微分可以得到:

$$\begin{aligned} \dot{s}(t) &= \Lambda_v^T \tilde{X}(t) + \widetilde{x^{(n)}}(t) \\ &= \Lambda_v^T \tilde{X}(t) - x_d^{(n)}(t) + \sum_{i=1}^p a_i Y_i(x(t), \dot{x}(t), \dots, x^{(n-1)}(t)) + f_u + w(t) \\ &= \Lambda_v^T \tilde{X}(t) - x_d^{(n)}(t) + \sum_{i=1}^p a_i Y_i(x(t), \dot{x}(t), \dots, x^{(n-1)}(t)) + f_u + d(t) + w_d(t) \\ &\quad + \widetilde{(m_r b_r)} \kappa_+(w_d) + \widetilde{(m_l b_l)} \kappa_-(w_d) - \frac{w_d + \widetilde{(m_r b_r)}}{\widehat{m}_r} \widetilde{m}_r \kappa_+(w_d) - \frac{w_d + \widetilde{(m_l b_l)}}{\widehat{m}_l} \widetilde{m}_l \kappa_-(w_d) \end{aligned} \quad (5-21)$$

其中 $\Lambda_v^T = [0, \lambda^{n-1}, (n-1)\lambda^{n-2}, \dots, (n-1)\lambda]$ 。我们设计DIARC控制输入 w_d 如下 (w_d 可被用在死区逆变换(5-4)中, 从而得到输入 $v(t)$) :

$$\begin{aligned} w_d &= w_{da} + w_{ds}, \quad w_{da} = w_{da1} + w_{da2}, \quad w_{ds} = w_{ds1} + w_{ds2}, \\ w_{da1} &= x_d^{(n)}(t) - \Lambda_v^T \tilde{X}(t) - \sum_{i=1}^p \hat{a}_i Y_i(x(t), \dot{x}(t), \dots, x^{(n-1)}(t)) \\ w_{da2} &= -\hat{d}_c, \quad w_{ds1} = -k_{s1} s \end{aligned} \quad (5-22)$$

在(5-22)中, w_{da1} 代表含物理参数估计 $\hat{a}_i$ 的模型补偿项, 其中 $\hat{a}_i$ 由自适应算法(5-17)进行更新。 w_{da2} 是快速动态补偿项[87], 其中 $\hat{d}_c$ 是对不确定性总量中低频成分的估计。 w_{ds} 是鲁棒控制项, 其中 w_{ds1} 是一个简单的比例反馈(增益为常量 k_{s1}), 用来稳定名义系统; w_{ds2} 是鲁棒反馈项, 用于应对模型不确定性以及不确定非线性的影响。

由(5-21)和(5-22), 可知 $s(t)$ 的导数为

$$\begin{aligned}\dot{s}(t) = & f_u + d(t) - \sum_{i=1}^p \tilde{a}_i Y_i(x(t), \dot{x}(t), \dots, x^{(n-1)}(t)) \\ & + [\frac{\tilde{m}_r}{\tilde{m}_r}(w_{ds} + w_{da2}) - \frac{\tilde{m}_r}{\tilde{m}_r} w_{da1} + (\widetilde{m_r b_r}) - \widetilde{m_r} \frac{(\widetilde{m_r b_r})}{\widetilde{m_r}}] \kappa_+(w_d) \\ & + [\frac{\tilde{m}_l}{\tilde{m}_l}(w_{ds} + w_{da2}) - \frac{\tilde{m}_l}{\tilde{m}_l} w_{da1} + (\widetilde{m_l b_l}) - \widetilde{m_l} \frac{(\widetilde{m_l b_l})}{\widetilde{m_l}}] \kappa_-(w_d)\end{aligned}\quad (5-23)$$

定义常数 d_c 和时变 $\Delta^*(t)$ 满足

$$\begin{aligned}d_c + \Delta^*(t) = & f_u + d(t) - \sum_{i=1}^p \tilde{a}_i Y_i(x(t), \dot{x}(t), \dots, x^{(n-1)}(t)) \\ & - [\frac{\tilde{m}_r}{\tilde{m}_r} \kappa_+(w_d) + \frac{\tilde{m}_l}{\tilde{m}_l} \kappa_-(w_d)] w_{da1} + [(\widetilde{m_r b_r}) \\ & - \widetilde{m_r} \frac{(\widetilde{m_r b_r})}{\widetilde{m_r}}] \kappa_+(w_d) + [(\widetilde{m_l b_l}) - \widetilde{m_l} \frac{(\widetilde{m_l b_l})}{\widetilde{m_l}}] \kappa_-(w_d) \\ = & f_u + d(t) + \vartheta \psi(t)\end{aligned}\quad (5-24)$$

其中, $\vartheta = [\tilde{a}_1, \tilde{a}_2, \dots, \tilde{a}_p, \frac{\tilde{m}_r}{\tilde{m}_r} \kappa_+(w_d) + \frac{\tilde{m}_l}{\tilde{m}_l} \kappa_-(w_d), [(\widetilde{m_r b_r}) - \widetilde{m_r} \frac{(\widetilde{m_r b_r})}{\widetilde{m_r}}] \kappa_+(w_d) + [(\widetilde{m_l b_l}) - \widetilde{m_l} \frac{(\widetilde{m_l b_l})}{\widetilde{m_l}}] \kappa_-(w_d)]$, $\psi(t) = -[Y_1, Y_2, \dots, Y_p, w_{da1}, -1]^T$ 。从概念上讲, (5-24)集中了参数估计误差带来的建模不确定性以及各种干扰量, 可被划分为低频分量 d_c 和低频分量 $\Delta^*(t)$ 。其中低频分量可以通过直接自适应鲁棒控制中的快速自适应来估计和补偿^[88]。

令 d_{cM} 为预先设定的界, 因此构造 $\hat{d}_c$ 的自适应律如下:

$$\dot{\hat{d}}_c = Proj_{\hat{d}_c}(\gamma s) = \begin{cases} 0 & \text{if } |\hat{d}_c(t)| = d_{cM} \text{ \& } \hat{d}_c s > 0 \\ \gamma s & \text{else} \end{cases}\quad (5-25)$$

其中 $\gamma > 0$, $\hat{d}_c(0) = 0$ 。这样的一个自适应律可以保证 $|\hat{d}_c(t)| \leq d_{cM}, \forall t$ 。

为了表述的简便, 定义

$$k^* = \kappa_+(w_d) \frac{\tilde{m}_r}{\tilde{m}_r} + \kappa_-(w_d) \frac{\tilde{m}_l}{\tilde{m}_l}\quad (5-26)$$

显然若死区的斜率估计准确, 则 k^* 的值为1。将(5-24)代入(5-23), 并联合(5-22), 可得

$$\begin{aligned}\dot{s}(t) = & k^*(w_{ds} + w_{da2}) + d_c + \Delta^*(t) \\ = & k^* w_{ds1} + k^* w_{ds2} - \tilde{d}_c + (1 - k^*) \hat{d}_c + \Delta^*(t)\end{aligned}\quad (5-27)$$

由假设5.3、假设5.4以及(P1), 存在 w_{ds2} 满足下列两个条件

$$\begin{aligned}i \quad & s w_{ds2} \leq 0 \\ ii \quad & s[k^* w_{ds2} - \tilde{d}_c + (1 - k^*) \hat{d}_c + \Delta^*(t)] \leq \varepsilon + \varepsilon_d f_d^2\end{aligned}\quad (5-28)$$

其中, ε 和 ε_d 是任意小的常数。由(5-28)的条件ii可以看出 w_{ds2} 是用来处理参数不确定和不确定非线性的, 而条件i则表明 w_{ds2} 是耗散的, 因此它不会影响到模型补偿项 w_{da} 的作用。

备注: 满足(5-28)的一个例子可以通过下述方式得到。令 h 满足

$$h \geq |k_{max}^*| |w_{da2}| + |\vartheta_{max}| |\psi| + |d(t)|_{max} \quad (5-29)$$

其中, $k_{max}^* = \max\{\frac{m_{rmax}}{m_{rmin}}, \frac{m_{lmax}}{m_{lmin}}\}$, $\vartheta_{1max} = a_{1max} - a_{1min}$, $\vartheta_{2max} = a_{2max} - a_{2min}, \dots, \vartheta_{rmax} = a_{rmax} - a_{rmin}$, $(\vartheta_{r+1})_{max} = \max\{\frac{m_{rmax}-m_{rmin}}{m_{rmin}}, \frac{m_{lmax}-m_{lmin}}{m_{lmin}}\}$, $(\vartheta_{r+2})_{max} = \max\{(m_r b_r)_{max} - (m_r b_r)_{min} + (m_{rmax} - m_{rmin}) \frac{(m_r b_r)_{max}}{m_{rmin}}, (m_l b_l)_{max} - (m_l b_l)_{min} - (m_{lmax} - m_{lmin}) \frac{(m_l b_l)_{min}}{m_{lmin}}\}$, $|d(t)|_{max} = \max\{|(m_r b_r)_{max} - m_{rmin} \frac{(m_r b_r)_{min}}{m_{rmax}}|, |(m_l b_l)_{min} - m_{lmin} \frac{(m_l b_l)_{max}}{m_{lmax}}|\}$ 。然后, 选择 w_{ds2} 为

$$w_{ds2} = - \left[\frac{1}{4\varepsilon k_{min}^*} h^2 + \frac{1}{4\varepsilon_d k_{min}^*} \delta^2(X) \right] s \quad (5-30)$$

其中 $k_{min}^* = \min\{\frac{m_{rmin}}{m_{rmax}}, \frac{m_{lmin}}{m_{lmax}}\}$ 。易证上述 w_{ds2} 满足(5-28), 在此不再赘述。

定理 5.1: 当使用具有死区逆(5-4)的DIARC控制器(5-22) (其参数自适应律为(5-17)) 时, 无论估计函数 τ 形式如何, 闭环系统的所有信号都有界, 并且输出跟踪具有一定的鲁棒瞬态性能和稳态跟踪精度, 具体而言, 跟踪误差指标 s 被界定为

$$s(t)^2 \leq e^{-\lambda_v t} s(0)^2 + \frac{2(\varepsilon + \varepsilon_d f_{dmax}^2)}{\lambda_v} [1 - e^{-\lambda_v t}] \quad (5-31)$$

其中, $\lambda_v = 2k_{min}^* k_{s1}$, f_{dmax} 是有界时间函数 $f_d(t)$ 的 L_∞ 的最大值。

证明: 由(5-27)和(5-28)可知, $V = \frac{1}{2}s^2$ 的微分为

$$\begin{aligned} \dot{V} &= k^* w_{ds1} s + s[k^* w_{ds2} - \tilde{d}_c + (1 - k^*) \hat{d}_c + \Delta^*(t)] \\ &\leq -k^* k_{s1} s^2 + \varepsilon + \varepsilon_d f_d^2 \\ &\leq -\frac{\lambda_v}{2} s^2 + \varepsilon + \varepsilon_d f_d^2 \end{aligned} \quad (5-32)$$

也即

$$\dot{V} \leq -\lambda_v V + \varepsilon + \varepsilon_d f_d^2 \quad (5-33)$$

由比较引理, 可得(5-31)。这里注意, 由于参数估计 (即自适应) 一直被限定在已知的范围以内, 因此不管(P1)中的自适应函数形式如何, 该定理都成立。■

5.3.3 参数估计算法设计

上节我们设计了含死区补偿的DIARC控制器, 并且只要参数估计由投影(5-16)来限

制其界，就可以在输出跟踪中实现鲁棒的瞬态性能以及稳态跟踪精度。由定理5.1，我们可以自行设计合适的参数自适应律，并不用担心控制系统的稳定性。本小节着重阐述如何构建参数自适应律：通过对实际工作区间的实时监测，只在持续激励（PE）条件满足时做参数自适应，一旦系统仅具有参数不确定性和死区，可实现物理参数的准确估计，也即死区参数的在线估计收敛于它们的真实值，由此可以实现对死区的完美补偿。在本小节中，我们假设系统只具有参数不确定性和死区非线性，即在(5-1)中， $f_u = 0$ 。系统的实际模型将被直接利用来构建自适应律，而不是像自适应控制那样利用跟踪误差来设计自适应律。

现在我们知道死区非线性(5-2)不能够被全局线性化，这也是为什么(5-7)中的模型误差 $d(t)$ 在某些工作范围内不等于零的原因。因此，如果系统动力学(5-1)被直接用于建立参数估计算法，我们必将面临此前所有研究曾遭遇的难题——由于非零 $d(t)$ 的存在，即使在持续激励条件满足的情况下，参数估计也无法收敛于其真实值，由此也无法获得输出跟踪的渐近稳定性。接下来，我们将充分利用一个事实，即尽管不能实现全局线性参数化，未知的死区非线性还是可以在某些工作范围（ $v \geq b_r$ 或者 $v \leq b_l$ ）内实现线性参数化的。由此，当输入的范围确定是在区域 $v \geq b_r$ 或者 $v \leq b_l$ 内时，一旦持续激励条件满足，我们就可以在这些区域内进行参数估计。当无法保证控制输入量在 $v \geq b_r$ 或者 $v \leq b_l$ 范围内时，参数估计会停止更新，直到判断出输入量重新进入区域 $v \geq b_r$ 或者 $v \leq b_l$ 内。因此，针对未知死区参数的精确估计是可能的，一旦死区参数被估计得出，就可以实现对死区的完美补偿，并最终达到输出渐近稳定跟踪。在此，需要介绍如下引理：

引理 5.2： 定义一个正常数 H 使得 $H = \max\{(m_r b_r)_{\max} - (m_r b_r)_{\min}, (m_l b_l)_{\max} - (m_l b_l)_{\min}\}$ 。那么当 $|w_d(t)| \geq H$ 时，由死区逆(5-4)得到的死区输入 $v(t)$ 就能保证 $v \geq b_r$ 或者 $v \leq b_l$ 。

证明： 当 $w_d(t) \geq H$ 时，由(5-4)以及(P1)中死区参数估计的界，可以得出 $v(t) = \frac{w_d(t) + \widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}} \geq \frac{H + \widehat{(m_r b_r)}}{\widehat{m_r}} \geq \frac{(m_r b_r)_{\max}}{\widehat{m_r}} \geq b_r$ 。

同理，当 $w_d(t) \leq -H$ 时，易证 $v(t) = \frac{w_d(t) + \widehat{(m_l b_l)}}{\widehat{m_l}} \leq \frac{(m_l b_l)_{\min}}{\widehat{m_l}} \leq b_l$ ，证毕。 ■

为了表述简便，定义

$$\chi_+(\bullet) = \begin{cases} 1 & \text{if } \bullet > 0 \\ 0 & \text{if else} \end{cases}, \quad \chi_-(\bullet) = \begin{cases} 1 & \text{if } \bullet < 0 \\ 0 & \text{if else} \end{cases} \quad (5-34)$$

及 $\chi(w_d(t)) = \chi_+(w_d(t) - H) + \chi_-(w_d(t) + H)$ 。将系统动力学(5-1)的两边都乘以 $\chi(w_d(t))$ ，

可得

$$\begin{aligned}\chi(w_d(t))x^{(n)} &= \chi(w_d(t))\sum_{i=1}^p a_i Y_i(x(t), \dot{x}(t), \dots, x^{(n-1)}(t)) \\ &\quad + (m_r v(t) - m_r b_r) \chi_+(w_d(t) - H) \\ &\quad + (m_l v(t) - m_l b_l) \chi_-(w_d(t) + H)\end{aligned}\quad (5-35)$$

然后定义

$$\begin{aligned}y_\chi(t) &= \chi(w_d(t))x^{(n)}, \\ F^T(t) &= \chi(w_d(t))[Y_1, Y_2, \dots, Y_p, v(t), -1]\end{aligned}\quad (5-36)$$

注意引理5.2, 我们可以在以下两种情况中做参数估计:

Case I: 首先考虑 $w_d(t) \geq H$ 的情况, 即 $\chi_+(w_d(t) - H) = 1$ 且 $\chi_-(w_d(t) + H) = 0$ 。系统动力学(5-35)变为如下的线性模型

$$y_\chi(t) = F^T(t)\theta_r \quad (5-37)$$

其中

$$\theta_r = [a_1, a_2, \dots, a_p, m_r, m_r b_r]^T \quad (5-38)$$

注意(5-37)即为标准的参数估计模型。那么就可以采用各种不同的参数估计算法来辨识未知参数。众所周知, 最小二乘法拥有良好的参数估计收敛性^[114], 因此它将被用来估计 θ_r 的值。在实际中, 由于(5-36)中的 $x^{(n)}$ 不可测, 我们用滤波器来获取参数估计所需要的状态量 X 。设 $H_f(s)$ 为相对阶数大于或等于1的稳定传递函数, 例如 $H_f(s) = 1/(\omega_f s + 1)$ 。将滤波器同时乘以(5-37)的两边, 可得

$$y_{\chi f}(t) = F_f^T(t)\theta_r \quad (5-39)$$

其中 $y_{\chi f} = H_f[y_\chi]$, $F_f = H_f[F]$ 。然后, 运用最小二乘法构建自适应方律来估计 θ_r , 其中 τ 为

$$\tau = -\frac{1}{1 + \text{vtr}\{F_f^T \Gamma F_f\}} F_f \varsigma \quad (5-40)$$

其中 ς 和 Γ 分别是预测误差和时变的自适应率, 即

$$\begin{aligned}\varsigma &= F_f^T \hat{\theta}_r - y_{\chi f} = F_f^T \tilde{\theta}_r \\ \dot{\Gamma} &= \begin{cases} \alpha \Gamma - \frac{1}{1 + \text{vtr}\{F_f^T \Gamma F_f\}} \Gamma F_f F_f^T \Gamma, & \text{if } \lambda_{\max}(\Gamma(t)) \leq \rho_M \\ 0, & \text{otherwise} \end{cases}\end{aligned}\quad (5-41)$$

这里 $\alpha \geq 0$ 是遗忘因子, ρ_M 是对 $\|\Gamma(t)\|$ 预设的上界, $v \geq 0$ 并且 $v = 0$ 。由此可以得到如下

引理以阐述所提的参数估计算法的特性^[114, 89]:

引理 5.3: 在只存在参数不确定性和死区时 (也即(5-1)中 $f_u = 0$) , 若采用最小二乘估计器(5-40)构造投影式自适应律(5-17), 一旦持续激励 (PE) 条件满足, 即

$$\int_t^{t+T} F_f F_f^T d\tau \geq \beta I_p, \text{ for some } \beta > 0 \text{ and } T > 0 \quad (5-42)$$

则在线参数估计 $\hat{\theta}_r$ 会收敛于参数的真实值, 即当 $t \rightarrow \infty$ 时, $\tilde{\theta}_r(t) \rightarrow 0$ 。

Case II: 现在考虑 $w_d(t) \leq -H$ 的情况, 即 $\chi_+(w_d(t) - H) = 0$ 且 $\chi_-(w_d(t) + H) = 1$ 。系统动力学(5-35) 变为如下的线性模型

$$y_\chi(t) = F^T(t)\theta_l \quad (5-43)$$

其中

$$\theta_l = [a_1, a_2, \dots, a_p, m_l, m_l b_l]^T \quad (5-44)$$

由此, 采取与 **Case I** 相同的步骤可以获得物理参数 θ_l 的准确估计, 也即, 当类似于(5-42)的持续激励条件满足时, 在 $t \rightarrow \infty$ 时 $\tilde{\theta}_l(t) \rightarrow 0$ 。

综上所述, 当类似于(5-42)的持续激励条件满足时, **Case I** 和 **Case II** 的参数估计保证所有未知参数 $\theta = [a_1, a_2, \dots, a_p, m_r, m_r b_r, m_l, m_l b_l]^T$ 的估计将收敛于物理参数的真实值, 即在 $t \rightarrow \infty$ 时 $\tilde{\theta}(t) \rightarrow 0$ 。

5.3.4 渐近稳定跟踪

运用所提出的控制器, 可以得到下述理论结果:

定理 5.2: 在只存在参数不确定性和死区非线性的情况下 (即(5-1)中 $f_u = 0$) , 若PE条件(5-42)满足, 含死区补偿(5-4)的DIARC 控制器(5-22)(5-17)(5-40)将能够实现渐近稳定跟踪, 即当 $t \rightarrow \infty$ 时, $\tilde{X}(t) \rightarrow 0$ 并且 $s \rightarrow 0$ 。

证明: 当PE条件满足时, 由引理5.3可知, 当 $t \rightarrow \infty$ 时, $\tilde{\theta}(t) \rightarrow 0$, 并且 $\tilde{\theta} \in l_2$ 。由引理5.1, 我们还可以得到 $d(t) \in L_2[0, \infty)$ 。由(5-22), (5-23) 和(5-26), 当 $f_u = 0$ 时, $V = \frac{1}{2}s^2$ 的微分为

$$\dot{V} = k^* w_{ds} s - \hat{d}_c s + d(t)s + \xi s \quad (5-45)$$

其中

$$\begin{aligned} \xi = & \left[\left(\frac{\widetilde{m}_r}{\widetilde{m}_r} \widehat{d}_c - \frac{\widetilde{m}_r}{\widetilde{m}_r} w_{da1} \right) \kappa_+(w_d) + \left(\frac{\widetilde{m}_l}{\widetilde{m}_l} \widehat{d}_c - \frac{\widetilde{m}_l}{\widetilde{m}_l} w_{da1} \right) \kappa_-(w_d) \right. \\ & \left. - \sum_{i=1}^p \widetilde{a}_i Y_i(x(t), \dot{x}(t), \dots, x^{(n-1)}(t)) \right] + ((\widetilde{m}_r b_r) \\ & - \widetilde{m}_r \frac{(\widetilde{m}_r b_r)}{\widetilde{m}_r}) \kappa_+(w_d) + ((\widetilde{m}_l b_l) - \widetilde{m}_l \frac{(\widetilde{m}_l b_l)}{\widetilde{m}_l}) \kappa_-(w_d) \end{aligned} \quad (5-46)$$

选取正定函数如下

$$V_a = V + \frac{1}{2\gamma} \widehat{d}_c^2 \quad (5-47)$$

注意到 $\widehat{d}_c = \widetilde{d}_c$, 则 V_a 的微分为

$$\begin{aligned} \dot{V}_a &= \dot{V} + \gamma^{-1} \widehat{d}_c \dot{\widehat{d}}_c \\ &= k^* w_{ds} s + d(t)s + \xi s + (\gamma^{-1} Proj_{\widehat{d}_c}(\gamma s) - s) \widetilde{d}_c \\ &\leq -k^* k_{s1} s^2 + k^* w_{ds2} s + d(t)s + \xi s \end{aligned} \quad (5-48)$$

其中, 投影的性质(P2), 也即(5-18), 被用来导出上述不等式的最后一步。因为(5-46)定义的 ξ 对于参数估计误差 $\widetilde{\theta}$ 是线性的, 那么 $\widetilde{\theta} \in l_2$ 可推知 $\xi \in L_2$ 。由(5-28)的i, $k^* w_{ds2} s \leq 0$, 再结合(5-48)可知 $s \in L_2[0, \infty)$ 并且 $d(t) \in L_2[0, \infty)$ 。易证明 s 一致连续, 故由Barbalat引理, 当 $t \rightarrow \infty$ 时 $s \rightarrow 0$ 。注意(5-20), 可知当 $t \rightarrow \infty$ 时 $\widetilde{X}(t) \rightarrow 0$, 证毕。 ■

5.4 实验研究

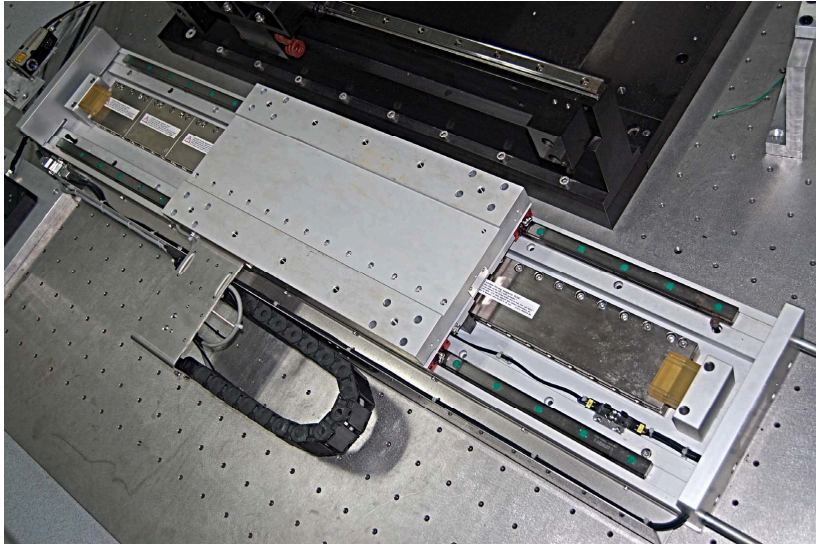


图 5-3 单轴直线电机系统

为避免实验设备重复, 区别于之前用的Anorad两轴直线电机平台, 本章用Hiwin单轴直线电机平台(图5-3)来测试所提方法的有效性。假设在该直线电机前有一个未知死区,

因此动力学模型可描述为:

$$\begin{aligned}\ddot{x} &= Ew(t) - B\dot{x} - AS_f(\dot{x}) + f_u \\ y &= x(t), \quad w(t) = D(v(t))\end{aligned}\quad (5-49)$$

其中, x 代表滑块的位移, $v(t)$ 为未知死区的输入, $w(t)$ 代表直线电机的控制输入电压, $y(t)$ 为输出。 E 为电机输入增益, B 为等效粘性摩擦系数, $AS_f(\dot{x})$ 代表非线性库伦摩擦力, 其中系数 A 未知, 但函数 $S_f(\dot{x})$ 是已知的, f_u 代表不确定性总集, 它包括模型建模误差和不确定非线性等。直线电机的位置传感器是光栅尺, 分辨率为 $0.5\mu m$ 。速度信号通过对位置信号进行差分来获得。我们采用标准的离线最小二乘法获对直线电机的参数进行估计, 得到参数的辨识值为 $B = 4.3/s$, $A = 0.9/s$, $E = 3.6m/s^2/V$, $f_N = 0m/s^2$, 其中 f_N 是 f_u 的名义值。所有的控制算法均通过一个 dSPACE DS1103 控制系统来实现, 其采样周期为 $T_s = 0.2ms$, 因此速度的分辨率为 $0.0025m/sec$ 。

控制目标是实际系统状态矢量 $[x, \dot{x}]^T$ 渐近跟踪期望轨迹矢量 $[x_d, \dot{x}_d]^T$ 。设期望轨迹为

$$x_d = 0.21 + 0.08\sin(\pi t - \pi/2) + 0.07\sin(0.8\pi t - \pi/2) + 0.06\sin(1.2\pi t - \pi/2) \quad (5-50)$$

而实际系统的状态初始值为 $X(0) = [0, 0]^T$ 。

5.4.1 对比实验I

设 $w(t)$ 是死区的输出, 具体表述为

$$w = D(v) = \begin{cases} 0.9(v - 1.2) & \text{for } v \geq 1.2 \\ 0 & \text{for } -1 < v < 1.2 \\ 1(v - (-1)) & \text{for } v \leq -1 \end{cases} \quad (5-51)$$

其中 $w(t)$ 在实际中被假设为未知, 且是直线电机的输入。在死区中加入 $E = 3.6m/s^2/V$ 的影响后, 我们可以用下式描述死区

$$w = D(v) = \begin{cases} 3.24v - 3.888 & \text{for } v \geq 1.2 \\ 0 & \text{for } -1 < v < 1.2 \\ 3.6v + 3.6 & \text{for } v \leq -1 \end{cases} \quad (5-52)$$

所以, 系统的参数值可设定为 $\theta = [4.3, 0.9, 3.24, 3.888, 3.6, -3.6]^T$ 。由于假设死区是未知

的, 我们将名义值设为 $\theta_N = [4.3, 0.9, 3, 4.2, 4, -3.2]^T$ 。选择参数变量的界为

$$\begin{aligned}\theta_{min} &= [3.0, 0.3, 2, 2.5, 2, -4.5]^T \\ \theta_{max} &= [5.5, 1.6, 4.5, 4.5, 4.5, -2.5]^T\end{aligned}\quad (5-53)$$

为了阐述本章提出的控制策略的有效性, 尤其是死区补偿的有效性, 我们执行并比较了下面四个针对系统(5-49)的控制算法:

- C1: 本章提出的DIARC控制算法, 只有物理参数 B, A, E, f_N 被估计, 并忽略未知死区(5-52)的存在。这种情况代表了死区被完全忽略的情况。
- C2: 本章提出的DIARC控制算法, 只有物理参数 B, A, E, f_N 被估计, 死区参数不被估计, 死区逆补偿用它们的名义值来构建。这种情况代表了死区由其名义值进行补偿的情况。
- C3: 本章提出的DIARC控制算法。
- C4: 本章提出的DIARC控制算法, 只有物理参数 B, A, E, f_N 被估计, 且死区参数已知——死区(5-52)的影响由(5-4)利用死区的真实参数值直接补偿。这种情况代表了死区的影响被完美补偿的理想情况。

在C3中, w_{ds2} 已给出具体设计。理论上讲, 我们应该利用 $w_{ds2} = -k_{s2}s$ 来全局满足(5-28)。实际中, 为简化起见, 往往都是用一个足够大的常值反馈增益 k_{s2} 。这种简化可能无法在全局范围内保证鲁棒性能条件(5-28), 但是在足够大的工作范围内还是可以保证(5-28)的。利用这种简化, 并结合(5-22), 在实验中我们取 $w_{ds} = -k_s s$, 其中 $k_s = k_{s1} + k_{s2}$, 且 $k_s = 200$ 。(5-19)中的常量 $\lambda = 200$ 。(5-25)中的自适应率 $\gamma = 1000$, 且 $\hat{d}_c$ 的界为 $d_{cM} = 2$ 。取所有参数估计的初始值与其名义值 θ_N 相同, 即 $\theta_N = [4.3, 0.9, 3, 4.2, 4, -3.2]^T$ 。(5-40)中自适应率 Γ 的初始值设为 $\Gamma(0) = 1000I_6$, 遗忘因子 $\alpha = 0.1$ 。取引理5.2中的常量 $H = 2$ 。为了保证对照实验的严谨性, 各个控制器中相应的控制参数、初始值均与C3中取值相同, 例如, C1、C2、C4中的 w_{ds} 与C3中的 w_{ds} 取值相同。另外, (5-40)中自适应率矩阵 Γ 在C1、C2和C4中的初始值取为 $\Gamma(0) = 1000I_4$, B, A, E, f_N 参数估计初始值为 $[4.3, 0.9, 3.6, 0]^T$ 。对于C4, 死区(5-51)是已知的, 可被死区逆(5-4)完美补偿。

本小节的实验结果列于表格5-1的“实验I”一栏。总体上讲, 在运动过程中, C2、C3、C4的稳态跟踪性能良好并且优于C1。C3、C4取得了几乎同样好的跟踪性能, 并且明显优于C2。图5-4~5-8列出了四个控制器的实验结果。其中, 图5-4描绘了四种控制器的输出跟踪性能, 图5-5描绘了与之相应的跟踪误差。由这些图表可以看出, 四种控制器的输出跟踪具有都拥有良好的初始瞬态性能, 可见DIARC控制算法具有较强的鲁棒性。由这些图

表还可以看出C3、C4的稳态输出跟踪误差要远小于C2。该结果与本章的理论预测相符，即C3可以实现死区参数的准确估计以及对死区的完美补偿。这一点也可从图5-6中的系统参数估计看出。另外，C2、C3、C4具有比C1更好的输出跟踪特性，这也证明了死区补偿的必要性。图5-7中所示的参数估计值（即 $\hat{B} = 4.3, \hat{A} = 0.9, \hat{E} = 3.6$ ）与其离线辨识值很接近，且图5-6所示的估计值 $\hat{\theta} = [4.28, 0.98, 3.2, 3.8, 3.65, -3.52]^T$ 也很接近于 θ 的准确值，这也证明了系统参数估计的渐近收敛性。图5-8中四种控制器的控制输入表明，由于采用了非光滑的死区逆(5-4)，当系统在死区的无输出区段附近工作时，控制输入量有出某些轻微的抖振现象。总体而言，四种情况下良好的输出跟踪特性证实了DIARC算法的鲁棒性，C2、C3、C4优于C1的输出跟踪特性证实了死区补偿的必要性，C3远优于C2的稳态跟踪性能表明了采用精确的实时死区参数估计的必要性，此外C3与C4几乎相同的跟踪性能证明了所提死区补偿的实际有效性。

实验I					实验II	
Controller	C1	C2	C3	C4	C5	C3
$ \tilde{x} _2(\mu m)$	26.33	13.00	3.63	3.50	258	3.69
$ \tilde{x} _\infty(\mu m)$	101.95	56.66	24.22	24.14	650	23.26

表 5-1 死区系统控制实验结果

5.4.2 对比实验II

为了进一步证明本章提出的控制策略的有效性及其优势，我们也将Zhou的针对同类系统的自适应变结构控制器^[116]进行测试以做比较。因为Zhou的控制算法仅是针对对称死区而设计的，因此我们也将死区设定为等斜率，其描述式如下：

$$w = D(v) = \begin{cases} 3.24v - 3.888 & \text{for } v \geq 1.2 \\ 0 & \text{for } -1 < v < 1.2 \\ 3.24v + 3.24 & \text{for } v \leq -1 \end{cases} \quad (5-54)$$

其参数值为 $\theta = [4.3, 0.9, 3.24, 3.888, 3.24, -3.24]^T$ ，这些参数的名义值以及界与上小节一致。

将本章中的DIARC与[116]中的自适应变结构控制算法进行对比（下文将分别称其为C3、C5）。对于DIARC算法（即C3），控制器与前文设定相同，其中参数估计的初始

值为 $\hat{\theta}(0) = [4.3, 0, 9, 3, 4.2, 4, -3.2]^T$ 。对于C5，控制器设计与[116]完全相同：

$$\begin{aligned} v &= \hat{e}w_d, \\ w_d &= \ddot{x}_d(t) - c_1\dot{z}_1 - \varphi\hat{\theta}_p - c_2z_2 - z_1 - \text{sgn}(z_2)\hat{D}, \\ \dot{\hat{e}} &= -\beta w_d z_2, \hat{\theta}_p = \Gamma\varphi^T z_2, \dot{\hat{D}} = \mu|z_2| \end{aligned} \quad (5-55)$$

其中， $z_1 = \tilde{x}(t)$ ， $z_2 = \dot{z}_1 + c_1 z_1$ ， $c_1 = 100$ ， $c_2 = 50$ ， $\mu = 1000$ ， $\Gamma = 10I_2$ ， $\beta = 10$ 。初始值为 $\hat{e}(0) = 1/3.6$ ， $\hat{D}(0) = 0$ ， $\hat{\theta}_p(0) = [4.3, 0.9]^T$ 并且 $v(0) = 0$ 。

实验结果列于表5-1的“实验II”一栏中。从这些结果中可以看出，无论是稳态跟踪误差，还是瞬态跟踪性能，DIARC算法都要远优于[116]中的自适应变结构控制算法。图5-9、5-10还分别绘出了两个控制器在输出跟踪误差以及控制输入量。从图5-9可以看出，DIARC的稳态输出跟踪误差几乎都小于 $20\mu\text{m}$ ，远小于C5。该结果还表明，当只存在参数不确定和未知死区的情况下，DIARC具有渐近输出跟踪性能。图5-10描绘的控制输入表明，由于非连续控制行为（方程(5-55)中的最后一项 w_d ），Zhou的自适应变结构控制算法[116]的控制输入出现了严重抖振的现象；而DIARC则仅当系统在死区的无输出区段附近工作时，才会出现轻微的抖振。所有这些结果进一步证实了所提DIARC算法在实际应用中的有效性。

5.5 含死区补偿的精密轮廓运动控制器设计

以上方法可被应用与含死区的多轴轮廓运动控制中：当多轴系统中的每个轴都有死区或者只有部分轴有死区时，先针对每个单轴设计含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制器，得到死区的各个参数的估计值，然后直接利用该估计值设计每个单轴的死区逆以消

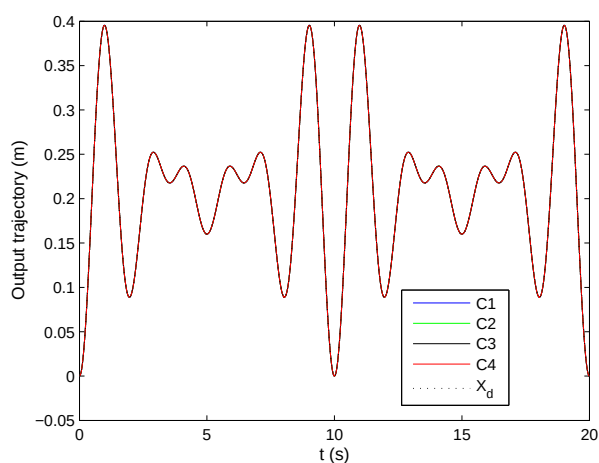


图 5-4 C1、C2、C3和C4的输出轨迹

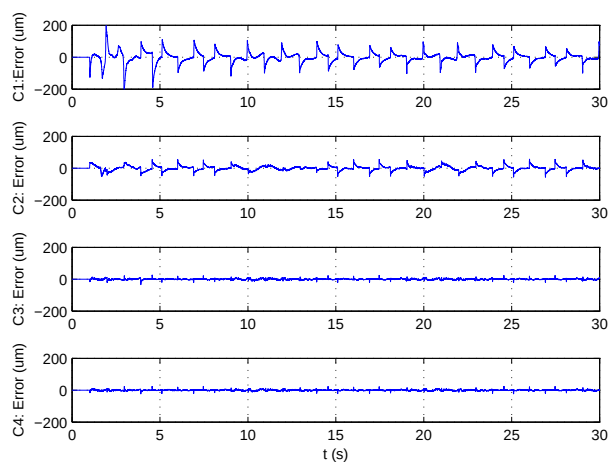


图 5-5 C1、C2、C3和C4的输出跟踪误差

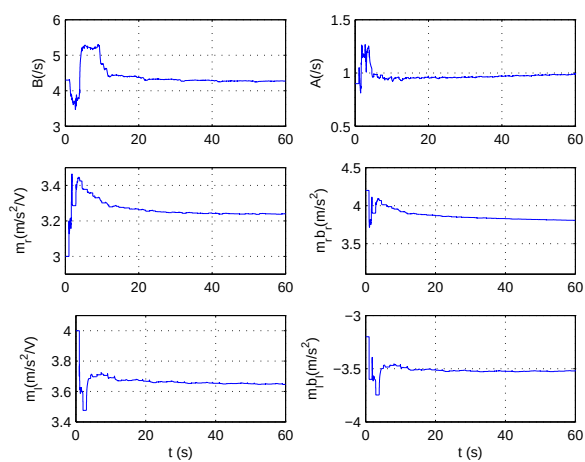


图 5-6 C3的参数估计

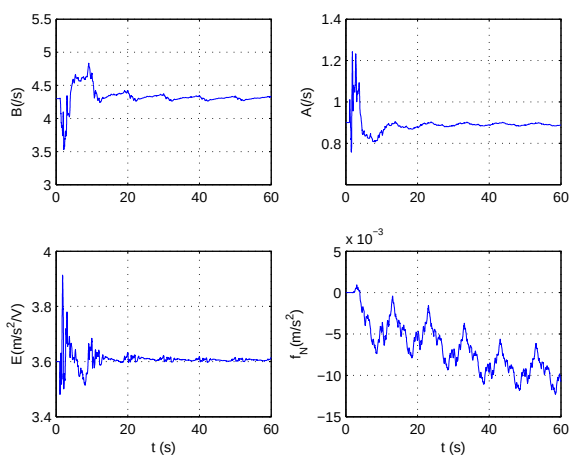


图 5-7 C4的参数估计

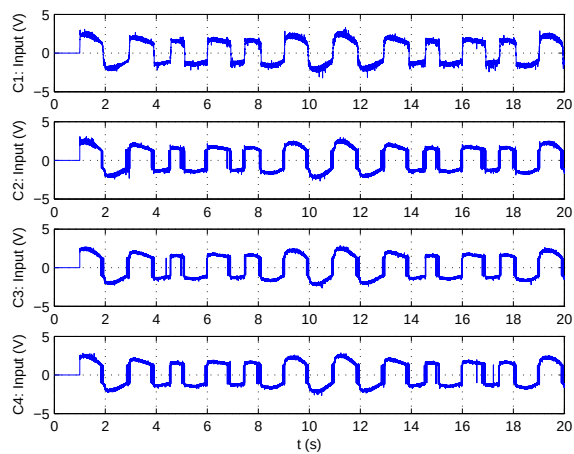


图 5-8 C1、C2、C3和C4的控制输入

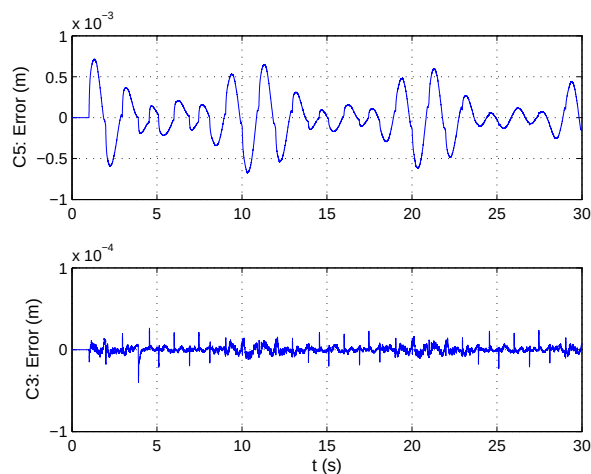


图 5-9 C3和C5的跟踪误差

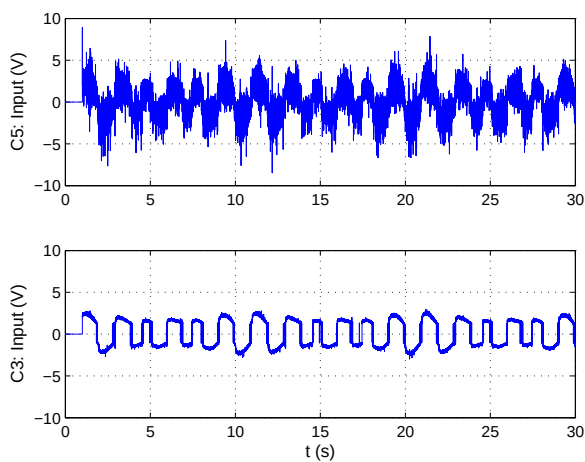


图 5-10 C3和C5的控制输入

除死区的影响，之后的轮廓控制器设计与第三章、第四章所述内容完全一致。比如当多轴系统中的死区和定位力均不可忽略时，可先通过本章的方法辨识出死区参数以直接构造死区逆，然后可按第四章的步骤设计同时含定位力和死区补偿的轮廓运动控制器，在此不再赘述。

5.6 本章小结

1、针对一类含未知死区输入的不确定非线性系统，在死区输出不可测、系统具有参数不确定性和不确定非线性情况下，提出了一种直接/间接集成自适应鲁棒控制（DIARC）方法，理论上能够获得一定的鲁棒瞬态性能和稳态跟踪精度。当系统只存在参数不确定性和未知死区时，该控制器还能实现输出渐近稳定跟踪，即输出跟踪误差趋近于零——这是之前死区研究均没能达到的理论结果。

2、所提的直接/间接集成自适应鲁棒控制器通过对实际工作区间的实时监测，只在持续激励（PE）条件满足时做参数自适应，可实现对参数的准确估计，即系统中各个参数（包括死区的参数）估计均收敛于各自的真实值。该方法解决了死区未知且输出不可测时的死区参数准确辨识问题。

3、实验研究证明所提控制器能够实现死区的完美补偿——控制器在有死区和没死区的情况，实际输出跟踪性能差不多。实验研究也证明了在精密运动控制中，死区往往不可忽略，应考虑对死区进行补偿。

4、当多轴机械系统中存在典型的未知死区非线性时，先针对每个单轴设计含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制器，得到死区的各个参数的估计值，然后直接利用该估计值设计每个单轴的死区逆以实现死区的完美补偿，之后的轮廓控制器设计与第三章、第四章所述内容完全一致。当多轴系统中的死区和定位力均不可忽略时，可先通过本章的方法辨识出死区参数以直接构造死区逆，然后可按第四章的步骤设计同时含定位力和死区补偿的轮廓运动控制器。

第六章 基于全局任务坐标系的高维精密轮廓运动控制理论框架

摘要：本章着重研究高维（维数 $n \geq 3$ ）运动系统的轮廓运动控制问题并提出一个具有普遍意义的理论框架。首先将期望轮廓轨迹曲线看做是 m 个空间曲面相交的结果，由此构造的全局任务坐标系由轮廓误差矢量和路程矢量组成，其中，轮廓误差矢量是实际运动点到各个曲面的最短距离，用以约束实际运动点准确地运行在期望轮廓曲线上；路程矢量则用以驱动实际运动点跟踪期望运动点。将笛卡尔坐标系里的系统动力学变换到任务坐标系中，考虑到任务空间中的动力学所具有的强耦合、参数不确定性、不确定非线性以及外干扰，最终设计出针对高维系统的基于全局任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制器，在理论上保证了一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度。此外，若一定时间后系统只存在参数不确定性，所设计的轮廓控制器能够保证轮廓运动控制的渐近稳定性和实际中趋于零的稳态轮廓误差。高维系统的轮廓运动控制研究目前还处于理论阶段，具体执行还有一定的细节问题。本章所提出的理论框架为后续的高维轮廓运动控制研究打下基础。

6.1 引言

多轴运动系统在工业中屡见不鲜，比如机床进给系统、IC制造装备的定位系统以及机器人手臂等。为了提高产品质量，多轴系统在执行轮廓加工任务时必须降低轮廓误差以提高轮廓加工精度。对于轮廓加工行业而言，高速大曲率轮廓加工是一个亟待解决的难题^[78]。

传统上的轮廓运动控制方法是让每个轴的输出能够跟踪各自的期望轨迹。比如 $\mathbf{x}(t) \in R^n$ 是 n 维系统的实际位置矢量， $\mathbf{x}_d(t) \in R^n$ 是期望轮廓的位置矢量，则轮廓运动控制的目的往往是让每个轴都能实现输出渐近稳定跟踪，也即

$$\mathbf{x}(t) \rightarrow \mathbf{x}_d(t) \text{ as } t \rightarrow \infty. \quad (6-1)$$

由此就形成了单轴无耦合控制的思路。单轴无耦合控制注重提高每个单轴的带宽以提高整体的轮廓控制性能，比如Tomizuka等人提出的零相位误差跟踪控制^[22, 154, 155, 23]，可以大大提高单轴系统的频响。Koren^[17]认识到轮廓运动控制的根本目的是减小轮廓误差，由此提出交叉耦合控制方法，将轮廓误差信息反馈到各个单轴以增强各轴之间的协调性，并最终实现了良好的轮廓控制精度。此外，各种先进控制方法，比如自适应控制、鲁棒控制还有最优控制等，也被用来构建轮廓运动控制器以提高多轴系统的轮廓运动控制性能^[156, 157]。

Chen总结目前已有的轮廓运动控制方法,归纳出以下问题^[78]: 1、现有的轮廓运动控制方法往往都是将反馈、前馈以及交叉耦合控制等简单结合起来,没有形成一套系统的设计轮廓运动控制器的理论体系; 2、大多数轮廓运动控制研究的目的是跟踪一个简单的轮廓曲线,比如直线、圆或者由直线和圆组合的曲线,而在复杂轮廓中,往往都采用线性逼近来得到轮廓误差的近似计算模型,这种近似会降低最终的轮廓运动控制性能; 3、传统方法往往都是基于线性控制理论,这对于具有强耦合非线性的动力学系统,如高维轮廓运动控制系统,往往是不适用的; 4、大多数方法都是针对两维系统的。

研究表明,探索更精确的轮廓误差计算模型有利于获得更好的轮廓运动控制性能。Chiu等^[20, 64]提出了一个依附于期望运动点的局部任务坐标系,并将笛卡尔坐标系里的位置跟踪误差变换到任务坐标空间中,由此产生了在期望轮廓上的切向误差分量和法向误差分量,其中法向误差分量被用来近似计算轮廓误差——显然这个法向误差只是实际轮廓误差的近似计算。2002年,Chen^[77]提出了基于极坐标的轮廓运动控制器。在极坐标中,轮廓误差计算模型较简单,也便于设计轮廓运动控制器。但该方法本质和J. Yang和Z. Li提出的方法^[76]是一样的,在实际执行过程中也是采用近似计算模型。对于高维(n 维)系统,Chiu和Tomizuka^[30]提出了一种基于Lyapunov的轮廓运动控制器,但该控制器是基于线性时不变控制理论来设计的,而且面临着矩阵奇异性的问题。此外,Yeh和Hsu^[74]针对多轴系统提出了轮廓误差矢量的概念,但依然存在轮廓误差计算模型复杂并且是近似计算的问题。

本章提出了一种针对 n 维系统($n \geq 3$)的轮廓运动控制器的设计方法。将期望轮廓轨迹曲线看做是 m 个曲面相交的结果,由此构造的全局任务坐标系由 m 个轮廓误差量和 $n-m$ 个路程量来组成。其中,轮廓误差矢量是实际运动点到各个曲面的最短距离组成,用以约束实际运动点始终运行在期望轮廓轨迹上;路程矢量则用以驱动实际运动点跟踪期望运动点。将笛卡尔坐标系里的系统动力学变换到任务坐标系中,考虑到任务空间中的动力学具有强耦合、参数不确定性、不确定非线性以及外干扰的影响,最终设计出针对高维系统的基于全局任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制器,使得轮廓运动控制能够有一定的鲁棒瞬态性能和稳态控制精度。此外,若一定时间后系统只存在参数不确定性,所设计的轮廓控制器理论上能够保证轮廓运动控制的渐近稳定性。

所提出的方法有如下优点: 1、轮廓误差计算模型具有准确、简单、适宜于实时控制的特点; 2、所采用的控制方法不再局限于线性系统,可以有效处理高维轮廓运动控制中的强耦合非线性的影响; 3、所提出的控制器具有较强的抗干扰能力和性能鲁棒性。所提的高维轮廓控制思路具有普遍意义,其应用不仅限于多轴机床,也包括其它多自由度系统,比如多轴机械臂等。所提方法的缺点是: 所构建的全局任务坐标系目前还没有保证在

期望轮廓上各个任务坐标的局部正交性，即坐标变换的雅克比矩阵不是单位西矩阵。这也是我们以后的研究工作需要解决的一个重点。

6.2 问题阐述

6.2.1 n维全局任务坐标系研究

以刚性连接的n自由度的机械臂（或多轴机床）为例，其动力学方程在笛卡尔坐标里可被描述为

$$\mathbf{M}(\mathbf{q}, \theta) \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \theta) \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{G}(\mathbf{q}, \theta) = \mathbf{u} + \mathbf{f}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{t}) \quad (6-2)$$

其中 $\mathbf{q} \in R^n$ 是位置矢量， $\theta \in R^p$ 是未知参数， $\mathbf{u} \in R^n$ 是控制输入， $\mathbf{M}(\mathbf{q}, \theta) \in R^{n \times n}$ 是惯量， $\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \theta) \dot{\mathbf{q}} \in R^n$ 是Coriolis力和离心力， $\mathbf{G}(\mathbf{q}, \theta) \in R^n$ 是重力， $\mathbf{f}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{t}) \in R^n$ 是表示未知不确定性总集的矢量，包括外部干扰和建模误差等。该数学表达式具有一定的普遍性，也适用于我们前面所讨论两维直线电机系统。

设n维空间里的期望轮廓轨迹曲线可以被m个曲面的相交线表示，即

$$\Phi(\mathbf{q}) = [f_1(\mathbf{q}), f_2(\mathbf{q}), \dots, f_m(\mathbf{q})]^T = 0, \quad m < n \quad (6-3)$$

其中 $f_1(\mathbf{q}), f_2(\mathbf{q}), \dots, f_m(\mathbf{q})$ 在任意空间位置 $\mathbf{q}$ 均彼此不相关。设 $[g_1(\mathbf{q}), g_2(\mathbf{q}), \dots, g_{n-m}(\mathbf{q})]$ 是由n-m个非线性函数所组成的矢量，并且 $[f_i(\mathbf{q}); g_j(\mathbf{q})]$ 在任意空间位置 $\mathbf{q}$ 均彼此不相关。则全局任务空间可被定义为

$$\begin{aligned} \mathbf{r} &= [\mathbf{r}_c^T; \mathbf{r}_m^T]^T = \mathbf{h}(\mathbf{q}), \\ \mathbf{r}_c &= \left[f_1(\mathbf{q}) / \sqrt{f_{1q_1}^2 + f_{1q_2}^2 + \dots + f_{1q_n}^2}, f_2(\mathbf{q}) / \sqrt{f_{2q_1}^2 + f_{2q_2}^2 + \dots + f_{2q_n}^2}, \dots, \right. \\ &\quad \left. f_m(\mathbf{q}) / \sqrt{f_{mq_1}^2 + f_{mq_2}^2 + \dots + f_{mq_n}^2} \right]^T \in R^m, \\ \mathbf{r}_m &= [g_1(\mathbf{q}), g_2(\mathbf{q}), \dots, g_{n-m}(\mathbf{q})]^T \in R^{n-m} \end{aligned} \quad (6-4)$$

其中， $f_{1q_1} = \frac{\partial f_1}{\partial q_1}$ ， $f_{1q_2} = \frac{\partial f_1}{\partial q_2}$ ， $\dots$ ， $f_{mq_n} = \frac{\partial f_m}{\partial q_n}$ 。在所定义的任务空间(6-4)中， $\mathbf{r}_c$ 实质上就是轮廓误差矢量——期望轮廓可被表示为 $\mathbf{r}_c = 0$ ，并且曲线坐标 $\mathbf{r}_c$ 的方向与所构建的空间面法向一致，因而可以通过控制 $\mathbf{r}_c$ 使之尽可能地趋近于零，即约束实际运动点尽可能不偏离期望轮廓；而 $\mathbf{r}_m$ 则是当前时刻的轮廓误差点与起始点之间沿期望轮廓的曲线路程长度，用来驱动实际运动点沿着期望轮廓跟踪期望运动点，其数学描述式依赖于期望轮廓的具体形状。

以下我们以球面轮廓线加工为例做具体说明。如图6-1所示，圆球面为 $f_1(x, y, z) =$

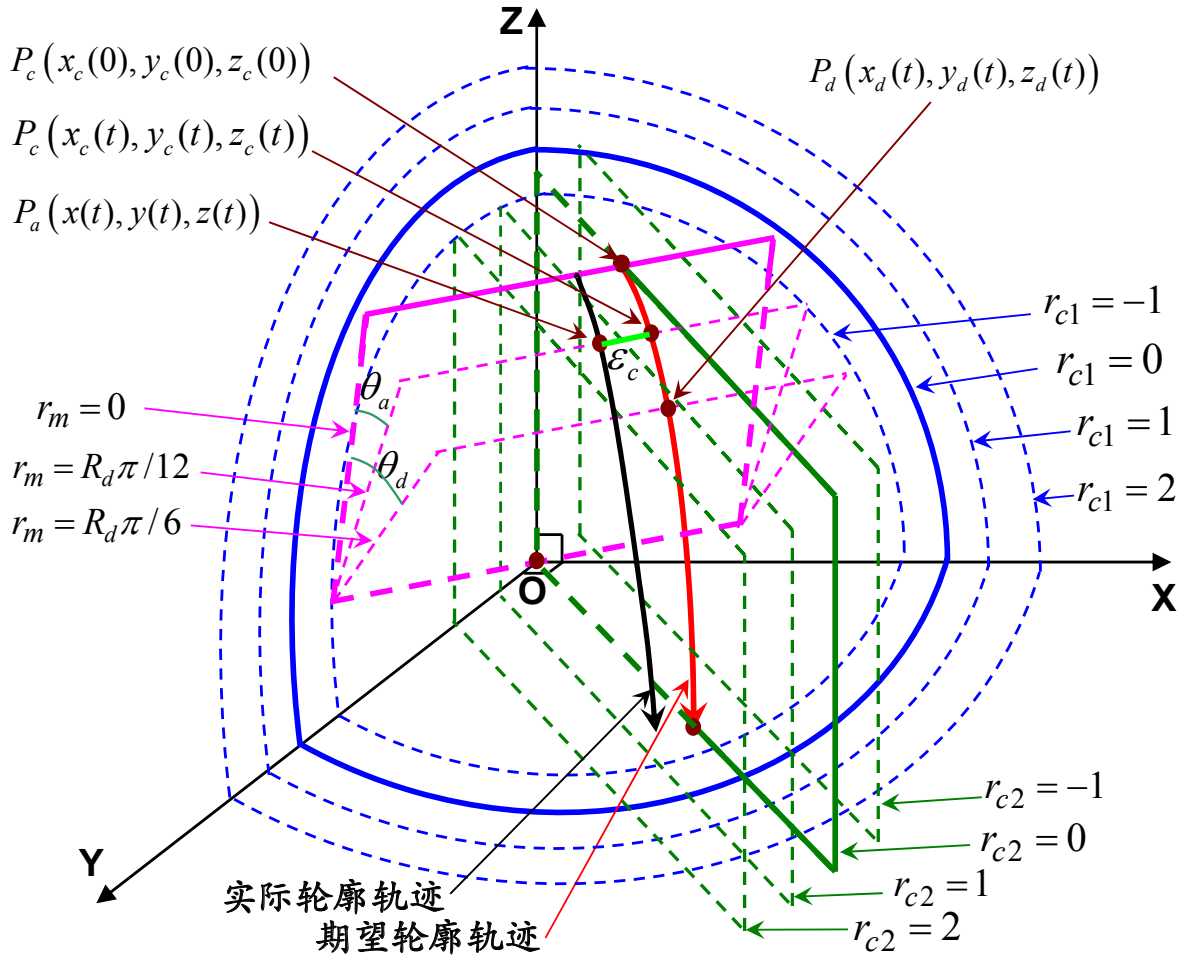


图 6-1 三维空间球面的全局任务坐标系

$\sqrt{x^2 + y^2 + z^2} - R_d = 0$, 其中 R_d 是圆球的半径; 平面为 $f_2(x, y, z) = y - x = 0$, 而期望轮廓轨迹是圆球面与平面的相交线中的一段, 其起始点为 $P_c(x_c(0), y_c(0), z_c(0))$ 。另外, 在当前 t 时刻, 期望运动点的位置为 $P_d(x_d(t), y_d(t), z_d(t))$, 实际运动点的位置为 $P_a(x(t), y(t), z(t))$ 。依据轮廓误差定义, 设实际位置 $P_a(x(t), y(t), z(t))$ 到期望轮廓轨迹上的最短距离为 $\overrightarrow{P_a P_c}$, 即轮廓误差 ε_c 等于 $|\overrightarrow{P_a P_c}|$, 这里 $P_c(x_c(t), y_c(t), z_c(t))$ 即 t 时刻的轮廓误差点。依据式(6-4)可得 $r_{c1}(x, y, z)$ 为

$$r_{c1}(x, y, z) = \frac{f_1(x, y, z)}{\sqrt{f_{1x}^2 + f_{1y}^2 + f_{1z}^2}} = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2} - R_d \quad (6-5)$$

$r_{c2}(x, y, z)$ 为

$$r_{c2}(x, y, z) = \frac{f_2(x, y, z)}{\sqrt{f_{2x}^2 + f_{2y}^2 + f_{2z}^2}} = \frac{y - x}{\sqrt{2}} \quad (6-6)$$

由于期望轮廓轨迹处于圆球面与平面相交线上，其中平面过Z轴且与X轴、Y轴均成 $\pi/4$ 的夹角，因此可构造路程坐标 r_m 如下

$$r_m(x, y, z) = R_d \text{atan2}(\sqrt{x^2 + y^2}, z) \quad (6-7)$$

任给 R_d 一个正常数值，式(6-5)(6-6)(6-7)所定义的全局任务坐标系 (r_{c1}, r_{c2}, r_m) 大致如图6-1所示。其中， $r_{c1} = -1, 0, 1, 2$ 、 $r_{c2} = -1, 0, 1, 2$ 、 $r_m = 0, R_d\pi/12, R_d\pi/6$ 分别代表蓝色圆球面系列、绿色平面系列以及粉色平面系列。

6.2.2 系统动力学

n 自由度刚性连接的机械臂动力学方程（也即式(6-4)）也可以被写为

$$\mathbf{M}(\mathbf{q}, \theta) \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \theta) \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{G}(\mathbf{q}, \theta) = \mathbf{u} + \mathbf{d}_1 + \tilde{\mathbf{d}} \quad (6-8)$$

其中 $\mathbf{d}_1 = [d_{l1}, d_{l2}, \dots, d_{ln}]^T$ 是 $\mathbf{f}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{t})$ 的名义值矢量，且 $\tilde{\mathbf{d}} = \mathbf{f} - \mathbf{d}_1$ 。所提的全局任务坐标系 $\mathbf{r}$ 满足

$$\dot{\mathbf{r}} = \mathbf{J}\dot{\mathbf{q}}, \quad \ddot{\mathbf{r}} = \mathbf{J}\ddot{\mathbf{q}} + \dot{\mathbf{J}}\dot{\mathbf{q}} \quad (6-9)$$

其中 $\mathbf{J} = \partial \mathbf{h}(\mathbf{q}) / \partial \mathbf{q} \in R^{n \times n}$ 是雅克比矩阵。假设在有限空间 $q \in \Omega_q$ ，映射 $\mathbf{h}(\mathbf{q}) : \Omega_q \rightarrow \Omega_r$ 是一一对应关系，并且雅克比矩阵 $\mathbf{J}$ 是非奇异的。联立(6-8)和(6-9)，可将笛卡尔坐标系里的动力学变换到所提的全局任务坐标系中，得到任务空间下的系统动力学如下：

$$\mathbf{M}_t(\mathbf{r}, \theta) \ddot{\mathbf{r}} + \mathbf{B}_t(\mathbf{r}, \theta) \dot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_t(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \theta) \dot{\mathbf{r}} + \mathbf{G}_t(\mathbf{r}, \theta) = \mathbf{u}_t + \mathbf{d}_t + \tilde{\Delta} \quad (6-10)$$

其中

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_t &= \mathbf{J}^{-T} \mathbf{M} \mathbf{J}^{-1}, \quad \mathbf{B}_t = \mathbf{J}^{-T} \mathbf{C} \mathbf{J}^{-1}, \quad \mathbf{C}_t = -\mathbf{J}^{-T} \mathbf{M} \dot{\mathbf{J}} \mathbf{J}^{-1}, \\ \mathbf{G}_t &= \mathbf{J}^{-T} \mathbf{G}, \quad \mathbf{u}_t = \mathbf{J}^{-T} \mathbf{u}, \quad \mathbf{d}_t = \mathbf{J}^{-T} \mathbf{d}_n, \quad \tilde{\Delta} = \mathbf{J}^{-T} \tilde{\mathbf{d}} \end{aligned} \quad (6-11)$$

易知动力学(6-10)中有如下特性^[158]：

(P1) 在任何有限工作空间 $\mathbf{q} \in \Omega_q$ 内， $\mathbf{M}_t$ 是对称正定矩阵，其中

$$\mu_1 \mathbf{I} \leq \mathbf{M}_t \leq \mu_2 \mathbf{I}, \quad \forall \mathbf{q} \in \Omega_q, \quad (6-12)$$

其中， μ_1 和 μ_2 是两个正标量。

(P2) 根据在(6-11)的定义式， $\mathbf{N}_t = \dot{\mathbf{M}}_t - 2\mathbf{C}_t$ 是斜对称矩阵，也即， $\mathbf{s}^T \mathbf{N}_t \mathbf{s} = 0, \forall \mathbf{s}$ 。

(P3) 在(6-10)中， $\mathbf{M}_t$ ， $\mathbf{B}_t$ ， $\mathbf{C}_t$ ， $\mathbf{G}_t$ ， $\mathbf{d}_t$ 和 $\mathbf{u}_t$ 等相关的多项式可以被未知参数矢量 $\theta \in R^p$ 线性参数化。

一般来说, 参数矢量 θ 未知, 比如机械臂的负载常常根据加工任务而改变。然而, 参数不确定性的范围却是可以预知的。所以, 我们可以做如下假设:

假设 6.1: 参数非线性和不确定非线性的范围是已知的, 具体表现为

$$\begin{aligned}\theta &\in \Omega_\theta \triangleq \{\theta : \theta_{min} \leq \theta \leq \theta_{max}\} \\ \tilde{\Delta} &\in \Omega_\Delta \triangleq \{\tilde{\Delta} : \|\tilde{\Delta}\| \leq \delta_\Delta\}\end{aligned}\quad (6-13)$$

其中 θ_{min} 和 θ_{max} 是已知的常数向量, 并且 δ_Δ 是已知函数。

控制目标是构建一个控制输入 $\mathbf{u}_t$, 使得实际运动点 $\mathbf{q}$ 渐近跟踪期望轮廓上的期望运动点 $\mathbf{q}_d(t)$ 。在所提的任务坐标系(6-4)中, 此目标通过使 $\mathbf{r}_c$ 逼近于零、 $\mathbf{r}_m$ 跟踪期望轨迹 $\mathbf{r}_{md}(t) = \mathbf{r}_m(\mathbf{q}_d(t))$ 来实现。

6.3 高维系统的自适应鲁棒轮廓运动控制器(ARC)设计

令 $\hat{\theta}_r$ 为 θ_r 的估计值, $\tilde{\theta}_r$ 为估计误差 (即 $\tilde{\theta}_r = \hat{\theta}_r - \theta_r$)。根据(6-13), 各个参数估计均是有界的, 因此我们采用如下的非连续投影式参数自适应律:

$$\dot{\hat{\theta}}_r = Proj_{\hat{\theta}_r}(\Gamma\tau) \quad (6-14)$$

其中 $\Gamma > 0$ 为对角矩阵, τ 为自适应函数。非连续投影 $Proj$ 的定义见第三章的(3-12), 显然性质(P4) (即(3-13))、性质(P5) (即(3-14))均成立。

接下来详述高维系统的自适应鲁棒精密轮廓运动控制器的设计。首先定义一个类似滑模面的变量为

$$\mathbf{s} = \dot{\mathbf{e}} + \Lambda\mathbf{e} = \dot{\mathbf{r}} - \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \quad \dot{\mathbf{r}}_{eq} \triangleq \dot{\mathbf{r}}_d - \Lambda\mathbf{e} \quad (6-15)$$

其中 $\mathbf{e} = \mathbf{r}(t) - \mathbf{r}_d(t)$ 为输出跟踪误差, $\Lambda > 0$ 为对角矩阵。定义一个半正定函数

$$V(t) = \frac{1}{2}\mathbf{s}^T\mathbf{M}_t(\mathbf{r})\mathbf{s} \quad (6-16)$$

微分 V 可以得到

$$\dot{V}(t) = \mathbf{s}^T[\mathbf{u}_t - \mathbf{M}_t\ddot{\mathbf{r}}_{eq} - \mathbf{B}_t\dot{\mathbf{r}} - \mathbf{C}_t\dot{\mathbf{r}}_{eq} - \mathbf{G}_t(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{d}_t + \tilde{\Delta}] \quad (6-17)$$

其中 $\ddot{\mathbf{r}}_{eq} \triangleq \ddot{\mathbf{r}}_d - \Lambda\dot{\mathbf{e}}$, 并且(P2)被用来消去 $\frac{1}{2}\mathbf{s}^T\dot{\mathbf{M}}_t\mathbf{s}$ 这一项。根据(P3)可定义

$$\mathbf{M}_t\ddot{\mathbf{r}}_{eq} + \mathbf{B}_t\dot{\mathbf{r}} + \mathbf{C}_t\dot{\mathbf{r}}_{eq} + \mathbf{G}_t - \mathbf{d}_t = -\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\theta \quad (6-18)$$

其中 $\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})$ 是已知函数矩阵, 通常称为回归量。因此(6-17)可被简写为

$$\dot{V}(t) = \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_t + \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\theta + \tilde{\Delta}] \quad (6-19)$$

考虑到(6-19)的结构, 我们设计直接自适应鲁棒控制器如下:

$$\mathbf{u}_t = \mathbf{u}_a + \mathbf{u}_s, \quad \mathbf{u}_a = -\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\hat{\theta} \quad (6-20)$$

其中 $\mathbf{u}_a$ 是可调模型补偿部分, 用来对名义系统进行完美跟踪; $\mathbf{u}_s$ 是鲁棒控制项。将(6-20)代入(6-19), 简化表达式可得

$$\dot{V}(t) = \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_s - \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\tilde{\theta} + \tilde{\Delta}] \quad (6-21)$$

鲁棒控制项 $\mathbf{u}_s$ 由两项组成:

$$\mathbf{u}_s = \mathbf{u}_{s1} + \mathbf{u}_{s2}, \quad \mathbf{u}_{s1} = -\mathbf{K}\mathbf{s} \quad (6-22)$$

其中 $\mathbf{u}_{s1}$ 是用来稳定名义系统的, 它是一个具有对称正定矩阵 $\mathbf{K}$ 的简单比例反馈。 $\mathbf{u}_{s2}$ 是用来减弱所有不确定性影响的鲁棒项。考虑到假设6.1和(P4), 存在 $\mathbf{u}_{s2}$ 使得下述两条件成立

$$\begin{aligned} i \quad & \mathbf{s}^T \left\{ \mathbf{u}_{s2} - \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\tilde{\theta} + \tilde{\Delta} \right\} \leq \eta \\ ii \quad & \mathbf{s}^T \mathbf{u}_{s2} \leq 0 \end{aligned} \quad (6-23)$$

其中 η 为任意小的常数。满足(6-23)条件的光滑函数范例是 $\mathbf{u}_{s2} = -\frac{1}{4\eta}H^2\mathbf{s}$, 其中 H 是满足 $H \geq \|\theta_M\| \|\Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\| + \delta_\Delta$ 和 $\theta_M = \theta_{max} - \theta_{min}$ 的光滑函数。由此, 我们可以得到如下理论结果:

定理 6.1: 假设(6-14)中的自适应函数被选择为

$$\tau = \Psi^T(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{eq}, \ddot{\mathbf{r}}_{eq})\mathbf{s} \quad (6-24)$$

那么, 所提的高维系统自适应鲁棒轮廓运动控制器(6-20)(6-22)可以保证:

A. 一般来说, 闭环系统的所有信号均有界。而且, 在(6-16)中定义的半正定函数 $V(t)$ 被界定如下

$$V(t) \leq \exp(-\lambda t)V(0) + \frac{\eta}{\lambda}[1 - \exp(-\lambda t)] \quad (6-25)$$

其中 $\lambda = 2\sigma_{\min}(\mathbf{K})/\mu_2$, $\sigma_{\min}(\cdot)$ 表示矩陣的最小特徵值。注意到 $\mathbf{K}$ 是对称正定的, $\sigma_{\min}(\mathbf{K})$ 是实数并且正定。

B. 假设在有限时间 t_0 后, 系统只存在参数不确定性, 即 $\tilde{\Delta} = 0, \forall t \geq t_0$ 。那么, 除了能得到结果 A, 还能在理论上保证最终稳态轮廓误差趋近于零, 即在 $t \rightarrow \infty$ 的时候, $\mathbf{e} \rightarrow 0$ 和 $\mathbf{s} \rightarrow 0$ 。

证明: 由(P1) 可得

$$\frac{1}{2}\mu_1\|\mathbf{s}\|^2 \leq V \leq \frac{1}{2}\mu_2\|\mathbf{s}\|^2 \quad (6-26)$$

由(6-21), (6-22), (6-23) 的条件i和(6-26), 可以得到

$$\begin{aligned} \dot{V}(t) &= -\mathbf{s}^T \mathbf{K} \mathbf{s} + \mathbf{s}^T [\mathbf{u}_{s2} - \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{\text{eq}}, \ddot{\mathbf{r}}_{\text{eq}}) \tilde{\theta} + \tilde{\Delta}] \\ &\leq -\sigma_{\min}(\mathbf{K})\|\mathbf{s}\|^2 + \eta \\ &= -\lambda V + \eta \end{aligned} \quad (6-27)$$

由此可得到(6-24), 定理6.1的结果A证毕。现考虑结果B, 即 $\tilde{\Delta} = 0, \forall t \geq t_0$ 的情况。选择正定函数 $V_\theta(t)$ 如下

$$V_\theta(t) = V(t) + \frac{1}{2} \tilde{\theta}^T \Gamma^{-1} \tilde{\theta} \quad (6-28)$$

由(6-27), (6-23)的条件ii以及(P5), 可得

$$\begin{aligned} \dot{V}_\theta(t) &\leq -\mathbf{s}^T \mathbf{K} \mathbf{s} - \mathbf{s}^T \Psi(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{\text{eq}}, \ddot{\mathbf{r}}_{\text{eq}}) \tilde{\theta} + \tilde{\theta}^T \Gamma^{-1} \dot{\tilde{\theta}} \\ &= -\mathbf{s}^T \mathbf{K} \mathbf{s} + \tilde{\theta}^T [\Gamma^{-1} \dot{\tilde{\theta}} - \Psi^T(\mathbf{r}, \dot{\mathbf{r}}, \dot{\mathbf{r}}_{\text{eq}}, \ddot{\mathbf{r}}_{\text{eq}}) \mathbf{s}] \\ &\leq -\mathbf{s}^T \mathbf{K} \mathbf{s} \end{aligned} \quad (6-29)$$

可知 $\mathbf{s} \in L_2 \cap L_\infty$ 。易知 $\dot{\mathbf{s}}$ 有界且 $\mathbf{s}$ 一致连续, 则根据Barbalat引理可知, 当 $t \rightarrow \infty$ 时, $\mathbf{s} \rightarrow 0$ 。证毕。 ■

6.4 本章小结

1、提出了高维系统 (n 维) 的任务坐标系构建方法。将期望轮廓曲线看做是 m 个曲面相交的结果, 由此构造全局任务坐标系, 它由轮廓误差矢量和路程矢量组成。其中, 轮廓误差矢量是实际运动点到各个曲面的最短距离, 用以约束实际运动点准确地运行在期望轮廓曲线上; 路程矢量则用以驱动实际运动点跟踪期望运动点。

2、将笛卡尔坐标系里的系统动力学转换到任务坐标系中, 考虑到任务空间中的动力学具有强耦合、参数不确定性、不确定非线性以及外干扰, 设计出针对高维系统的基于全

局任务坐标系的自适应鲁棒精密轮廓运动控制器。理论上,该控制器能保证系统的轮廓运动控制具有一定的鲁棒瞬态性能和稳态控制精度。此外,若系统只存在参数不确定性,所设计的控制器还能够实现轮廓运动跟踪的渐近稳定性,即轮廓误差和跟踪误差均趋近于零。

3、针对高维系统提出的基于全局任务坐标系的轮廓运动控制器有如下优点: a. 轮廓误差计算模型具有准确、简单、适宜实时控制的特点。 b. 所采用的控制方法不再局限于线性系统,可以有效处理高维轮廓运动控制中的强耦合非线性的影响。 c. 所提出的控制器具有较强的抗干扰能力和性能鲁棒性。所提的高维轮廓控制思路具有普遍意义,它的应用不仅限于多轴机床,也可以用于其它多自由度系统,比如多轴机械臂等。所提方法的缺点是:所构建的全局任务坐标系目前还没有保证在期望轮廓上各个任务坐标的正交性,即坐标变换的雅克比矩阵不是单位酉矩阵。这也是我们以后的研究工作需要解决的一个重点。

第七章 总结与展望

7.1 论文总结

本论文针对工业界高速高精度大曲率轮廓加工的难题，提出了一种基于全局任务坐标系的精密轮廓运动控制方法。该方法首先给出一种新的适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型，并基于该模型构建出新的正交全局任务坐标系，然后考虑实际机电系统动力学模型所具有的参数不确定性、不确定非线性以及干扰，直接基于全局任务坐标系下的强耦合非线性系统动力学模型，设计出具有强协调能力和抗干扰能力的高性能轮廓运动控制器。该方法所采用的任务坐标系较之传统的任务坐标系具有轮廓误差计算准确、便于速度规划、适宜实时控制等优点，所采用的控制算法较之当前多轴系统常用的控制算法具有协调能力强、抗干扰能力强、轮廓运动控制精度高等优点，解决了两维系统的高速高精度大曲率轮廓运动控制问题，并为高维系统的精密轮廓运动控制提供了理论框架。所提轮廓运动控制方法有望被广泛应用于各种精密多轴运动系统中。

论文首先通过绪言归纳出“基于全局任务坐标系的精密轮廓运动控制研究”面临的主要问题：

1、如何得到适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型和相应的全局任务坐标系。

轮廓误差是依赖于期望轮廓形状的几何概念，与期望运动点和跟踪误差没有关系。目前实时控制所用到的轮廓误差计算模型均是对实际轮廓误差的近似计算，而且往往依赖于期望运动点与各轴跟踪误差，从本质上将原本与期望运动没有关系的轮廓误差变成了一个与时间和期望运动相关的量；现有的任务坐标系也往往是基于期望运动点所构建的局部任务坐标系，导致坐标系中的轮廓误差计算不准而且与时间和期望运动相关。因而，现有的轮廓误差计算模型与任务坐标系都是在各轴的位置跟踪误差非常小（与期望轮廓曲率半径相比较）的前提下才适用，无法满足高速大曲率轮廓运动控制时的高性能要求。

2、如何设计切实有效的基于全局任务坐标系的精密轮廓运动控制器。

现有的轮廓运动控制器往往是基于传统的线性时不变控制理论，没有综合考虑实际机电系统模型所具有的参数不确定性、不确定非线性以及外干扰，也无法有效应对任务坐标系下的非线性系统动力学中的强耦合影响，导致最终的轮廓运动控制器的性能鲁棒性不强、实际轮廓运动控制精度不高，无法满足高性能的轮廓运动控制要求。

3、如何在精密轮廓运动控制中对实际多轴系统常具有的典型非线性进行有效补偿。

实际机械系统模型中存在着许多典型的非线性，比如直线电机中的定位力、机械连接件中的死区，容易导致系统控制精度低、极限环甚至系统不稳定，在精密运动控制中更是

不可轻易忽略。如何对多轴机械系统中的典型非线性进行有效补偿以进一步提高轮廓运动控制精度，是一个值得重视的问题。

基于以上分析，本论文在以下研究方面取得了进展：

一、适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型和正交全局任务坐标系研究

1、提出了一种新的适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型——该模型精确到真实轮廓误差的一阶近似值，对比传统实时轮廓运动控制上常用的近似计算模型，具有简单、准确的特点。该轮廓误差计算模型只依赖于期望轮廓的几何形状，与期望运动点和各轴的跟踪误差无关，真实的反映了轮廓误差的本质特性。

2、建立了一种新的全局任务坐标系。给出了全局任务曲线坐标的数学表达式——与传统常用的局部任务坐标系依附于期望运动点不同，该全局任务坐标系只与期望轮廓的几何形状有关。该任务坐标系能保证各任务曲线坐标在期望轮廓上的局部正交性，其中一个任务坐标轴直接对应轮廓误差，便于保证实际运动点准确的运行在期望轮廓上，而另外一个任务坐标轴对应运动路程，便于保证运动点能够沿着期望轮廓跟踪期望运动点。该任务坐标系的优点如下：a. 轮廓误差计算模型准确；b. 便于速度规划；c. 适宜实时控制；d. 便于控制器设计以分配各个任务坐标的动力学，使轮廓误差动力学的刚性较强以保证轮廓误差尽可能小，使运动路程跟踪动力学的刚性较弱以节省硬件资源和避免潜在的不稳定因素的影响。

3、设计了简易自适应鲁棒轮廓运动控制器。该控制器能较好的处理模型不确定性和强耦合的影响，理论上该控制器可以实现一定的鲁棒瞬态性能，并且在模型不确定性为常数时可实现渐近轮廓跟踪和实际中趋于零的稳态轮廓误差。

4、基于所提的全局任务坐标系的轮廓运动控制器在实验中能达到良好的轮廓跟踪性能：在高速圆轮廓运动控制中，该控制器在初始状态误差很大的情况下依然跟踪良好，而局部任务坐标系对应的轮廓控制器则会不稳定；在高速大曲率椭圆轮廓运动控制中亦能取得良好效果——直线电机系统以角速度 $\omega = 7\text{rad/s}$ 、最大速度 $v_{\max} = 1.4\text{m/s}$ 、最大加速度 $a_{\max} = 9.8\text{m/s}^2$ 来跟踪一个长轴 0.2m 、短轴 0.02m 的椭圆时，局部任务坐标系能取得的轮廓误差的均方根值为 $5.66\mu\text{m}$ ，而全局任务坐标系能取得的轮廓误差的均方根值为 $2.20\mu\text{m}$ ，最大轮廓误差为 $6.73\mu\text{m}$ ，其轮廓误差均方根值比局部任务坐标系降低了61.1%。实验结果证明所提的全局任务坐标系是解决高速高精度大曲率轮廓运动控制问题的良好途径。

二、基于全局任务坐标系的精密轮廓运动控制方法研究

1、针对全局任务坐标系下的强耦合非线性系统动力学模型，考虑了实际多轴系统常具有的参数不确定性、不确定非线性以及外干扰，设计出基于全局任务坐标系的直接自适

应鲁棒轮廓运动控制器和直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器。理论上,这两种轮廓运动控制器均能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态轮廓控制精度,并在只存在参数不确定性时,能保证轮廓运动控制的渐近稳定性,即轮廓误差和位置跟踪误差均趋近于零。

2、除了能取得良好的轮廓运动控制性能外,基于全局任务坐标系的直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器可以采用收敛率更快的参数估计算法(如最小二乘法)来构建参数自适应律,从理论上讲,一旦持续激励(PE)条件满足,参数估计将收敛于物理参数的真实值。

3、在实验研究中,所提出的基于全局任务坐标系的直接自适应鲁棒轮廓运动控制器和直接/间接集成自适应鲁棒轮廓运动控制器,在有负载和无负载时,均能取得良好的轮廓运动控制性能——其轮廓误差均方根值均在 $2.5\mu m$ 左右;在有外部干扰时,轮廓误差亦只是在干扰出现和消失的瞬间有所跳变。这些结果表明所设计的轮廓运动控制器在系统具有参数不确定性和外干扰时,均具有良好的轮廓运动控制性能。

4、在实验研究中,所提出的基于全局任务坐标系的直接/间接集成自适应鲁棒轮廓控制器(DIARC)还能保证参数估计收敛于其物理参数的真实值。该功能可以被运用来做机械运行状况的监测和故障诊断。

三、精密多轴轮廓运动控制中的非线性补偿研究

为进一步提高轮廓运动控制精度,可考虑对实际多轴机电系统常存在的典型非线性进行补偿。具体以直线电机的定位力和机械连接件中的死区为例,分述如下:

1、定位力: a. 针对直线电机中的定位力,设计了定位力测量系统并提出了补偿方案,最终构建出含定位力补偿的精密轮廓运动控制器。理论上,在系统存在参数不确定性和不确定非线性及各种干扰时,所提的带定位力补偿的轮廓运动控制器能够保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态控制精度。当系统只存在参数不确定性时,该控制器能够保证轮廓运动控制的渐近稳定性,即稳态轮廓误差和跟踪误差均趋近于零。 b. 实验研究验证了所提的定位力补偿的有效性:有定位力补偿比没有定位力补偿,轮廓误差降低30%左右。同时也证明了所提出的含定位力补偿的轮廓运动控制器能够实现高速高精度轮廓运动控制:以角速度 $w = 7rad/s$ 、最大速度 $v_{max} = 1.4m/s$ 、最大加速度 $a_{max} = 9.8m/s^2$ 来跟踪一个长轴 $0.2m$ 、短轴 $0.1m$ 的椭圆时,轮廓误差的均方根值为 $2.70\mu m$,最大轮廓误差为 $8.85\mu m$ 。

2、死区: a. 针对一类含未知死区输入的不确定非线性系统,在死区输出不可测、系统具有参数不确定性和不确定非线性的情况下,提出了一种直接/间接集成自适应鲁棒控制(DIARC)方法,理论上能够获得一定的鲁棒瞬态性能和稳态跟踪精度。当系统只存在参数不确定性和未知死区时,该控制器还能实现输出渐近稳定跟踪,即输出跟踪误差趋近于零——这是之前死区研究均没能达到的理论结果。 b. 所提的直接/间接集成自适应鲁棒控制

器通过对实际工作区间的实时监测,只在持续激励(PE)条件满足时做参数自适应,可实现对参数的准确估计,即系统中各个参数(包括死区的参数)估计均收敛于各自的真实值。该方法解决了死区未知且输出不可测时的死区参数准确辨识问题。c. 实验研究证明所提控制器能够实现死区的完美补偿——控制器在有死区和没死区的情况,实际输出跟踪性能差不多。实验研究也证明了在精密运动控制中,死区往往不可忽略,应考虑对死区进行补偿。d. 当多轴机械系统中存在典型的未知死区非线性时,先针对每个单轴设计含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制器,得到死区的各个参数的估计值,然后直接利用该估计值设计每个单轴的死区逆以实现死区的完美补偿,之后的轮廓运动控制器设计与第三章、第四章所述内容完全一致。当多轴系统中的死区和定位力均不可忽略时,可先通过本章的方法辨识出死区参数以直接构造死区逆,然后可按第四章的步骤设计同时含定位力和死区补偿的轮廓运动控制器。

四、高维系统的轮廓运动控制研究

1、提出了高维系统(n 维)的任务坐标系构建方法。将期望轮廓曲线看做是 m 个曲面相交的结果,由此构造全局任务坐标系,它由轮廓误差矢量和路程矢量组成。其中,轮廓误差矢量是实际运动点到各个曲面的最短距离,用以约束实际运动点准确地运行在期望轮廓曲线上;路程矢量则用以驱动实际运动点跟踪期望轮廓上的期望运动点。

2、将笛卡尔坐标系里的系统动力学变换到任务坐标系中,考虑到任务空间中的动力学具有强耦合、参数不确定性、不确定非线性以及外干扰,设计出针对高维系统的基于全局任务坐标系的自适应鲁棒精密轮廓运动控制器。理论上,该控制器能保证一定的鲁棒瞬态性能和稳态控制精度。此外,若系统只存在参数不确定性,所设计的控制器还能够实现轮廓运动跟踪的渐近稳定性,即轮廓误差和跟踪误差均趋近于零。

3、针对高维系统提出的基于全局任务坐标系的轮廓运动控制器有如下优点: a. 轮廓误差计算模型具有准确、简单、适宜实时控制的特点。 b. 所采用的控制方法不再局限于线性系统,可以有效处理高维轮廓运动控制中的强耦合非线性的影响。 c. 所提出的控制器具有较强的抗干扰能力和性能鲁棒性。所提的高维轮廓控制思路具有普遍意义,它的应用不仅限于多轴机床,也可以用于其它多自由度系统,比如多轴机械臂等。所提方法的缺点是:所构建的全局任务坐标系目前还没有保证在期望轮廓上各个任务坐标的正交性,即坐标变换的雅克比矩阵不是单位正交矩阵。这也是我们以后的研究工作需要解决的一个重点。

7.2 论文创新点

以下阐述本论文的创新点,同时列出支撑这些创新点的主要论文。

一、提出了适用于实时控制的轮廓误差精确计算模型和正交全局任务坐标系。

所提轮廓误差计算模型精确到真实轮廓误差的一阶近似值, 对比实时轮廓运动控制中常用的近似计算模型, 具有简单、准确的特点; 所提出的正交全局任务坐标系, 对比传统上常用的局部任务坐标系, 具有轮廓误差计算准确、便于速度规划和控制器设计、适宜实时控制的特点。理论和实验研究均表明, 所提的轮廓误差计算模型和全局任务坐标系是解决高速高精度大曲率轮廓运动控制问题的有效途径。

相关支撑论文如下:

1. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Coordinated adaptive robust contouring controller design for an industrial biaxial precision gantry, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 15, no. 5, pp. 728-735, October 2010.
2. B. Yao, **C. Hu**, and Q. Wang. An orthogonal global Task coordinate frame for contouring control of biaxial systems, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2011. (录用)
3. **C. Hu**, B. Yao and Q. Wang. Adaptive robust contouring control of biaxial systems based on a global task coordinate frame, *IEEE/ASME Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, pp. 750-755, Canada, July 2010.
4. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Contouring control of a biaxial precision gantry driven by linear motors based on a global task coordinate frame, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2010. (在审)

二、提出了一套基于全局任务坐标系的自适应鲁棒精密轮廓运动控制方法。

所提的控制方法能够有效处理全局任务坐标系下的系统动力学所具有的强耦合、参数不确定性、不确定非线性以及外干扰的影响, 理论上保证了一定的鲁棒瞬态性能和稳态控制精度。当系统动力学只存在参数不确定性时, 该控制方法理论上还可实现轮廓运动控制的渐近稳定性和趋近于零的稳态轮廓误差。另外, 所设计的基于全局任务坐标系的直接/间接自适应鲁棒轮廓运动控制器可以采用收敛率更快的参数估计算法(如最小二乘法)来构建参数自适应律, 在实际中能实现准确的参数估计。实验研究验证了以上结论, 并证明所提控制方法具有较强的抗干扰能力和协调能力, 且能实现高速高精度大曲率轮廓跟踪。

相关支撑论文如下:

1. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Integrated direct/indirect adaptive robust contouring control of a biaxial precision gantry with accurate parameter estimations, *Automatica*, vol. 46, no. 4, pp. 701-707, April 2010.

2. **C. Hu**, B. Yao, Z. Chen and Q. Wang. Adaptive robust repetitive control of an industrial biaxial precision Gantry for Contouring Tasks, *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 2010. (录用)
3. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Global TCF based adaptive robust contouring control of a biaxial precision gantry with accurate parameter estimations, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2010. (在审)
4. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Global TCF based contouring controller design for a biaxial precision Gantry with accurate parameter estimations, *American Control Conference*, San Francisco, USA, 2011. (在审)

三、提出了精密多轴轮廓运动控制框架下的定位力补偿和死区补偿方案

针对直线电机中的定位力, 设计了定位力测量系统并提出了补偿方案, 最终构建出含定位力补偿的精密轮廓运动控制器。实验研究验证了所提的定位力补偿方案的有效性: 有定位力补偿比没有定位力补偿, 轮廓误差降低30%左右。

设计了含死区补偿的直接/间接集成自适应鲁棒控制方法, 针对一类含未知死区输入的不确定非线性系统能实现输出渐近稳定跟踪, 并解决了死区未知且输出不可测时的死区参数准确辨识问题, 由此构造死区逆进而实现了对死区的有效补偿, 为精密多轴轮廓运动控制中的死区补偿提供了新的方案。

其中定位力补偿相关的支撑论文如下:

1. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Coordinated adaptive robust contouring control of an industrial biaxial precision gantry with cogging force compensations, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 57, no. 5, pp. 1746-1754, May 2010.
2. B. Yao, **C. Hu**, L. Lu and Q. Wang. Adaptive robust precision motion control of a high-speed industrial gantry with cogging force compensations, *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 2010. (录用)
3. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Desired compensation adaptive robust contouring control of an industrial biaxial precision gantry subject to cogging forces, *ASME Dynamic System and Control Conference*, pp.1-8, (Hollywood, USA), October 2009.
4. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Global TCF based adaptive robust contouring control of a high-speed biaxial gantry with cogging force compensations, *Control Engineering Practice*, 2010. (在审)

5. 一种永磁直线电机定位力测量系统. 发明人: 王庆丰, 胡楚雄, 陈正, 姚斌, 李聪. 申请号/专利号: 201010040094.7; 申请日: 2010年1月20日. 公开号: CN101769802A, 公开日: 2010年7月7日.

死区补偿相关的支撑论文如下:

1. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Adaptive robust precision motion control of systems with unknown input dead-zones: a case study with comparative experiments, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2010, Digital Object Identifier: 10.1109/TIE.2010.2066535.
2. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Integrated direct/indirect adaptive robust control of a class of nonlinear systems preceded by unknown dead-zone nonlinearity, *IEEE Conference on Decision and Control*, pp.6626-6631, Shanghai, December 2009.
3. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. A case study for adaptive robust precision motion control of systems preceded by unknown dead-zones with comparative experiments, *11th IEEE Workshop on Advanced Motion Control*, pp.383-388, Japan, March 2010.
4. **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Integrated direct/indirect adaptive robust control of a class of nonlinear systems with non-symmetric dead-zone input, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2010. (在审)

7.3 研究展望

论文的研究工作取得了一些有益的成果,但是由于客观条件限制以及个人能力的原因,尚有一些不够完善之处有待解决,亦有一些较有意义的相关扩展研究没来得及开展。在此,谨从个人角度对这些后续工作进行简单展望,为后来者的研究提供一些可能的借鉴。

就本论文所提出的基于全局任务坐标系的精密轮廓运动控制方法而言,还有以下问题值得进一步研究: a. 论文建立了两维系统的轮廓误差精确计算模型和全局任务坐标系,在两维系统的高速大曲率轮廓运动控制中取得了良好的效果。对高维系统,虽然论文也给出了轮廓误差计算模型并构建了相应的全局任务坐标系,但是具体工作还有待细化,尤其是如何保证全局任务曲线坐标在期望轮廓轨迹上的局部正交性,尚未能完全解决。b. 论文提出的基于任务坐标系的自适应鲁棒轮廓运动控制器,理论和实验上都获得了良好的结果,但是控制器设计所针对的系统都是二阶系统,如何针对高阶被控对象设计自适应鲁棒轮廓运动控制器还有待进一步探究。c. 论文提出了含死区补偿的运动控制器,针对一类含未知死区输入的不确定非线性系统实现了输出渐近稳定跟踪,并能在线估计出死区参数的真实

值。实际机械系统还存在许多其它的干扰及硬非线性现象，比如齿隙、迟滞等，如何对这些复杂非线性进行有效补偿并设计出相应的高性能轮廓运动控制器，也是一个值得深入研究的课题。

就应用层面而言，本研究成果适用于两维平面轮廓加工系统，比如激光雕刻机、线切割机、平面扫描测量设备等。但本研究针对的是期望轮廓和期望运动都已给定的情况，而实际高性能轮廓运动控制器往往涉及到路径规划、轨迹规划和实时插补等问题。为进一步提高轮廓控制性能，有必要把所提的轮廓运动控制方法与路径规划、轨迹规划（主要是速度规划）以及实时插补等有机结合起来，设计出更加实用的高性能轮廓运动控制器并应用于实际多轴加工设备，这也是我们下一步研究工作的重点。

附录A：实验系统设计

摘要： 本附录详细介绍了所设计搭建的轮廓运动控制实验系统，并探究了实验系统的物理特性及动力学模型。

A.1 轮廓运动控制实验系统设计

轮廓运动控制实验系统主要由两轴直线电机平台及其驱动器、位移测量传感器、dSPACE（DS1103）系统和减振平台等部分组成，具体硬件系统如图A-1所示。

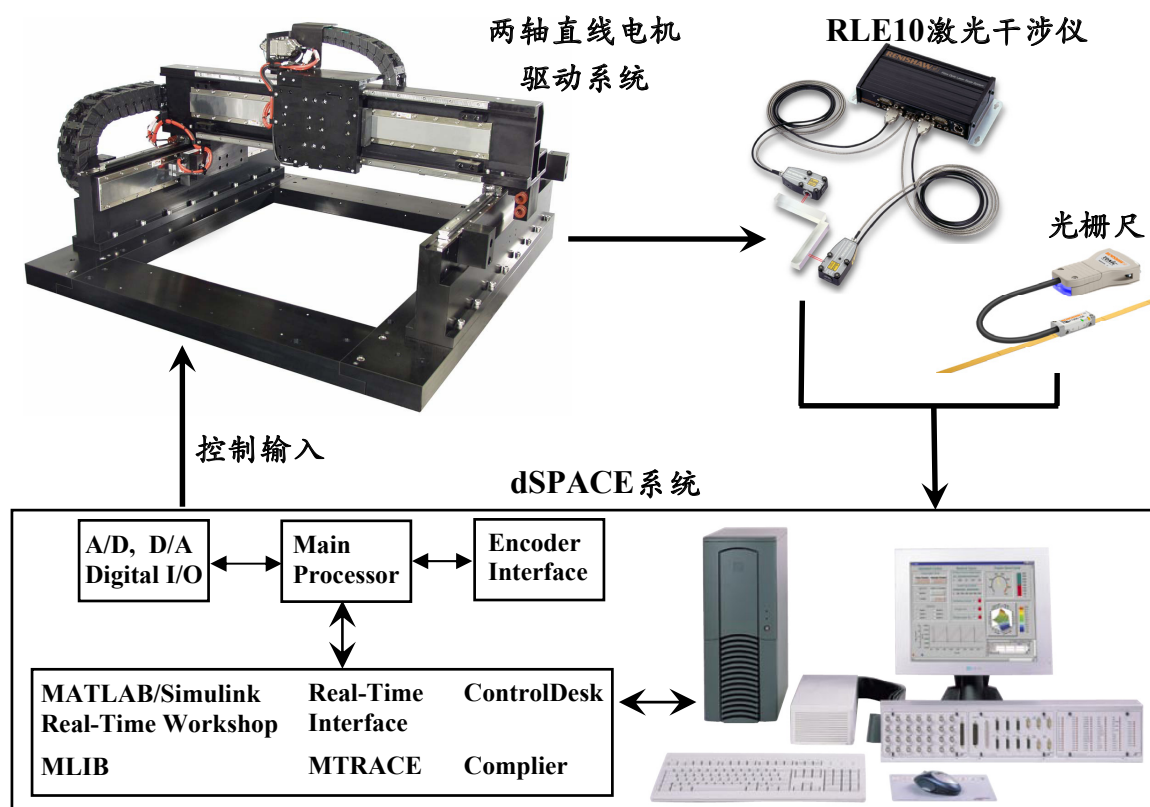


图 A-1 轮廓运动控制实验系统图

控制系统通过dSPACE的D/A口输出电压控制信号，经过电机的功率放大器，转变为驱动电机的电流。在直线电机运动过程中，通过激光位移测量传感器或直线电机平台自带的光栅尺位移传感器可以实时获得直线电机的位移信号，该位移信号通过dSPACE的对应接口传输到工控机中作为实时反馈信号。控制算法通过Matlab/Simulink编程实现，其程序编译成功后形成dSPACE控制面板内的机器代码，并通过dSPACE的ControlDesk软件实现终端控制。以下逐个介绍实验系统的各个硬件。

A.1.1 两轴直线电机平台

目前实验室选用的是Anorad公司的两轴直线电机平台，型号为HERC-510-510-AA1-B-CC2，具体实物参见图A-2、其技术指标参见图A-3。该直线电机平台的两个电机均是LC-50-200铁芯无刷直流直线电机，可以实现X-Y两个方向500mm×500mm的运动距离。X/Y轴的表面平整度为±15μm/±10μm，导轨直线度为±10μm/±15μm，重复定位精度为±5μm。X轴的最大速度为2m/s，最大负载为20kg。两直线电机平台自带分辨率为0.5μm的光栅尺位移传感器。此外，直线电机驱动器为Anorad公司配套的Ultra3000伺服驱动器。

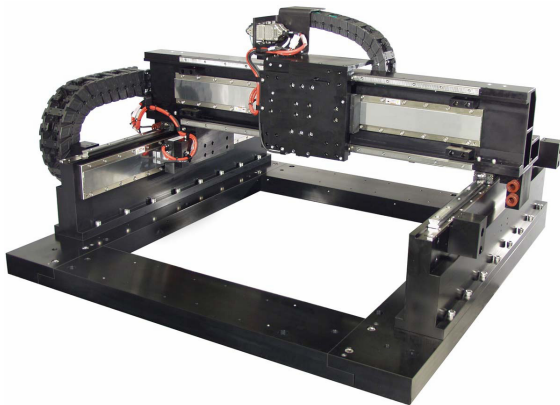


图 A-2 两轴直线电机平台

指标量	单位	两轴直线电机平台
行程 (X/Y)	mm	510/510
电机型号 (X/Y)	-	LC-50-200/ LC-50-200
传感器分辨率 (X/Y)	μm	0.5/0.5
表面平整度 (X/Y)	μm	±15/ ±10
导轨直线度 (X/Y)	μm	±10/ ±15
正角度 (X-to-Y)	arc-sec	±10
重复定位精度	μm	±5
最大速度	m/sec	2.0
X轴上最大负载	kg	20
空载是运动惯量 (X/Y)	kg	6.69/47.4

图 A-3 两轴直线电机平台的技术指标

A.1.2 光栅尺位移传感器与激光位移传感器

直线电机的位移可通过雷尼绍（Renishaw）RLE10激光干涉仪或光栅尺位移传感器来测量。其中光栅尺位移传感器（参见图A-1）直接装在直线电机的两个导轨旁边，其分辨率为0.5nm。激光干涉仪参见图A-1和图A-4，它可实现4m的测量范围，速度测量上限为2m/s，直线度为±10nm，分辨率为20nm，测量精度（带补偿器）为±1ppm。这两个位移测量传感器均能实现实时位置反馈。值得注意的是，本论文主要针对高速轮廓运动跟踪，而光栅尺的位移测量及反馈能够满足高速轮廓运动控制实验的要求，因此全文都是采用光栅尺做实时反馈。激光干涉仪可用来对光栅尺进行标定，也可用来做一些低速高精度的运动控制实验研究，具体参见我们之前在单轴直线电机运动控制方面的研究工作^[159]。

A.1.3 dSPACE系统

dSPACE实时仿真系统是由德国dSPACE公司开发的一套基于MATLAB/Simulink的控制
系统开发及测试的设备，它实现了和MATLAB/Simulink/RTW的完全无缝连接，具有运



图 A-4 激光位移传感器

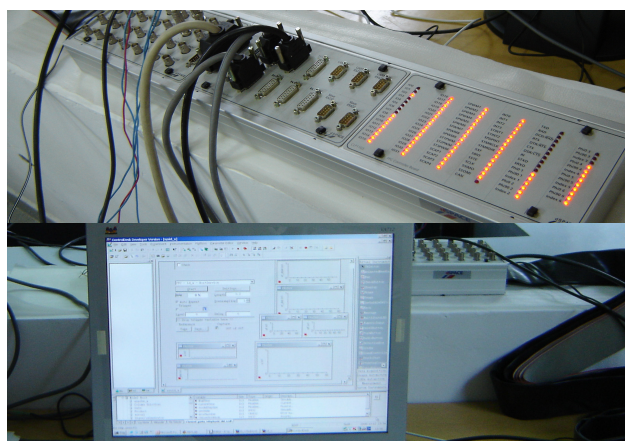


图 A-5 dSPACE控制系统

算速度快、使用方便和界面友好等优点，可以很好地完成控制算法的设计、测试与实现^[160]。图A-5是我们在实验中使用的dSPACE DS1103系统。

A.1.4 隔振平台

为减小外界对实验系统的干扰，我们搭建了一个重约20吨的隔振平台。如图A-6所示，该平台采用两级隔振：外面一层用钢筋水泥铸成，由若干个隔振器支撑；里面一层是一个光学平台，它的下端和侧面均采用若干个小隔振器支撑，以实现与外层之间的二级隔振。

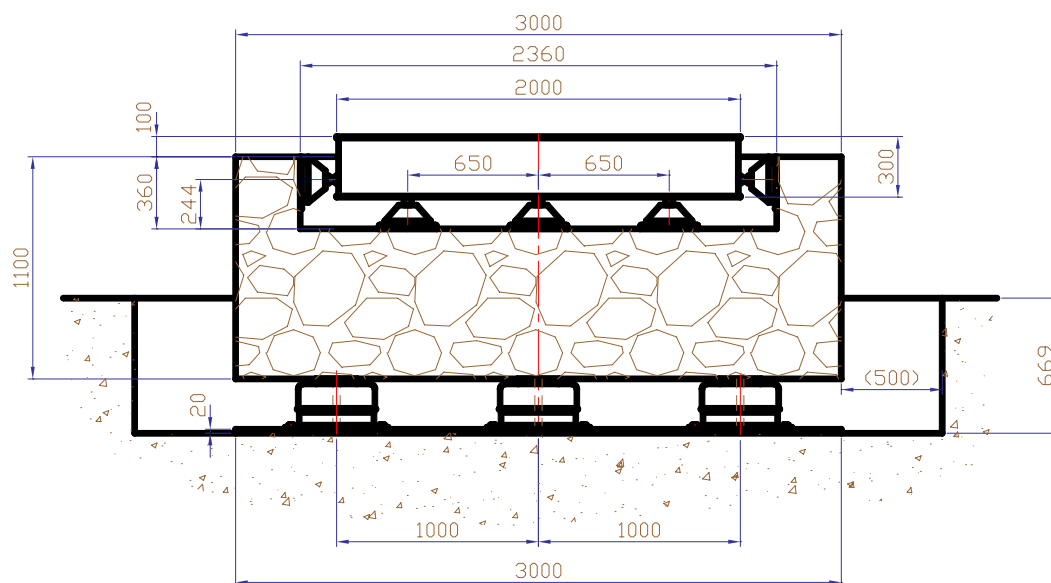


图 A-6 隔振平台

A.2 直线电机系统辨识与建模

本节首先探究直线电机系统的频域特性，在此基础上建立起相应的数学模型，并对模型的未知参数进行了离线参数辨识。由于本论文的实验共涉及到3个直线电机，包括Anorad两轴平台上的X轴直线电机（以下简称X直线电机）、Y轴直线电机（以下简称Y直线电机）和Hiwin直线电机（以下简称H直线电机），我们首先对这三个电机系统分别进行频域特性分析。

A.2.1 H直线电机系统频域特性分析

H直线电机系统如图A-7所示，其光栅尺的分辨率为 $0.5\mu\text{m}$ 。图A-8则显示了位移传感器的测量噪声随时间的变化过程，可以看出，100s时位移传感器的测量噪声在 40nm 以内，200s时噪声仍然保持在 70nm 以内，这与预期 10000nm 的跟踪误差以及传感器 500nm 的分辨率相比是很小的，因此测量噪声在实际中可忽略不计。这里需注意的是，噪声的测量已经考虑了驱动器使能（Enabled）后电机系统对测量噪声的影响——图A-8中前100s内驱动器没有使能，后100s则处于使能状态。图A-8还显示了驱动器输出电流噪声，可以看出噪声大都小于 0.05A ，在实际中属于可接受的范围^[161]。

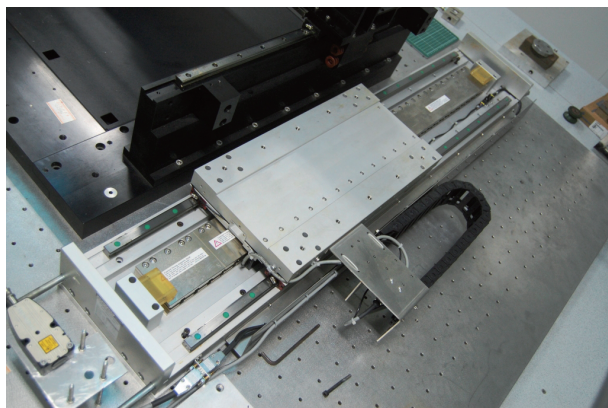


图 A-7 H直线电机系统

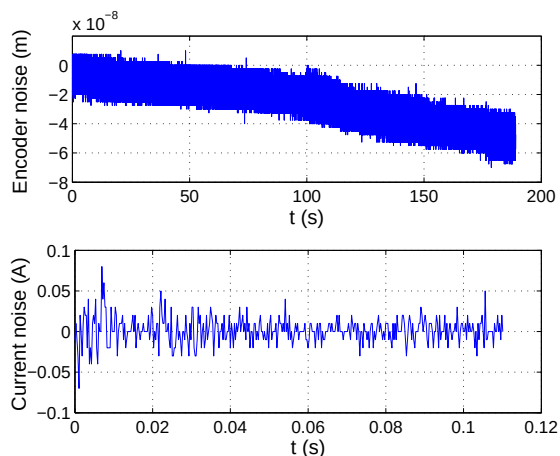


图 A-8 H直线电机位移传感器噪声和输出电流噪声

A.2.1.1 H直线电机驱动器频域特性分析

为了探究H直线电机的驱动器的高频动力学，我们对驱动器进行系统辨识。首先将幅值为 1A 、频率范围为 $1\text{Hz} - 10\text{kHz}$ 的正弦扫频信号直接作为驱动器的输入信号，并采集输出信号，然后对输入输出信号进行相关处理，得到驱动器的幅频特性和相频特性。图(A-9)显示的是驱动器在幅值分别为 0.5A 、 1A 、 2A 的正弦扫频电流下的频

域响应（注意在图(A-9)中的低频区域，幅值比不是1，这是因为驱动器的电流环增益为 $C_p = 850$ 和 $C_i = 0$ ，在这种情况下输出电流不能很好的跟踪输入电流），可以看出，驱动器系统动力学的频宽在 1.5KHz 左右，这与驱动器商给出的技术指标基本一致。图(A-10)显示的是直线电机出力与驱动器输出电压之间的关系（即Force-Voltage图），可以看出输出力和电压之间基本呈线性关系。这里要注意当输入电压在 8V 以上时，输出力与电压之间的非线性关系会变得越来越严重。

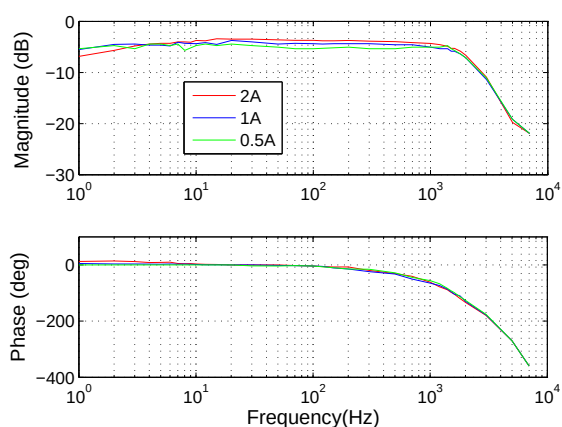


图 A-9 H直线电机驱动器的频域特性

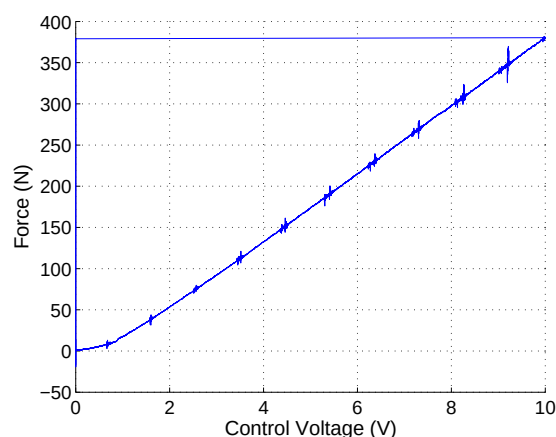


图 A-10 H直线电机力-电压曲线

A.2.1.2 H直线电机频域特性分析

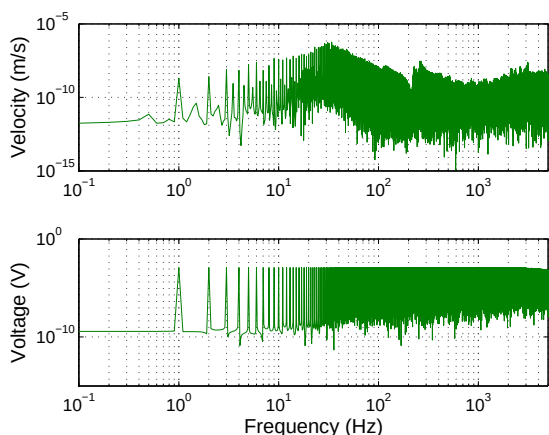


图 A-11 H直线电机的输入输出频谱

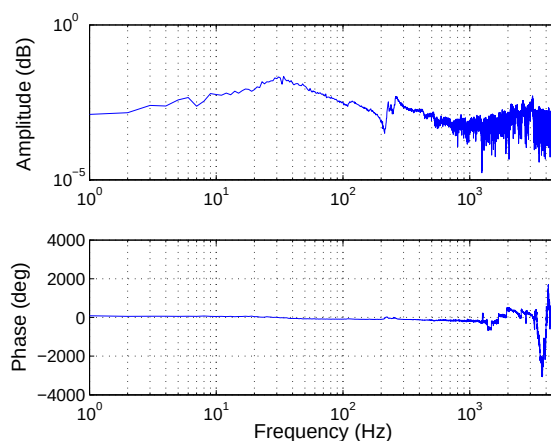


图 A-12 H直线电机的频域特性

在H直线电机的开环系统辨识实验中，用如下Matlab命令产生频率从 1Hz 到 5kHz 的正弦扫频信号：`idinput([1000011], 'sine', [01], [-11], [999501])`。图A-11所示的是直线电机扫频输入信号和输出信号的频谱，图A-12则为H直线电机的频域特性。由图可以看出：

- 1) 当频率在 100Hz 以内时, H直线电机从输入电压到输出位置的系统动力学的阶数是2;
- 2) 当频率在 $200\text{Hz} - 300\text{Hz}$ 之间时, H直线电机系统动力学就会出现柔性模态, 如果考虑这部分动力学, 系统动力学的阶数至少是3阶以上。

A.2.2 X直线电机系统频域特性分析

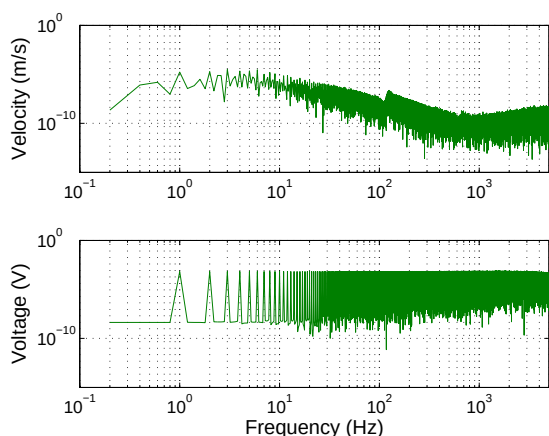


图 A-13 X直线电机输入输出频谱

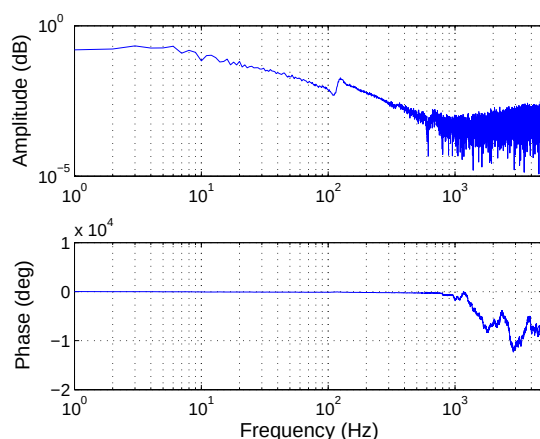


图 A-14 X直线电机的频域特性

同理可以得到X轴直线电机的输入输出频谱 (见图A-13) 和频域特性 (见图A-14), 可以看出:

- 1) 当频率在 100Hz 以内时, X直线电机从输入电压到输出位置的系统动力学的阶数是2;
- 2) 当频率在 $100\text{Hz} - 200\text{Hz}$ 之间时, X直线电机系统动力学就会出现柔性模态, 如果考虑这部分动力学, 系统动力学的阶数至少是3阶以上。

A.2.3 Y直线电机系统频域特性分析

同理可得到Y轴直线电机的输入输出频谱 (见图A-15) 和频域特性 (见图A-16), 可以看出:

- 1) 当频率在 100Hz 以内时, Y直线电机从输入电压到输出位置的系统动力学的阶数是2;
- 2) 当频率在 $40\text{Hz} - 80\text{Hz}$ 之间时, Y直线电机系统动力学就会出现柔性模态, 如果考虑这部分动力学, 系统动力学的阶数至少是3阶以上。

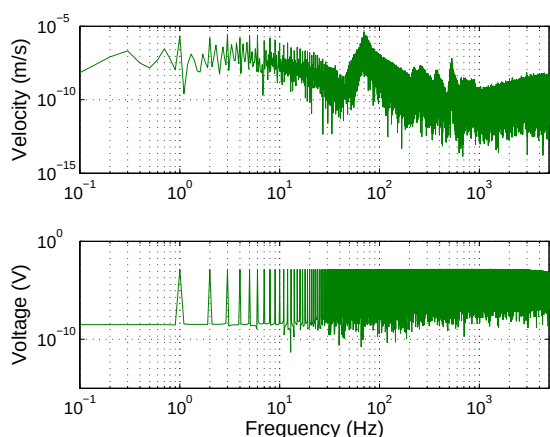


图 A-15 Y直线电机输入输出频谱

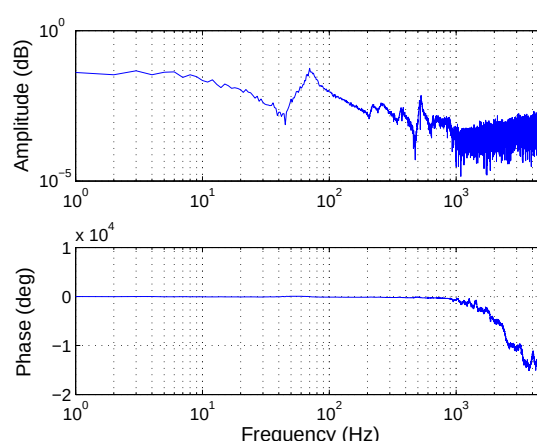


图 A-16 Y直线电机的频域特性

A.2.4 直线电机系统建模与辨识研究

根据以上系统辨识及频域特性分析可以看出, 若输入信号频率在 50Hz 以内, 实验所用到的直线电机从输入电压到输出位置的系统动力学阶数均是2。因而, 在这个频率范围内, 各个直线电机系统都可以被建模为

$$\begin{aligned} M\ddot{y} &= u - F \\ F &= F_f + F_r - F_d \end{aligned} \quad (\text{A.1})$$

其中 y 表示动子的位置, M 是负载和动子的质量之和, u 是电机的输入电压, F_d 是各种不确定性总集, 包括建模误差以及外干扰等。Xu和Yao研究了多个摩擦力模型, 认为处理摩擦力的有效方法是将摩擦力看作与速度相关的非线性函数^[91], 具体如下:

$$F_f(\dot{y}) = B\dot{y} + F_{fn}(\dot{y}) \quad (\text{A.2})$$

其中 B 是等价粘滞摩擦力系数, F_{fn} 是摩擦力的非线性部分。参照Canudas等提出的摩擦力模型^[131], F_{fn} 可被建模为

$$F_{fn}(\dot{y}) = - \left(f_c + (f_s - f_c)e^{-|\dot{y}/\dot{y}_s|^\xi} \right) \text{sgn}(\dot{x}) \quad (\text{A.3})$$

其中 f_s 是静摩擦力, f_c 是库伦摩擦力, $\dot{y}_s$ 、 ξ 是用来描述Stribeck effect的经验常数。根据式(A.2), 我们可以把(A.1)改写为

$$\begin{aligned} \dot{x}_1 &= x_2 \\ M\dot{x}_2 &= u - Bx_2 - F_{fn} + \Delta \end{aligned} \quad (\text{A.4})$$

其中 $\Delta = F_d - F_r$, $x = [x_1, x_2]^T$ 则是与位置和速度相关的状态矢量。

在做离线参数估计之前, 系统模型需要做适当的调整。摩擦力模型(A.3)在 $x_2 = 0$ 处不连续, 由于实际直线电机不可能产生不连续的力, 故需要构建一个连续的摩擦力模型来做相关的近似。我们采用的近似摩擦力模型为 $\bar{F}_{fn} = AS_f(x_2)$, 其中幅值 A 是未知常数, $S_f(x_2)$ 是一个连续函数, 因而(A.4)可被写为

$$M\dot{x}_2 = u - Bx_2 - AS_f(x_2) + d \quad (\text{A.5})$$

其中 $d = \bar{F}_{fn} - F_{fn} + \Delta$ 。为表述方便, 可定义未知参数集 $\theta = [\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4]$, 其中 $\theta_1 = M$, $\theta_2 = B$, $\theta_3 = A_f$, $\theta_4 = d_n$, 由此可得

$$\begin{aligned} \dot{x}_1 &= x_2 \\ \theta_1 \dot{x}_2 &= u - \theta_2 x_2 - \theta_3 S_f(x_2) + \theta_4 + \tilde{d} \end{aligned} \quad (\text{A.6})$$

其中 $\tilde{d} = d - d_n$ 。运用最小二乘法进行离线参数辨识, 可知H直线电机系统的参数名义值为 $M = 0.30(\text{V}/\text{m}/\text{s}^2)$, $B = 0.80(\text{V}/\text{m}/\text{s})$, $A = 0.27(\text{V})$, $d_n = 0(\text{V})$ ^[161], 且参数变化范围为

$$\begin{aligned} \theta_{min} &= [0.25, 0.7, 0.2, -1]^T \\ \theta_{max} &= [0.45, 1.0, 0.3, 1]^T \end{aligned} \quad (\text{A.7})$$

同理可知, X直线电机系统的参数名义值为 $M_1 = 0.12(\text{V}/\text{m}/\text{s}^2)$, $B_1 = 0.3(\text{V}/\text{m}/\text{s})$, $A_1 = 0.1(\text{V})$, $d_{n1} = 0(\text{V})$ ^[95], 且参数变化范围为

$$\begin{aligned} \theta_{min} &= [0.06, 0.2, 0.05, -0.5]^T \\ \theta_{max} &= [0.25, 0.6, 0.15, 0.5]^T \end{aligned} \quad (\text{A.8})$$

同理亦可知, Y直线电机系统的参数名义值为 $M_2 = 0.5(\text{V}/\text{m}/\text{s}^2)$, $B_2 = 0.4(\text{V}/\text{m}/\text{s})$, $A_2 = 0.15(\text{V})$, $d_{n2} = 0(\text{V})$ ^[95], 且参数变化范围为

$$\begin{aligned} \theta_{min} &= [0.4, 0.3, 0.08, -0.5]^T \\ \theta_{max} &= [0.6, 0.6, 0.25, 0.5]^T \end{aligned} \quad (\text{A.9})$$

由于各个物理参数随时间会发生一定的变化, 本论文中的每次实验研究都先做离线参数辨识, 从而得到实验时刻的参数名义值和参数变化范围。

参考文献

- [1] 路甬祥. 21世纪中国制造业面临的挑战与机遇. 机械工程师, 2005, 1:9–13.
- [2] 熊有伦, 罗欣, 何汉武, 等. 先进制造技术—制造业走向21世纪. 世界科技研究与发展, 1996, 6(3):31–40.
- [3] 熊有伦, 王瑜辉, 杨文玉, 等. 数字制造与数字装备. 航空制造技术, 2008, 9:26–32.
- [4] 钟掘. 极端制造: 当代制造科学与技术的前沿. 机械工人: 冷加工, 2005, 11:23–24.
- [5] 汪劲松, 段广洪, 李方义, 等. 基于产品生命周期的绿色制造技术研究现状与展望. 计算机集成制造系统, 1999, 5(4):1–8.
- [6] 宋天虎. 转折: 从“重大精尖”到“微小精微”——论创造业的发展前沿. 科学新闻, 2004, 6:58–59.
- [7] 柳百成. 我国制造业科技发展战略. 科技中国, 2006, 14:24–24.
- [8] 赵希梅, 郭庆鼎. 永磁直线同步电动机的变增益零相位 H_∞ 鲁棒跟踪控制. 中国电机工程学报, 2005, 25(20):132–136.
- [9] 赵希梅, 郭庆鼎, 陈冬兰. 通过直线伺服鲁棒跟踪控制方法提高轮廓加工精度. 机械工程学报, 2006, 42(6):166–169.
- [10] 周伟, 谢存禧. 基于6R喷涂机器人的多轴运动控制系统设计. 机械设计与制造, 2010, 3:164–165.
- [11] Wurm S. 22nm光刻技术前景. 电子工业专用设备, 2010, 181:1–5.
- [12] 黄海鹏, 迟关心, 王振龙, 等. 多轴联动电火花加工数控系统开发. 计算机集成制造系统, 2010, 16(2):372–379.
- [13] 田相克. 四轴联动数控玻璃刻花加工中心控制系统设计. 机床与液压, 2009, 37(9):196–197.
- [14] 李莉敏, 朱承德, 夏丽丽, 等. 激光雕刻机关键部件的创新设计与优化. 机械设计与制造, 2008, (8):29–31.
- [15] 中华人民共和国国务院. 国家中长期科学和技术发展规划纲要. 国务院公报, 2006, 9:7–37.
- [16] 刘宜. 多轴轮廓运动系统的轨迹生成与性能优化: [博士学位论文]. 合肥: 中国科学技术大学, 2008.
- [17] Koren Y. Cross-coupled biaxial computer control for manufacturing systems. ASME J. Dynamical Systems, Measurement, and Control, 1980, 102:265–272.
- [18] Chiu G. T. Coordination control of multiple axes mechanical systems: theory and applications to machining and computer disk file systems: [PhD Thesis]. Berkeley, California: UC Berkeley, 1994.

- [19] Chen C.-L, Lin K.-C. Observer-based contouring controller design of a biaxial stage system subject to friction. *IEEE Transactions on Control System Technology*, 2008, 16(2):322–329.
- [20] Chiu G. T. C, Tomizuka M. Contouring control of machine tool feed drive systems: a task coordinate frame approach. *IEEE Trans. Control System Technology*, 2001, 9:130–139.
- [21] Li P. Y. Coordinated contour following control for machining operations - a survey. *Proceedings of Amer. Control Conf.*, 1999. 4543–4547.
- [22] Tomizuka M. Zero phase error tracking algorithm for digital control. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, 1987, 109(1):65–68.
- [23] Park H.-S, Chang P. H, Lee D. Y. Concurrent design of continuous zero phase error tracking controller and sinusoidal trajectory for improved tracking control. *ASME J. Dyn. Syst., Meas. Control*, 2001, 123:127–129.
- [24] Tarng Y, Chuang H, Hsu W. Intelligent cross-coupled fuzzy feedrate controller design for CNC machine tools based on genetic. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1999, 39(10):1673–1691.
- [25] 宋宝, 周云飞. 多运动轴协同控制的研究. *机床与液压*, 2004, (10):141–143.
- [26] 孙建仁, 胡赤兵, 王保民. CNC多轴运动控制系统轮廓误差分析. *兰州理工大学学报*, 2010, 36(4):37–40.
- [27] 丛爽, 刘宜. 多轴协调运动中的交叉耦合控制. *机械设计与制造*, 2006, 10:166–168.
- [28] 高会军. 基于参数依赖Lyapunov函数的不确定动态系统的分析与综合: [博士学位论文]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2005.
- [29] Tomizuka M. On the compensation of friction forces in precision motion control. *Proceedings of Proc. Asia-Pacific Workshop Adv. Motion Control*, 1993. 69–74.
- [30] Chiu G. T.-C, Tomizuka M. Coordinated position control of multi-axis mechanical systems. *ASME J. Dyn. Syst., Meas. Control*, 1998, 120:389–393.
- [31] 王艾伦, 钟掘. 复杂机电系统的全局耦合建模方法及仿真研究. *机械工程学报*, 2003, 39(4):1–5.
- [32] Srinivasan K, Tsao T. C. Machine tool feed drives and their controls: a survey of the state of the art. *ASME J. Manuf. Sci. Eng.*, 1997, 119:743–748.
- [33] Plummer A. A general co-ordinate transformation framework for multi-axis motion control with applications in the testing industry. *Control Engineering Practice*, 2010, 18(6):598–607.
- [34] Kung Y.-S, Fung R.-F, Tai T.-Y. Realization of a motion control IC for X-Y table based on novel FPGA technology. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2009, 56(1):43–53.
- [35] Sarachik P, Ragazzini J. A 2-dimensional feedback control system. *Transactions of AIEE*, 1957, 76:55–60.

-
- [36] Poo A, Bollinger J, Younkin G. Dynamic errors in type I contouring systems. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 1972, IA-8(4):477–484.
- [37] Bin H, Yamazaka K, DeVries M. A Microprocessor-Based Control Scheme for the Improvement of Contouring Accuracy. *Annals of CIRP*, 1983, 32:275–279.
- [38] Butler J, Haack B, Tomizuka M. Reference generation for high speed coordinated motion of a two axis system. *Proceedings of Symposium on Robotics - 1988 ASME Winter Annual Meeting*, November, 1988.
- [39] Butler J, Tomizuka M. Trajectory planning for high speed multiple axis contouring systems. *Proceedings of the American Control Conference*, June, 1989.
- [40] Chou J, Yang D. On the generation of coordinated motion of five-axis cnc/cmm machines. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 1992, 114:15–22.
- [41] Marciniak K, Putz B. Approximation of spirals by piecewise curves of fewest circular arc segments. *Computer-Aided Design*, 1984, 16(2):87–90.
- [42] 周济, 周艳红, 周云飞. 自由曲面的CNC直接插补加工技术. *高技术通讯*, 1998, 11:30–35.
- [43] Koren Y. Design of computer control for manufacturing systems. *Journal of engineering for industry*, 1979, 101(3):326–332.
- [44] Schuett T. A closer look at look-ahead [EB/OL]. Cincinnati: Gardner Publications. [2008-2-28]. <http://www.mmsonline.com/articles/a-closer-look-at-look-ahead>.
- [45] Erkorkmaz K, Altintas Y. High speed CNC system design. Part I: Jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, 46(7–8):747–757.
- [46] Li Y, Xu Q. Development and assessment of a novel decoupled XY parallel micropositioning platform. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*.
- [47] Bashash S, Jalili N. Robust adaptive control of coupled parallel piezo-flexural nanopositioning stages. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2009, 14(1):11–20.
- [48] Uchiyama M, Nakamura Y. Symmetric hybrid position/force control of two cooperating robot manipulators. *Proceedings of the IEEE International Workshop on Intelligent Robots and Systems*, November, 1988. 515-520.
- [49] Kulkarni P, Srinivasan K. Cross-coupled compensators for contouring control of multi-axial machine tools. *Proceedings of the 13th North American Manufacturing Research Conference*, May, 1985. 558-566.
- [50] Kulkarni P, Srinivasan K. Cross-coupled compensators for multi-axial feed drive servomechanisms. *Proceedings of the Japan-USA Symposium of Flexible Automation*, July, 1986. 585-594.
- [51] Kulkarni P. K, Srinivasan K. Optimal contouring control of multi-axial feed drive servomechanisms. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 1989, 111:140–148.

- [52] Tomizuka M, Hu J, Chiu T.-C, et al. Synchronization of two motion control axes under adaptive feed forward control. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, 1992, 114:196–203.
- [53] Srinivasan K, Fosdick R. Multivariable analysis and controller design for coordinated multi-axial motion control. *Proceedings of Proc. American Control Conference*, 1988. 95–101.
- [54] Koren Y, Lo C. C. Variable gain cross coupling controller for contouring. *Annals of the CIRP*, 1991, 40:371–374.
- [55] Koren Y, Lo C. C. Advanced controllers for feed drives. *CIRP Proc.-Manufacturing Systems*, 1992, 41(2):689–698.
- [56] Koren Y, Lo C. Evaluation of servo controllers for machine tools. *Proceedings of the American Control Conference*, June, 1992. 370-374.
- [57] Srinivasan K, Kulkarni P. K. Cross-coupled control of biaxial feed drive servomechanisms. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 1990, 112:225–232.
- [58] Yeh S, Hsu P. Theory and applications of the robust cross-coupled control design. *Proceedings of Proc. of American Control Conference*, 1997.
- [59] Yeh S.-S, Hsu P.-L. Analysis and design of the integrated controller for precise motion systems. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 1999, 7(6):706–717.
- [60] Shih Y. T, Chen C. S, Lee A. C. A novel cross-coupling control design for bi-axis motion. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2002, 42:1539–1548.
- [61] Barton K. L, Alleyne A. G. A cross-coupled iterative learning control design for precision motion control. *IEEE Trans. on Control Systems Technology*, 2008, 16(6):1218–1231.
- [62] Srinivasan K. Multivariable analysis of multi-axial machine tool feed drive controllers. *Proceedings of Proc. of the 15th North American Manufacturing Research Conference*, Bethlehem, Pennsylvania, May 1987.
- [63] Chiu T. C, Tomizuka M. Contouring control of machine tool feed drive systems: a task coordinate frame approach. *Proceedings of ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition (IMECE'95), DSC-Vol.57-2*, 1995. 503-510.
- [64] Chiu G. T.-C, Yao B. Adaptive robust contour tracking of machine tool feed drive systems—a task coordinate frame approach. *Proceedings of the American Control Conference*, June, 1997. 2731-2735.
- [65] Hu C, Yao B, Wang Q. Coordinated adaptive robust contouring controller design for an industrial biaxial precision gantry. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2010, 15(5):728–735. Part of the paper was presented in 2009 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics.
- [66] Uchiyama N. Contouring control of biaxial feed drive systems with non-linear friction compensation. *Proc. IMechE, Part I: J. Systems and Control Engineering*, 2008, 222:153–161.

- [67] Chen N, Lou Y, Li Z. Adaptive contouring control for high-accuracy tracking systems. Proceedings of IEEE International Conference on Systems, Man, and Cybernetics, Taipei, Taiwan, October, 2006.
- [68] Cheng M.-Y, Lee C.-C. Motion controller design for contour-following tasks based on real-time contour error estimation. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2007, 54(3):1686–1695.
- [69] 王良勇, 柴天佑. 笛卡尔空间机械手间接轮廓运动控制. 系统仿真学报, 2008, 20(22):6218–6221.
- [70] Yao B, Chan S. P, Wang D. Unified formulation of variable structure control schemes to robot manipulators. IEEE Trans. on Automatic Control, 1994, 39(2):371–376. Part of the paper appeared in the *Proc. of American Control Conference*, pp.1282–1286, 1992.
- [71] Yao B, Gao W. B, Chan S. P, et al. VSC coordinated control of two robot manipulators in the presence of environmental constraints. IEEE Trans. on Automatic Control, 1992, 37(11):1806–1812.
- [72] Yao B, Chan S. P, Wang D. Variable structure adaptive motion and force control of robot manipulators. Automatica, 1994, 30(9):1473–1477.
- [73] Xu L, Yao B. Coordinated adaptive robust contour tracking of linear-motor-driven tables in task space. Proceedings of Proc. of IEEE Conf. on Decision and Control, Sydney, 2000. 2430–2435.
- [74] Yeh S.-S, Hsu P.-L. Estimation of the contouring error vector for the cross-coupled control design. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2002, 7(1).
- [75] Su K.-H, Cheng M.-Y. Contouring accuracy improvement using cross-coupled control and position error compensator. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2008, 48:1444–1453.
- [76] Yang J, Li Z. A novel contour error estimation for position loop-based cross-coupled control. IEEE/ASME Trans. on Mechatronics, 2010. (Digital Object Identifier 10.1109/T-MECH.2010.2048718).
- [77] Chen S. L, Liu H. L, Ting S. C. Contouring control of biaxial systems based on polar coordinates. IEEE/ASME Trans. on Mechatronics, 2002, 7(3):329–345.
- [78] Chen S. L, Wu K. C. Contouring control of smooth paths for multiaxis motion systems based on equivalent errors. IEEE Trans. Control System Technology, 2007, 15(6):1151–1158.
- [79] 熊有伦. 线轮廓度和面轮廓度的评定和判别. 计量学报, 1991, 12(2):108–116.
- [80] 赵希梅, 郭庆鼎. 数控机床多轴联动伺服电机的零相位自适应鲁棒交叉耦合控制. 中国电机工程学报, 2008, 28(12):129–133.
- [81] Tung E. D, Anwar G, Tomizuka M. Low velocity friction compensation and feedforward solution based on repetitive control. ASME Trans. Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, 1993, 115(2A):279–284.

- [82] Barton K. L, Alleyne A. G. A cross-coupled iterative learning control design for precision motion control. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 2008, 16(6):1218–1231.
- [83] 张建国. 基于滑模变结构控制的多轴协调运动控制策略研究: [Master Thesis]. 济南, 山东: 山东大学, 2007.
- [84] 李宏胜. 轮廓跟踪运动控制系统关键技术的研究: [博士学位论文]. 南京: 东南大学, 2005.
- [85] Lin F.-J, Chou P.-H. Adaptive control of two-axis motion control system using interval type-2 fuzzy neural network. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2009, 56(1):178–193.
- [86] Yao B, Tomizuka M. Smooth robust adaptive sliding mode control of robot manipulators with guaranteed transient performance. *Trans. of ASME, Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, 1996, 118(4):764–775. Part of the paper also appeared in the *Proc. of 1994 American Control Conference*, pp.1176–1180.
- [87] Yao B. High performance adaptive robust control of nonlinear systems: a general framework and new schemes. *Proceedings of Proc. of IEEE Conference on Decision and Control*, San Diego, 1997. 2489-2494.
- [88] Yao B, Tomizuka M. Adaptive robust control of SISO nonlinear systems in a semi-strict feedback form. *Automatica*, 1997, 33(5):893–900. (Part of the paper appeared in *Proc. of 1995 American Control Conference*, pp2500-2505, Seattle).
- [89] Yao B. Integrated direct/indirect adaptive robust control of SISO nonlinear systems transformable to semi-strict feedback forms. *Proceedings of American Control Conference*, 2003. 3020-3025. The O. Hugo Schuck Best Paper (Theory) Award from the American Automatic Control Council in 2004.
- [90] Yao B, Xu L. Adaptive robust control of linear motors for precision manufacturing. *International Journal of Mechatronics*, 2002, 12(4):595–616.
- [91] Xu L, Yao B. Adaptive robust precision motion control of linear motors with negligible electrical dynamics: theory and experiments. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2001, 6(4):444–452.
- [92] Xu L, Yao B. Output feedback adaptive robust precision motion control of linear motors. *Automatica*, 2001, 37(7):1029–1039, the finalist for the Best Student Paper award of ASME Dynamic System and Control Division in IMECE00.
- [93] Hong Y, Yao B. A globally stable high performance adaptive robust control algorithm with input saturation for precision motion control of linear motor drive system. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2007, 12(2):198–207.
- [94] Hong Y, Yao B. A globally stable saturated desired compensation adaptive robust control for linear motor systems with comparative experiments. *Automatica*, 2007, 43(10):1840–1848.
- [95] Lu L, Chen Z, Yao B, et al. Desired Compensation Adaptive Robust Control of A Linear Motor Driven Precision Industrial Gantry With Improved Cogging Force Compensation. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2008, 13(6):617–624.

-
- [96] Yao B. Desired compensation adaptive robust control. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 2009. (Accepted and in press).
- [97] Jang J. O. Deadzone compensation of an XY-positioning table using fuzzy logic. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2005, 52(6):1696–1701.
- [98] Chang T, Yuan D, Hanek H. Matched feedforward/model reference control of a high precision robot with dead-Zone. *IEEE Trans. on Control Systems Technology*, 2008, 16(1):94–102.
- [99] Recker D, Kokotovic P. V, Rhode D, et al. Adaptive nonlinear control of systems containing a dead-zone. *Proceedings of Proc. 30th IEEE Conf. on Decision and Control*, Brighton, England, 1991. 2111-2115.
- [100] Tao G, Lewis F. L. *Adaptive control of nonsmooth dynamic systems*. New York: Springer, 2001.
- [101] Tao G, Kokotovic P. V. Adaptive control of plants with unknown dead-zones. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 1994, 39(1):59–68.
- [102] Lewis F. L, Tim W. K, Wang L.-Z, et al. Dead-zone compensation in motion control systems using adaptive fuzzy logic control. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 1999, 7(6):731–741.
- [103] Ibrir S, Xie W. F, Su C.-Y. Adaptive tracking of nonlinear systems with non-symmetric dead-zone input. *Automatica*, 2007, 43:522–530.
- [104] Zhou J. Decentralized adaptive control for large-scale time-delay systems with dead-zone input. *Automatica*, 2008, 44:1790–1799.
- [105] Zhang T, Ge S. S. Adaptive neural network tracking control of MIMO nonlinear systems with unknown dead zones and control directions. *IEEE Transactions on Control System Technology*, 2009, 20(3):483–497.
- [106] Cho H, Bai E.-W. Convergence results for an adaptive dead zone inverse. *International Journal of Adaptive Control and Signal Processing*, 1998, 12:451–466.
- [107] Ma K, Ghasemi-Nejhad M. N. Adaptive control of flexible active composite manipulators driven by piezoelectric patches and active struts with dead zones. *IEEE Trans. on Control Systems Technology*, 2008, 16(5):897–907.
- [108] Selmic R. R, Lewis F. L. Dead-zone compensation in motion control systems using neural networks. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 2000, 45(4):602–613.
- [109] Wang X.-S, Su C.-Y, Hong H. Robust adaptive control of a class of linear systems with unknown dead-zone. *Automatica*, 2004, 40:407–413.
- [110] Zhang T. P, Ge S. S. Adaptive dynamic surface control of nonlinear systems with unknown dead zone in pure feedback form. *Automatica*, 2008, 44(7):1895–1903.
- [111] Yoo S, J.B.Park, Y.H.Choi. Decentralized adaptive stabilization of interconnected nonlinear systems with unknown non-symmetric dead-zone inputs. *Automatica*, 2009, 45:436–443.

- [112] Hua C.-C, Wang Q.-G, Guan X.-P. Adaptive tracking controller design of nonlinear systems with time delays and unknown dead-zone input. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 2008, 53(7):1753–1759.
- [113] Zhou J, Wen C, Zhang Y. Adaptive output control of nonlinear systems with uncertain dead-zone nonlinearity. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 2006, 51(3):504–511.
- [114] Landau I. D, Lozano R, M'saad M. *Adaptive control*. New York: Springer, 1998.
- [115] Krstic M, Kanellakopoulos I, Kokotovic P. V. *Nonlinear and adaptive control design*. New York: Wiley, 1995.
- [116] Zhou J, Wen C, Zhang Y. Adaptive backstepping control of a class of uncertain nonlinear systems with unknown backlash-like hysteresis. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 2004, 49(10):1751–1757.
- [117] Hu C, Yao B, Wang Q. Integrated direct/indirect adaptive robust control of a class of nonlinear systems preceded by unknown dead-zone nonlinearity. *Proceedings of IEEE Conference on Decision and Control*, Shanghai, China, December, 2009. 6626-6631.
- [118] 崔弱, 陆永平, 孙平. 径向正弦波永磁电机的定位力矩. *微电机*, 1993, 26(2):8–12.
- [119] 叶云岳. *直线电机原理与应用*. 杭州: 杭州: 机械工业出版社, 2000.
- [120] 黄玉平, 吴红星, 洪作光, 等. 基于动磁式永磁同步直线电机定位力的研究. *微电机*, 2010, 43(6):28–31.
- [121] Braembussche P. V, Swevers J, Brussel H. V, et al. Accurate tracking control of linear synchronous motor machine tool axes. *Mechatronics*, 1996, 6(5):507–521.
- [122] Otten G, Vries T, Amerongen J, et al. Linear motor motion control using a learning feedforward controller. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 1997, 2(3):179–187.
- [123] Xu L, Yao B. Adaptive robust precision motion control of linear motors with ripple force compensation: Theory and Experiments. *Proceedings of Proc. of IEEE Conference on Control Applications*, Anchorage, 2000. 373-378. (Winner of the Best Student Paper Competition).
- [124] Yao B, Hu C, Wang Q. Adaptive robust precision motion control of high-speed linear motors with on-line cogging force compensations. *Proceedings of Proceedings of IEEE/ASME Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, Zurich, Switzerland, 2007. 1-6. 1-4244-1264-1/07.
- [125] Zhao S, Tan K. Adaptive feedforward compensation of force ripples in linear motors. *Control Engineering Practice*, 2005, 13:1081–1092.
- [126] Roehrig C. Force ripple compensation of linear synchronous motors. *Asian Journal of Control*, 2005, 7:1–11.
- [127] Hwang T.-S, Seok J.-K, Kim D.-H. Active damping control of linear hybrid stepping motor for cogging force compensation. *IEEE Trans. on Magnetics*, 2006, 42:329–334.

-
- [128] Armstrong-Helouvry B, Dupont P, Wit C. C. A survey of models, analysis tools and compensation methods for the control of machines with friction. *Automatica*, 1994, 30(7):1083–1138.
- [129] Armstrong-Helouvry B, Dupont P. Friction modeling for controls, and compensation techniques for servos with friction. *Proceedings of Proc. of American Control Conference*, 1993. 1905–1915.
- [130] Hsieh C, Pan Y. C. Dynamic behavior and modeling of the presliding static friction. *Wear*, 2000, 242:1–17.
- [131] Wit C. C, Olsson H, Astrom K. J, et al. A new model for control of systems with friction. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 2000, 40(3):419–425.
- [132] Lu L, Yao B, Wang Q, et al. Adaptive robust control of linear motors with dynamic friction compensation using modified luGre model. *Automatica*, December 2009, 45(12):2890–2896.
- [133] 雒建斌, 何雨, 温诗铸, 等. 微 / 纳米制造技术的摩擦学挑战. *摩擦学学报*, 2005, 25(3):283–288.
- [134] Yao B. Advanced motion control: from classical pid to nonlinear adaptive robust control. *Proceedings of the 11th International Workshop on Advanced Motion Control*, Nagaoka, Japan, 2010. 815–829.
- [135] Yao B, Tomizuka M. Adaptive robust control of MIMO nonlinear systems in semi-strict feedback forms. *Automatica*, 2001, 37(9):1305–1321.
- [136] Goodwin G. C, Mayne D. Q. A parameter estimation perspective of continuous time model reference adaptive control. *Automatica*, 1987, 23(1):57–70.
- [137] Hu C, Yao B, Wang Q. Coordinated adaptive robust contouring control of an industrial biaxial precision gantry with cogging force compensations. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, May 2010, 57(5):1746–1754. Part of the paper was presented in 2009 ASME Conference on Dynamic Systems and Control.
- [138] Hu C, Yao B, Wang Q. Integrated direct/indirect adaptive robust contouring control of a biaxial gantry with accurate parameter estimations. *Automatica*, April 2010, 46(4):701–707.
- [139] Yao B, Bu F, Reedy J, et al. Adaptive robust control of single-rod hydraulic actuators: theory and experiments. *IEEE/ASME Trans. on Mechatronics*, 2000, 5(1):79–91.
- [140] Yao B. Desired compensation adaptive robust control. *Proceedings of The ASME International Mechanical Engineers Congress and Exposition (IMECE)*, DSC-Vol.64, Anaheim, 1998. 569–575.
- [141] Yao B, Xu L. On the design of adaptive robust repetitive controllers. *Proceedings of The ASME International Mechanical Engineers Congress and Exposition (IMECE)*, DSC-3B-4, 2001. 1–9.

- [142] Hu C, Yao B, Chen Z, et al. Adaptive robust repetitive control of an industrial biaxial precision gantry for contouring tasks. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 2010. (Accepted in 2010 and in press).
- [143] Hu C, Yao B, Wang Q. An orthogonal global task coordinate frame for contouring control of biaxial systems. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*. (Conditionally accepted in 2010).
- [144] Yao B, Dontha R. Integrated direct/indirect adaptive robust precision control of linear motor drive systems with accurate parameter estimations. *Proceedings of the 2nd IFAC Conference on Mechatronics Systems*, 2002. 633-638.
- [145] Hu C, Yao B, Wang Q. Adaptive robust precision motion control of systems with unknown input dead-zones: a case study with comparative experiments. *IEEE Trans. on Industrial Electronics*. (Accepted in 2010 and in press. Digital Object Identifier: 10.1109/TIE.2010.2066535).
- [146] Ikhouane F, Krstic M. Robustness of the tuning functions adaptive backstepping design for linear systems. *Proceedings of Proc. IEEE Conf. on Decision and Control*, 1995. 159-164.
- [147] Astrom K. J, B.Wittenmark . *Adaptive control* (second edition). Addison-wesley Publishing Company, 1995.
- [148] Pritschow G, Philipp W. Direct drives for high-dynamic machine tool axes. *Annals of the CIRP*, 1990, 39(1):419-425.
- [149] David Naso B. T. Precise position control of tubular linear motor with neural networks and composite learning. *Control Engineering Practice*, 2010, 18(5):515-522.
- [150] Y. Luo H.-S. A, Pi Y. Fractional order robust control for cogging effect compensation in PMSM position servo systems: stability analysis and experiments. *Control Engineering Practice*.
- [151] Zhu X, Tao G, Yao B, et al. Integrated direct/indirect adaptive robust posture trajectory control of a parallel manipulator driven by pneumatic muscles. *IEEE Transaction on Control System Technology*, 2009. (Accepted in 2008 and in press).
- [152] Goodwin G. C, Shin . A parameter estimation perspective of continuous time model reference adaptive control. *Automatica*, 1989, 23(1):57-70.
- [153] Slotine J.-J. E, Coetsee J. A. Adaptive sliding control synthesis for non-linear systems. *International Journal of Control*, 1986, 43(6):1631-1651.
- [154] Tomizuka M. Design of digital tracking controllers for manufacturing applications. *Manuf. Rev.*, 1989, 2(2):134-141.
- [155] Tomizuka M. On the design of digital tracking controllers. *ASME J. Dyn. Syst., Meas. Control*, 1993, 115:412-418.
- [156] Yao B, Al-Majed M, Tomizuka M. High performance robust motion control of machine tools: An Adaptive Robust Control Approach and Comparative Experiments. *Proceedings of Proc. of American Control Conference*, Albuquerque, 1997.

-
- [157] Yeh S.-S, Hsu P.-L. An optimal and adaptive design of the feedforward motion controller. *IEEE/ASME Trans. Mechatronics*, 1999, 4(4):428–439.
- [158] Yao B, Tomizuka M. Adaptive robust motion and force tracking control of robot manipulators in contact with compliant surfaces with unknown stiffness. *ASME J. of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 1998, 120(2):232–240.
- [159] Yao B, Hu C, Lu L, et al. Adaptive robust precision motion control of a high-speed industrial gantry with cogging force compensations. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 2010.
- [160] 郎宝华, 杨建华, 李榕. 基于dSPACE的电机控制系统实验平台研究. *数控技术*, 2010, (17):130–132.
- [161] Zhang J, Hu C, Yao B, et al. System identification, modeling and precision motion control of a linear motor drive stage. *Proceedings of The IEEE International Conference on Automation and Logistics, Hongkong and Macau*, 2010. 226–231.

作者简历及在攻读博士学位期间的成果

作者简历

胡楚雄，男，1982年3月生，湖北麻城人，2005年6月获浙江大学机械电子控制工程专业学士学位（五年制），同年保研浙江大学机械电子控制工程专业直接攻读博士学位。2007年9月至2008年8月国家公派美国普渡大学访问学习一年。主要从事精密机电系统、多轴协调运动控制、非线性控制理论及其应用的研究工作。

攻读博士期间发表(含录用)的论文*

- [1] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Integrated direct/indirect adaptive robust contouring control of a biaxial precision gantry with accurate parameter estimations, *Automatica*, vol. 46, no. 4, pp. 701-707, April 2010. (SCI & EI , IF=3.178)
- [2] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Coordinated adaptive robust contouring control of an industrial biaxial precision gantry with cogging force compensations, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 57, no. 5, pp. 1746-1754, May 2010. (SCI & EI , IF=5.468)
- [3] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Coordinated adaptive robust contouring controller design for an industrial biaxial precision gantry, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 15, no. 5, pp. 728-735, October 2010. (SCI & EI , IF=2.331)
- [4] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Adaptive robust precision motion control of systems with unknown input dead-zones: a case study with comparative experiments, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2010, Digital Object Identifier: 10.1109/TIE.2010.2066535. (录用, SCI & EI, IF=5.468)
- [5] **C. Hu**, B. Yao, Z. Chen and Q. Wang. Adaptive robust repetitive control of an industrial biaxial precision Gantry for Contouring Tasks, *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 2010. (录用, SCI & EI, IF=2.13)
- [6] B. Yao, **C. Hu**, L. Lu and Q. Wang. Adaptive robust precision motion control of a high-speed industrial gantry with cogging force compensations, *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 2010. (录用, SCI & EI, IF=2.13)
- [7] B. Yao, **C. Hu**, and Q. Wang. An orthogonal global task coordinate frame for contouring control of biaxial systems, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2011. (录用, SCI & EI, IF=2.331)

*论文影响因子以录用时期为准

- [8] **C. Hu**, B. Yao and Q. Wang. Adaptive robust contouring control of biaxial systems based on a global task coordinate frame, *IEEE/ASME Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, pp.750-755, Canada, July 2010. (EI)
- [9] Z. Jian, **C. Hu**, B. Yao, Q. Wang and C. Li. System identification, modeling and precision motion control of a linear motor drive stage, *The IEEE International Conference on Automation and Logistics*, Hongkong & Marcu, July 2010. (本人通讯作者, EI).
- [10] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. A case study for adaptive robust precision motion control of systems preceded by unknown dead-zones with comparative experiments, *The 11th IEEE International Workshop on Advanced Motion Control*, pp.383-388, Japan, March 2010. (EI)
- [11] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Integrated direct/indirect adaptive robust control of a class of nonlinear systems preceded by unknown dead-zone nonlinearity, *IEEE Conference on Decision and Control*, pp.6626-6631, Shanghai, December 2009. (EI)
- [12] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Desired compensation adaptive robust contouring control of an industrial biaxial precision gantry subject to cogging forces, *ASME Dynamic System and Control Conference*, pp.1-8, Hollywood, USA, October 2009. (EI)
- [13] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Coordinated contouring controller design for an industrial biaxial linear motor driven gantry, *IEEE/ASME Conf. on Advanced Intelligent Mechatronics*, pp.1810-1815, Singapore, July 2009. (EI)
- [14] B. Yao, **C. Hu**, Y. Hong, and Q. Wang, Precision motion control of linear motor drive systems for micro/nano-positioning, *Proceedings of the International Conference on Integration and Commercialization of Micro and Nano-systems*, vol. B, pp. 1605-1614, Sanya, China, January 2007. (EI)
- [15] B. Yao, **C. Hu**, and Q. Wang. Adaptive robust precision motion control of high-speed linear motors with on-line cogging force compensations, *IEEE/ASME Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, 1-4244-1264-1/07, Zurich, September 2007. (EI)

在审论文

- [1] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Global TCF based adaptive robust contouring control of a biaxial precision gantry with accurate parameter estimations, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2010. (SCI & EI源)
- [2] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Integrated direct/indirect adaptive robust control of a class of nonlinear systems with non-symmetric dead-zone input, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2010. (SCI & EI源)

- [3] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Contouring control of a biaxial precision gantry driven by linear motors based on a global task coordinate frame, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2010. (SCI+EI源)
- [4] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Global TCF based adaptive robust contouring control of a high-speed biaxial gantry with cogging force compensations, *Control Engineering Practice*, 2010. (SCI+EI源)
- [5] B. Yao, **C. Hu**, and R. G. Dontha. Integrated direct/indirect adaptive robust precision control of linear motor drive systems with accurate parameter estimations, *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2010. (SCI+EI源)
- [6] **C. Hu**, B. Yao, and Q. Wang. Global TCF based contouring controller design for a biaxial precision gantry with accurate parameter estimations, *American Control Conference*, San Francisco, USA, 2011. (EI源)

发明专利

- [1] 一种永磁直线电机定位力测量系统. 发明人: 王庆丰, 胡楚雄, 陈正, 姚斌, 李聪. 申请号/专利号: 201010040094.7; 申请日: 2010年1月20日. 公开号: CN101769802A, 公开日: 2010年7月7日.

攻博期间参与或承担的科研项目

国家自然科学基金海外青年学者合作研究基金项目 (No. 50528505)
美国自然科学基金项目 (No. CMS-0600516)
“985工程”机电系统及装备创新科技平台建设项目 (精密机电控制实验室建设)
浙江省研究生创新科研项目 (自主项目, No. YK2009005)
浙江大学争创全国百优博士论文资助项目 (自主项目, No. 09016AB、201005AB)

奖励及荣誉

2010年浙江大学竺可桢奖学金 (浙江大学最高荣誉奖)
2010年浙江大学潍柴动力一等奖学金
2010年浙江大学机械系“风采之星”、优秀共产党员
2010年浙江大学陆增祺FPTC高科技奖学金
2009年浙江大学中国平安励志一等奖学金
2009年浙江大学三好学生称号
2009年浙江大学优秀研究生一等奖学金