

DOI: 10.19650/j.cnki.cjsi.J2311823

综合考虑“电磁-热-流”多场耦合的直驱式进给轴热误差建模方法*

陈茂雷¹, 项四通¹, 杨建国²

(1. 宁波大学机械工程与力学学院 宁波 315211; 2. 上海交通大学机械与动力工程学院 上海 200240)

摘要: 直线电机驱动的进给轴具有速度快、加速度大和响应时间短等优点,但其初级线圈发热量大易引起外部组件热变形,从而影响进给轴的定位精度。为解决这一问题,提出一种综合考虑“电磁-热-流”多物理场耦合下直驱进给轴的热误差建模方法。通过分析直驱进给轴工作时的电磁场、热场和流场,建立了多物理场耦合下温度场的控制方程。提出了一种简化的控制方程求解法,将方程分离为产热、稳态热对流和热传导3个阶段再重新耦合,可求得温度场与变形场的显式解析模型。实验结果表明,本模型揭示了直驱进给轴热误差的形成机理,其可准确预测热误差,并能自动调整线性和非线性区间,对于提高直驱机床的运动精度具有重要意义。

关键词: 机床;直线电机;热误差;建模;电磁-热-流

中图分类号: TH161 **文献标识码:** A **国家标准学科分类代码:** 460.3550

Thermal error modeling method for a direct-drive feed axis under Electromagnetic-Thermal-Flow coupling

Chen Maolei¹, Xiang Sitong¹, Yang Jianguo²

(1. Faculty of Mechanical Engineering and Mechanics, Ningbo University, Ningbo 315211, China;

2. School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: The linear motor feed drive axis has the advantages of fast velocity, large acceleration, and short response time. However, the large heat generated by the primary coil easily causes thermal deformation of the external components and affects the positioning accuracy of the feed axis. To solve the problem, a thermal error modeling method for the direct-drive feed axis considering the multi-field coupling of “electromagnetic-thermal-fluid” is proposed. The electromagnetic, thermal, and flow fields of the direct-drive feed axis are analyzed, and the control equation of the temperature field is established under multi-field coupling. A simplified method for solving the control equation is proposed, which separates the equation into three stages, including heat generation, steady-state heat convection, and heat conduction. Then, the three stages are recoupled to obtain an explicit analytical model of the temperature field and the deformation field. The experimental results show that this model reveals the mechanism of the thermal error of direct-drive feed axes. It can accurately predict the thermal error, and automatically adjust the linear and nonlinear intervals, which is of great significance for improving the motion accuracy of direct-drive machine tools.

Keywords: machine tool; linear motor; thermal error; modeling; electromagnetic-thermal-flow

0 引言

直线电机驱动的进给轴具有速度快、加速度大、响应时间短等优点,无需中间传递环节^[1-2],能实现“直接驱

动”,在机床进给驱动方面具有广阔的应用前景^[3]。然而在高速运行时,直线电机初级线圈发热量较大,其特殊的开放式结构会直接引起外部组件的热变形,影响进给轴的定位精度^[4]。因此,有必要分析直驱进给轴的热特性并进行热误差建模,从而提高运动精度。

收稿日期:2023-08-23 Received Date: 2023-08-23

* 基金项目:国家自然科学基金面上项目(52175470)、宁波市重点研发计划项目(2021Z077)资助

传统的滚珠丝杠热误差建模方法并不适用于直驱进给轴。丝杠将电机的旋转运动转化为直线运动,因此进给轴的热误差与丝杠的热变形直接相关。基于传热机理和系统结构可建立与丝杠温度和位置相关的热误差模型,Mayr 等^[4]、王维等^[5]、刘阔等^[6-7]、Shi 等^[8]和 Liu 等^[9]、徐凯等^[10-11]学者进行了大量研究。然而在直驱进给轴中,直线电机通过初级与进给轴的滑台直连,从而直接实现往复运动,其机械结构与滚珠丝杠副存在较大差异^[12]。同时由于电机内部结构和励磁绕组分布的差异,直线电机的发热机理与旋转电机亦不同。因此,传统方法不适用于直驱进给轴。

学者们常用热阻网络法和有限元数值法对直驱进给轴的热特性和热误差进行建模。Lu 等^[13]和 Jang 等^[14]分别建立了永磁直线电机及其驱动平台的有限元模型和热阻网络模型,实验对比表明,热阻网络法难以准确表达和预测温度场分布和非线性的热特性。Kim 等^[15]分析了由直线电机驱动的三轴机床的热特性,并利用有限元方法识别出机床的热变形。Chow 等^[16-17]为分析直驱工作台的热变形,建立了无铁芯直线电机作为热源的有限差分模型,并结合经验公式得到热边界条件。为找到合适的边界条件,Lin 等^[18]提出一种基于更新有限元的热误差建模方法,利用改进的最小二乘支持向量机辨识有限元模型的热边界条件。总体而言,热阻网络法适用于难以建模和分析的复杂系统,可简化复杂的耦合计算,但精度不高。有限元方法的精度更高,但其建模复杂、计算耗时、边界条件难寻,热边界条件不准确的情况下,仿真结果误差较大。

此外,机理模型亦被用于直驱进给轴和直线电机的热变形及热特性分析。林献坤等^[19]基于一维热传导过程,建立了直驱进给轴关键温度点的伪滞后热变形动态识别模型,但未能综合考虑热源产热和空气对流散热的影响。Zaouia 等^[20]对管式直线电机进行了物理建模和数值分析,建立了基于电磁-机械的加热模型,但未能准确建立多个物理场之间的耦合关系。Tan 等^[21]针对永磁直线驱动器,将电磁场的分析结果作为热分析的来源,提出了基于电磁-热场耦合的热特性分析方法。Vese 等^[22]通过有限元耦合电磁场和热场,建立了永磁管式直线电机的多物理场模型,并计算出温度分布。Liu 等^[23]基于电磁、流体和传热等理论,建立了永磁直线电机的简化三维流动模型,得到了线圈的稳态温度和分布特性。总体而言,直线电机的热特性受到电磁场、热场和流场等多个物理场耦合作用的影响,但现有建模方法大多考虑单一的物理场,并未详细分析多物理场的耦合,影响了模型精度。此外,机理建模方法虽能推导出直驱进给轴在真实物理规律和结构下的控制方程,但该方程直接求解困难,不易得到显式的解

析函数。因此需要给出一种精度高且易于求解的热误差建模方法。

本文提出一种综合考虑“电磁-热-流”多场耦合的直驱进给轴热误差建模方法。通过分析直驱进给轴工作时的电磁场、热场和流场,建立多物理场耦合下的温度场控制方程,并提出一种简化的求解方法,可求得明确的显式解析模型。本模型揭示了直驱进给轴的温度场与变形场形成机理,可准确预测热误差,对提高直驱机床的精度具有重要意义。

1 “电磁-热-流”耦合下温度场分析

1.1 直驱进给轴结构

直驱进给轴的模型如图 1(a) 所示,主要包含基座、滑台和直线电机 3 部分。滑台由直线导轨和运动平台组成,可直接实现往复运动。直线电机可分为初级、气隙和次级 3 个区域,其中初级与滑台直连,如图 1(a) 和(b) 所示。初级线圈绕组励磁后产生行波磁场,次级导条在行波磁场的切割下产生电磁推力,从而推动滑台运动。

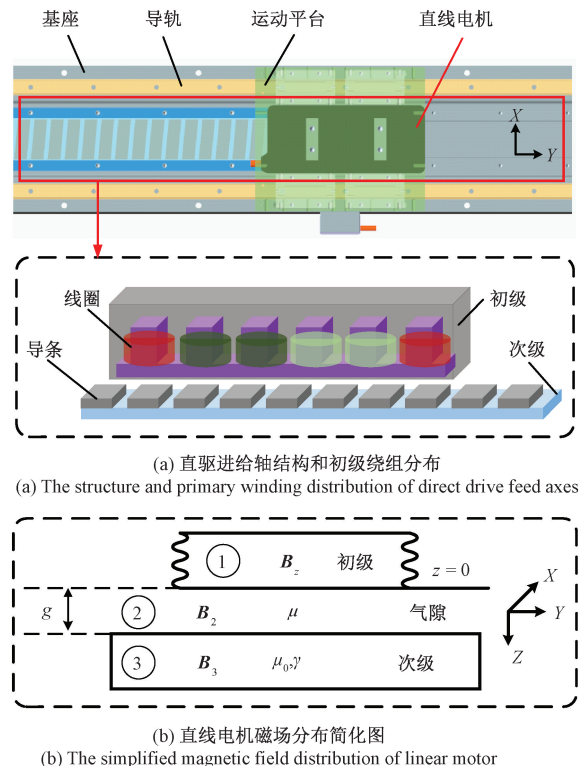


图 1 直驱进给轴模型

Fig. 1 The model of direct drive feed axes

在运动过程中,直驱进给轴的热源主要来自直线电机的能量损耗和运动部件之间的摩擦。电机通电后,初级和磁场的相互作用产生电磁场,其部分能量损耗会引

起直线电机发热。由于直驱结构的摩擦损耗较小,故可忽略摩擦热的影响。在分析直驱进给轴的温度场时,除了电机产热(电磁场),还需综合考虑滑台导热(热场)和空气对流散热(流场)的影响,因此有必要对直驱进给进行多场耦合研究,从机理上揭示热量的来源和传导过程,从而精确建立直驱进给轴的热误差模型。

1.2 电磁场分析

为简化电磁场分析,作如下假设:1)忽略直线电机边缘效应影响;2)忽略空间电磁场在 X 向变化;3)初级线圈绕组励磁产生的磁场 \mathbf{B}_i 和空间电磁场均按正弦规律变化。

直线电机电磁场分布的基本方程如下:

$$\nabla^2 \mathbf{A} = u_0 \gamma \left(\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} + v_x \nabla \times \mathbf{A} \right) \quad (1)$$

式中: \mathbf{A} 为磁矢量;磁感应强度 $\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A}$, ∇ 为哈密顿算子; u_0 为真空中的磁导率; γ 为电导率; t 为工作时间; v_x 为初级的运动速度,其与行波磁场的同步速度 v_s 有关: $v_x = (1-s)v_s$, s 为转差率。

由于空间电磁场按正弦规律变化,且在 X 方向上的变化可忽略,空间某一点 (x, y, z) 处的磁矢量 \mathbf{A} 的通解可设为:

$$\mathbf{A}(y, z, t) = \mathbf{A}(z) e^{j(\omega t - \beta y)} \quad (2)$$

式中: $\omega = 2\pi f$, f 为电流频率; $\beta = n\pi/\tau$, n 为电机的相数, τ 为电机的极距。

根据磁矢量 \mathbf{A} 的通解式(2),式(1)可改写为:

$$\frac{\partial^2 \mathbf{A}}{\partial z^2} = \mathbf{A} \alpha^2 \quad (3)$$

式中: $\alpha^2 = \beta^2 (1 + u\gamma v_s / \beta)$, u 为导条的磁导率。

求解式(3),可得气隙和次级区域中的磁矢量 \mathbf{A}_i :

$$\mathbf{A}_i = (C_i e^{kz} + D_i e^{-kz}) e^{j(\omega t - \beta y)} \quad (4)$$

式中:对于气隙区域②: $i=2, k=\beta$;对于次级区域③: $i=3, k=\alpha$; C_i 和 D_i 为待定系数。

根据图1(c)中直线电机的简化图,可确定求解式(4)中待定系数的边界条件,如式(5)所示。

$$\begin{cases} z = 0, & \mathbf{B}_2 = \mathbf{B}_z \\ z = g, & \mathbf{B}_3 = \mathbf{B}_2 \\ z \rightarrow \infty, & \mathbf{A}_3 = 0 \end{cases} \quad (5)$$

式中: g 为气隙的厚度; \mathbf{B}_z 为初级励磁后产生的行波磁场, $\mathbf{B}_z = B_m e^{j(\omega t - \beta y)}$; B_m 为行波磁场的幅值; $B_m = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{E_1}{(p+\varepsilon)l_\delta N_{1p} v_s}$; E_1 为初级绕组感应电动势; p 为电机级数; ε 一般取0.2~0.4; l_δ 为初级铁芯叠片厚度; N_{1p} 为初级线圈的匝数。

由于进给轴的材料均匀且各向同性,根据物性方程: $\mathbf{B}_i = u_0 \mathbf{H}_i$,可求出磁场强度 \mathbf{H}_i 。同时,根据 $\nabla \times \mathbf{E} = -\partial \mathbf{B} / \partial t$,可求得由变化的磁场产生的电场 \mathbf{E}_i 。

部分电磁能量转换会导致直线电机产热,通常将这种不可逆的转换称作损耗。可用坡印廷矢量 \mathbf{S}_i 表示电磁场的能流密度,以分析电磁场的能量变化。

$$\mathbf{S}_i = \mathbf{E}_i \times \mathbf{H}_i \quad (6)$$

将式(6)展开为:

$$\oint_A \mathbf{S}_i \cdot d\mathbf{A} = -\frac{\partial W}{\partial t} - \int_V \frac{J^2}{\gamma} dV + \int_V J \mathbf{E}_e \cdot dV \quad (7)$$

式中: W 为电磁能量; J 为电流密度; E_e 为局外场强;

$\oint_A \mathbf{S}_i \cdot d\mathbf{A}$ 表示表面 A 向外输送的电磁能量; $\frac{\partial W}{\partial t}$ 表示体积 V

内减少的电磁能量; $\int_V \frac{J^2}{\gamma} dV$ 表示体积 V 内产生的电磁损

耗; $\int_V J \mathbf{E}_e \cdot dV$ 表示体积 V 内电源提供的能量。

上述能量变化中,电磁场的大部分能量均存储在气隙中。电磁损耗 P_J 会将部分电磁能量转换为热能,即直线电机产热的主要来源。

$$P_J = - \int_V \frac{J^2}{\gamma} dV \quad (8)$$

电磁损耗根据电机的结构,可分为铜损失和铁损失,其中铜损失占大部分。

$$P_{cu} = 3i^2 R_{cu} [1 + \zeta(T - T_{fo})] \quad (9)$$

式中: i 为电流; R_{cu} 为铜阻; T 为直线电机的表面温度; T_{fo} 为环境温度; ζ 为铜阻随温度变化的比例系数。

1.3 “热-流”场分析

直驱进给轴工作时,电磁场产生的热能会传递给滑台。热量会从滑台温度较高的区域传递至温度较低的区域,从而产生导热现象并形成热场。滑台的导热方程可表示为:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \nabla^2 T \quad (10)$$

式中: a 为热扩散系数; $a = \lambda / \rho c$; λ 为滑台的等效导热系数; ρ 为滑台的密度; c 为滑台的比热。

热量不仅会在滑台内传导,还会通过空气与周围环境产生能量耗散。直驱进给轴表面的空气可视为连续运动的流场,当空气流场掠过表面时会产生对流散热现象,对流散热量 q_{conv} 可表示为:

$$q_{conv} = h \Delta T \quad (11)$$

式中: h 为空气的对流系数; ΔT 为直驱进给轴表面的温度与环境的温差。

在进行热分析时,由于滑台的轴向长度远大于径向宽度,且轴向是热误差的敏感方向,因此可将直驱进给轴简化为仅需考虑轴向温度梯度的一维导热体。对于一维导热体,可忽略直线电机运行速度对空气流速的影响,且气体以低速运行时通常可视为不可压缩流体。因此,直驱进给轴在“热-流”场作用下温度 T 的控制方程

可表示为:

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \frac{hA(T - T_{fo})}{\rho c} = a \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (12)$$

式中: $\partial T/\partial t$ 为温度项,表示滑台温度随时间的变化; $hA(T - T_{fo})/\rho c$ 为对流项, A 为滑台的表面积; $\partial^2 T/\partial y^2$ 为导热项。

1.4 “电磁-热-流”耦合分析

由上文分析可知,电磁场产生的电磁损耗为直驱进给轴的主要热源,同时热场和流场产生的导热和对流散热现象使热量在进给轴的内外传递。因此,直驱进给轴的温度场是由电磁场、热场和流场的综合作用引起,其耦合简化模型如图 2 所示,热量在直驱进给轴的气隙产生,热传导和热对流分别发生在滑台内部和进给轴的外表面。

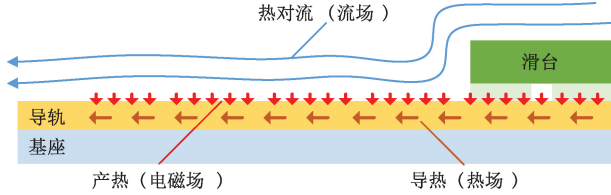


图 2 “电磁-热-流”耦合简化模型

Fig. 2 The simplified model of electromagnetic-thermal-flow coupling

考虑到整个直驱进给轴的能量是守恒的,因此“电磁-热-流”场的耦合可通过在“热-流”场中添加电磁能量来实现^[24]。在已知“热-流”场的控制方程式(12)的情况下,可在其中加入电磁损耗 P_J ,从而进一步得到“电磁-热-流”场的控制方程式(13)。

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \frac{hA(T - T_{fo})}{\rho c} + \frac{\eta P_J}{\rho c} = A \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (13)$$

式中: $\eta P_J/\rho c$ 为电磁损耗项,考虑到电磁损耗的效率,引入修正系数 η 。

1.5 耦合方程求解

对于简化的一维进给轴,控制方程式(13)是二阶偏微分方程,难以直接求解得到表达式明确且简单的解析解,不利于实际应用。为解决这一问题,本文提出了一种简化的耦合方程求解方法,具体求解过程如图 3 所示。根据分离变量的原则和实际传热机理对耦合模型进行简化,分为产热、稳态热对流和热传导 3 个阶段,以间接的方式逐步求出温度场 T 。

阶段 1:产热阶段。此阶段电磁场的传播速度很快,产热比热传导和热对流的作用更明显,可认为由电磁损耗产生的热量在进给轴内为均匀分布,此阶段仅有电磁场的作用。将电磁损耗方程式(14)从式(13)中分离。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\eta P_J}{\rho c} \quad (14)$$

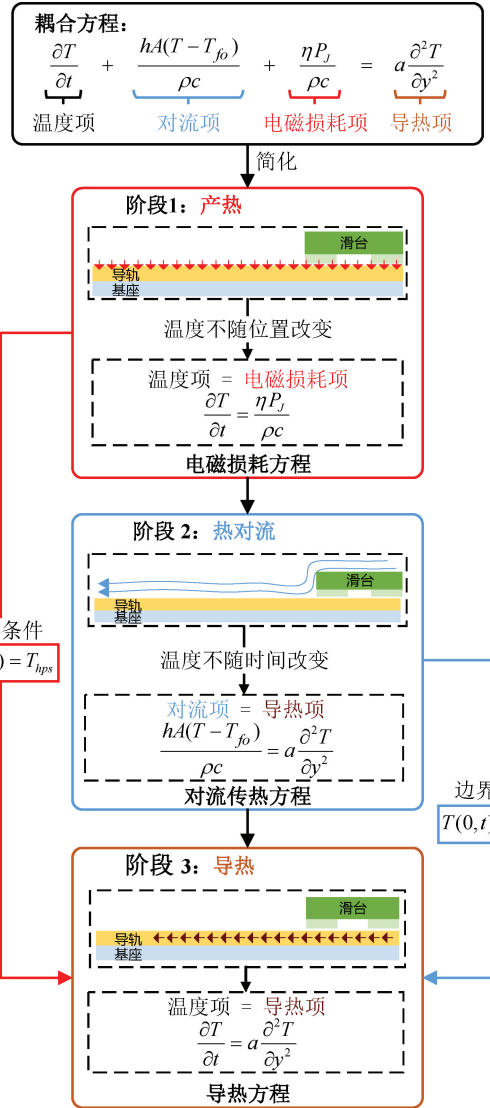


图 3 耦合方程求解流程

Fig. 3 The coupled equation solution process

求解式(14),可得产热阶段直驱进给轴的温度 T_{hps} ,如式(15)所示。

$$T_{hps}(t) = \frac{\eta P_J t}{\rho c} + T_{fo} \quad (15)$$

阶段 2:稳态热对流阶段。当进给轴内部达到热稳态后,滑台内各区间的温度不随时间明显变化。此时产热和导热的作用不明显,可认为此阶段仅有流场的作用。将对流传热方程式(16)从式(13)中分离。

$$\frac{hA(T - T_{fo})}{\rho c} = a \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (16)$$

求解式(16),可得稳态热对流阶段直驱进给轴的温度 T_{hds} ,如式(17)所示。

$$T_{hds}(y) = U_2 e^{xy} + U_1 e^{-xy} + T_{fo} \quad (17)$$

式中: U_1 和 U_2 为待辨识系数; $\chi = \sqrt{hA/\rho ca}$ 。

阶段3:热传导阶段。此阶段可认为热传导效率是最高的,将导热方程式(18)从式(13)中分离。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (18)$$

将式(15)和式(17)作为边界条件: $T(0, t) = T_{hds}$ 、 $T(y, 0) = T_{hps}$ 代入式(18),可求解出“电磁-热-流”多场耦合下直驱进给轴的温度场,如式(19)所示。

$$T(t, y) = T_{hds} + \text{erf}(\theta) (T_{hps} - T_{hds}) \quad (19)$$

式中: $\text{erf}(\theta)$ 为高斯误差函数, $\theta = y/2\sqrt{at}$ 。

通过上述方法,实现了控制方程的快速分离与耦合,不仅可求得显示的解析函数,而且有明确的物理含义。

2 热误差建模

直驱进给轴温度变化会导致结构膨胀或收缩,从而产生热变形,直接影响系统的定位精度。根据热膨胀理论,直驱进给轴的热变形 E_{te} 可表示为:

$$E_{te} = \int_0^L \xi \alpha_l [T(t, y) - T_{fo}] dy \quad (20)$$

式中: L 为直驱进给轴的长度; α_l 为热膨胀系数; ξ 为修正系数。

为便于求解,将整个滑台 m 等分,记每段的长度和中点为 ΔL 和 $P_i (i=1, 2, \dots, m)$,如图4所示。取 $T(t, y_{pi})$ 为每段的温度。

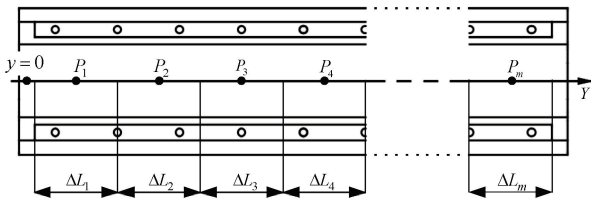


图4 直驱进给轴轴向分段图

Fig. 4 The direct drive feed axis axial segmentation diagram

由于进给轴的材料是均匀且各向同性的,故认为各段的膨胀系数 α_l 是相同的。根据式(20)和温度场的分析,直驱进给轴的热误差可表示为:

$$\begin{cases} E_{te}(t, y_{pi}) = \xi \alpha_l \Delta L \sum_{j=1}^i [T(t, y_{pj}) - T_{fo}] \\ T(t, y) = T_{hds} + \text{erf}(\theta) (T_{hps} - T_{hds}), \theta = \frac{y}{2\sqrt{at}} \\ T_{hps}(t) = \frac{\eta P_j t}{\rho c} + T_{fo} \\ T_{hds}(y) = U_2 e^{\chi y} + U_1 e^{-\chi y} + T_{fo}, \chi = \sqrt{\frac{hA}{\rho ca}} \end{cases} \quad (21)$$

式(21)为热误差的解析模型,可表示直驱进给轴在任意时间和位置的热误差。从中可知,直驱进给轴的热变形是累加传递的,在某一位置的热误差不仅取决于当前位置的热环境,还受之前位置的热特性影响。其中有4个待定系数 ξ, η, U_1, U_2 用于修正模型偏差,可基于实测数据和优化函数式(22),依据最小二乘法进行辨识。

$$\min[\Gamma(\eta, C_1, C_2, \xi)] = (E_{mte}(t, y_{pi}) - E_{te}(t, y_{pi}))^2 \quad (22)$$

式中: $E_{mte}(t, y_{pi})$ 为实测热误差; $E_{te}(t, y_{pi})$ 为模型预测热误差。

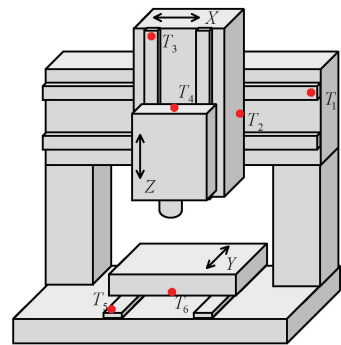
3 实验验证

3.1 热误差测量

为验证直驱进给轴热误差模型的准确性,开展了如图5(a)所示验证实验。测试对象为LS640高速龙门加工中心,3个平动轴均为直线电机直驱。激光干涉仪为雷尼绍XL30,并用PT100热电偶记录机床温度,热电偶的安装位置如图5(b)所示。在X、Y和Z轴的导轨和初级分别布置热电偶记录温度 $T_1 \sim T_6$,并记录环境温度 T_7 。温度数据主要用于3.3节的对比实验中。



(a) 测试现场
(a) The test site



(b) 机床模型与热电偶布置
(b) The machine tool model and thermocouple arrangement

图5 实验平台

Fig. 5 The experiment platform

测试前机床停机 3 h 以上,并确保整个测试环境的温度相对恒定。以 X 轴为例,测试的流程如下所述。

1) 初始状态下,用激光干涉仪测量 X 轴的往复定位误差,测试范围为 0~600 mm,以 20 mm 为测量间隔。

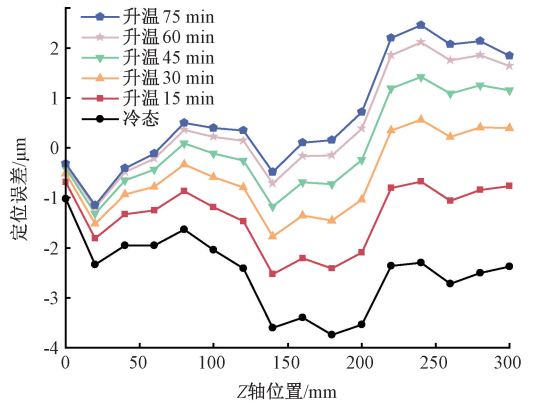
2) X 轴在行程范围内以 6 000 mm/min 的速度进行空载往复运动,持续时间为 15 min,停机后测量其定位误差。重复上述步骤 5 次。

Y、Z 轴的测试流程与 X 轴相同,具体的测试信息如表 1 所示。X、Y、Z 轴升温 75 min 内的定位误差曲线如图 6(a)~(c) 所示。X、Z 轴定位误差的变化范围为-4~2 μm,Y 轴的变化范围为-1~2 μm。直驱进给轴精度高于滚珠丝杠,在热误差的影响下,其定位误差绝对变化量较小。但在升温过程中仍能发现,定位误差曲线的形状

表 1 X 轴、Y 轴和 Z 轴的测试信息表

Table 1 Test information of X-axis, Y-axis and Z-axis

测试信息	X 轴	Y 轴	Z 轴
热机运动速度/(mm·min ⁻¹)	6 000	6 000	6 000
测试/行程范围/mm	0~600	0~400	0~300
测点间隔/mm	20	20	20
升温次数	5	5	5



(c) The Z-axis positioning error

图 6 定位误差测试结果

Fig. 6 The positioning error test results

基本保持不变,然而斜率逐渐增大,这表明热误差会对直驱进给轴的定位精度产生影响。

3.2 热误差建模与验证

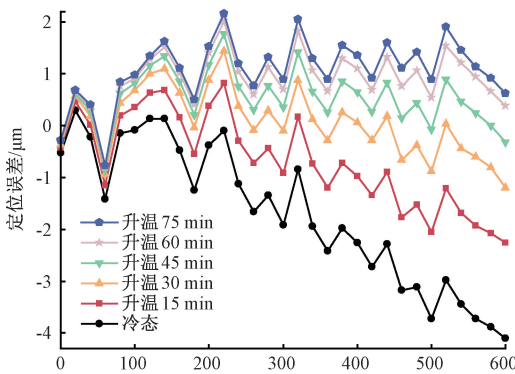
如图 7 所示,分别将不同升温时间下的定位误差减去冷态时的定位误差,分离出 3 个直驱进给轴的热误差。由解析模型式 (21) 可知,热变形是累加传递的,理论上热误差会沿着轴向方向逐渐递增,但在进给轴的末端位置,热误差反而变小,曲线呈非线性变化。这是由于在进给轴的始末位置存在固定支撑,这种支撑方式限制了末端的热膨胀,导致其热误差沿反方向变化。由此可见,简化后的理论模型由于忽略固定支撑的影响,不能反映出进给轴在末端位置的非线性变化,需通过优化函数式 (22) 对解析模型式 (21) 进行修正,X、Y、Z 轴的待定系数辨识结果如表 2 所示。

表 2 热误差模型修正系数

Table 2 Thermal error model correction coefficient

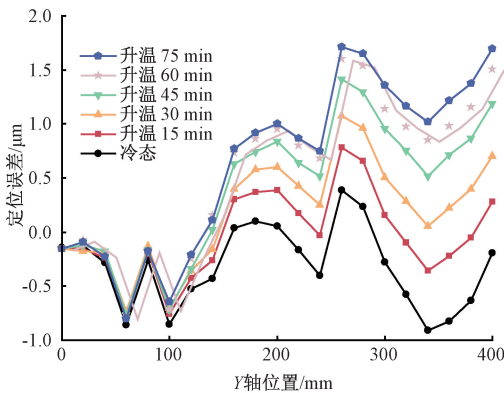
进给轴	η	U_1	U_2	ζ
X 轴	0.22	-8.52	-8.48	1.04
Y 轴	0.14	-8.53	-8.49	1.51
Z 轴	0.36	-8.50	-8.47	0.95

模型最终预测结果如图 7(a)~(c) 中的预测值所示。结果表明,预测数据非常接近实测值,模型的预测均方根误差在 0.5 μm 之内,具有较高的精度。不仅如此,在经过系数辨识修正后,该模型能自动调整线性与非线性区间,从而准确地反映出热误差变化的全过程。如图 8(a)~(c) 所示。从图中可看出热误差的整体趋势,并能定量地分析热误差随时间或位置的变化。



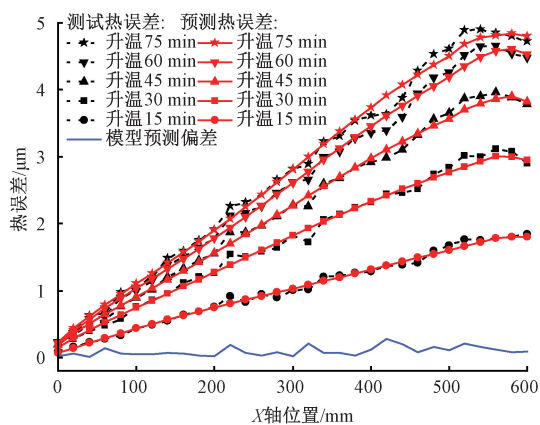
(a) X轴定位误差

(a) The X-axis positioning error



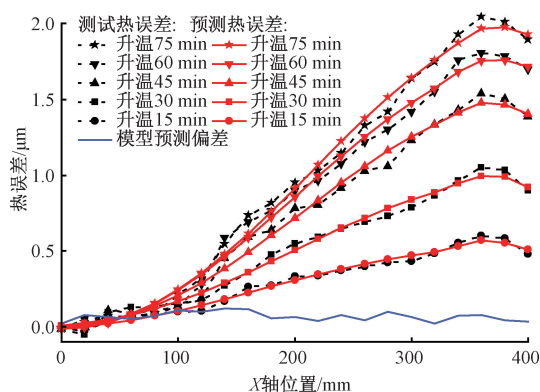
(b) Y轴定位误差

(b) The Y-axis positioning error



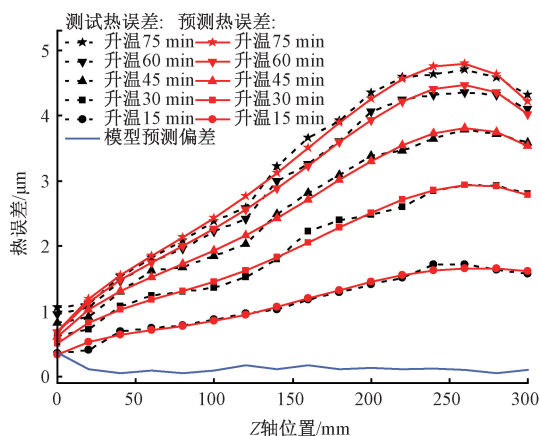
(a) X轴热误差的实测值与预测值比较

(a) Comparison of actual measured value and predicted value of X-axis thermal error



(b) Y轴热误差的实测值与预测值比较

(b) Comparison of actual measured value and predicted value of Y-axis thermal error



(c) Z轴热误差的实测值与预测值比较

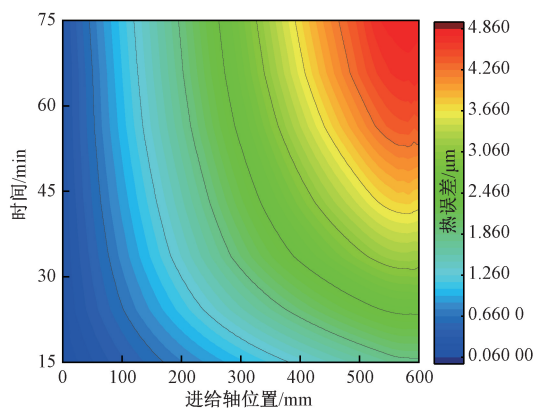
(c) Comparison of actual measured value and predicted value of Z-axis thermal error

图7 热误差实测值与建模结果

Fig. 7 Thermal error measured values and modeling results

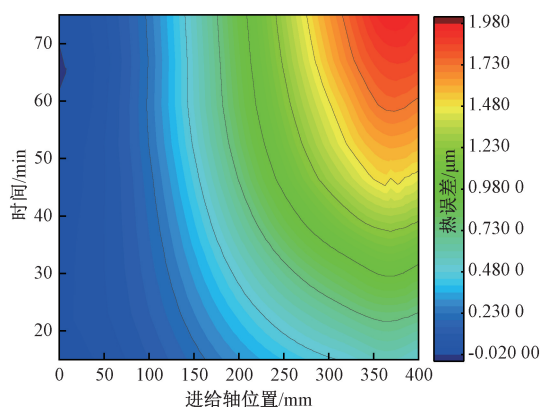
3.3 热误差建模方法对比

为进一步验证本文热误差模型的准确性,以机床Z轴为例,将其与多元线性回归(multiple linear regression, MLR)^[25]和BP神经网络^[26]模型进行比较。这两种模型



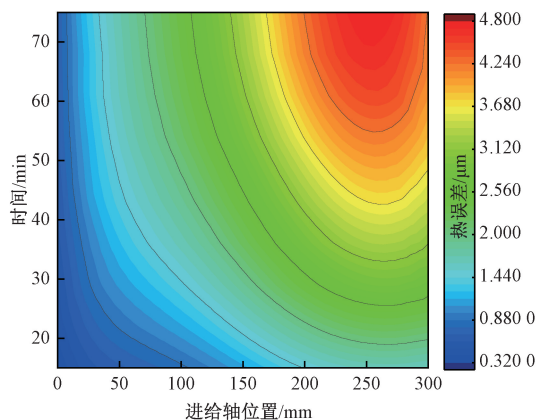
(a) X轴热误差的预测值随时间和位置的分布

(a) Distribution of predicted values of X-axis thermal error over time and location



(b) Y轴热误差的预测值随时间和位置的分布

(b) Distribution of predicted values of Y-axis thermal error over time and location



(c) Z轴热误差的预测值随时间和位置的分布

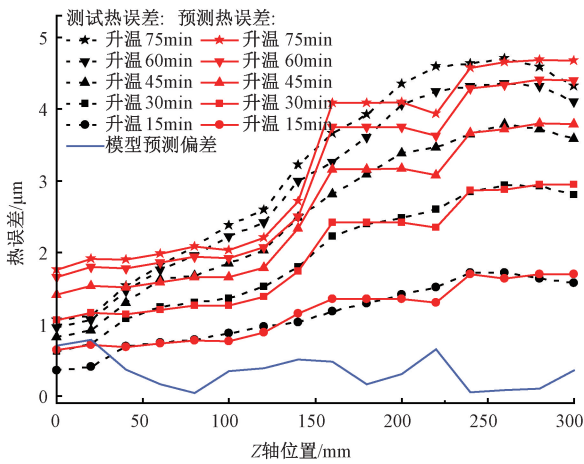
(c) Distribution of predicted values of Z-axis thermal error over time and location

图8 热误差预测分布云图

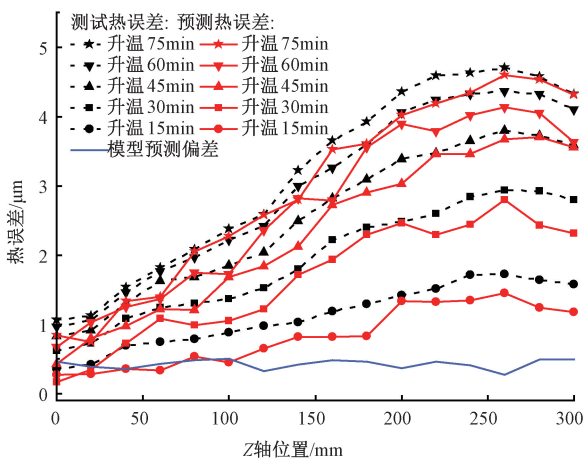
Fig. 8 Thermal error prediction distribution cloud chart

作为典型的经验模型,被广泛应用于机床热误差建模。

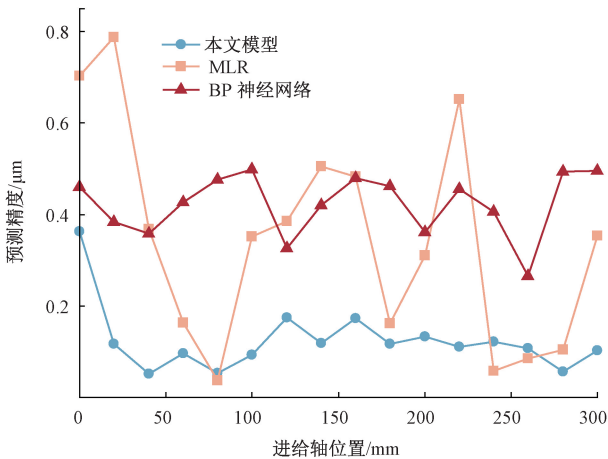
选取图5(b)中 T_3 、 T_4 和环境温度 T_7 作为输入,可建立含有三元的MLR模型。其预测结果如图9(a)所示。由于线性拟合模型对非线性问题的拟合精度不高,



(a) 热误差实测值与MLR模型预测值比较
(a) Comparison of measured thermal error values and MLR model predicted values



(b) 热误差实测值与BP神经网络模型预测值比较
(b) Comparison of measured thermal error values and BP model predicted values



(c) 3种模型的预测精度比较
(c) Comparison of prediction accuracy of three models

图 9 Z 轴的对比实验结果

Fig. 9 Comparative experimental results of Z axis

因此相较于本文提出的热误差模型(图 7(c)),MLR 模型难以得到光滑的预测曲线,不能准确反映出进给轴热误差的非线性变化。

此外,本文建立了 3 层“4-8-1”的 BP 神经网络模型,将 T_3 、 T_4 、环境温度 T_f 和进给轴的位置输入模型。BP 神经网络模型能更好地处理非线性数据,预测数据的变化趋势与实测数据较为接近,但其需要大量的训练样本,并且难以获取数量少且敏感度高的测量点,容易出现过拟合和鲁棒性不佳的问题。

对比图 7(c),9(a)与 9(b),分别计算出 3 种模型的预测均方根误差,如图 9(c)所示。本文提出的模型具有最高的预测精度,且预测偏差波动较小。

4 结 论

直驱进给轴的温度受电磁场、热场和流场耦合作用的影响。在综合考虑“电磁-热-流”多场耦合的基础上,建立了温度场的控制方程,揭示了热误差产生的内在机理。

提出了一种简化的温度场控制方程求解方法。求解过程分为产热、稳态热对流和热传导 3 个阶段,分别求解并进行耦合,可间接得到温度场的显式解析表达式。

实验验证结果表明,本模型能准确预测直驱进给轴的热误差,预测精度在 $0.5 \mu\text{m}$ 内,且能自动调整线性和非线性区间,可准确反映直驱进给轴的热特性。

参考文献

[1] 林献坤,樊振华,王益涵,等. 混合 KPLS 与模糊逻辑的双直接进给轴全程热误差建模及补偿[J]. 机械工程学报, 2017, 53(9):164-169.
LIN X K, FAN ZH H, WANG Y H, et al. Online compensation of full-stroke thermal error for dual direct feed axis with hybrid KPLS and fuzzy logic method[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53 (9): 164-169.

[2] 张铸,饶盛华,张小平,等. 基于 FOA-RBF 的管状开关磁阻直线电机直接瞬时出力控制[J]. 电子测量与仪器学报, 2020, 34(1): 141-148.
ZHANG ZH, RAO SH H, ZHANG X P, et al. Instantaneous force control of a linear switched reluctance actuator based on FOA-RBF[J]. Journal of Electronic Measurement and Instrumentation, 2020, 34(1):141-148.

[3] DENKENA B, AHLBORN P. Linear-rotary direct drive for multi-functional machine tools [J]. CIRP Annals, 2022, 71(1): 349-352.

- [4] MAYR J, JEDRZEJEWSKI J, UHLMANN E, et al. Thermal issues in machine tools [J] . CIRP Annals, 2012, 61(2) : 771-791.
- [5] 王维, 杨建国, 姚晓栋, 等. 数控机床几何误差与热误差综合建模及其实时补偿 [J] . 机械工程学报, 2012, 48(7) : 165-170, 179.
- WANG W, YANG J G, YAL X D, et al. Synthesis modeling and real-time compensation of geometric error and thermal error for CNC machine tools [J] . Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48(7) : 165-170, 179.
- [6] 刘阔, 宋磊, 陈虎, 等. 机理驱动的数控机床进给轴时变误差建模和补偿方法 [J] . 机械工程学报, 2022, 58(3) : 251-258.
- LIU K, SONG L, CHEN H, et al. Mechanism-driven method for time-varying error modeling and compensation of CNC machine tool's feed axes [J] . Journal of Mechanical Engineering, 2022, 58(3) : 251-258.
- [7] 刘阔, 韩伟, 王永青, 等. 数控机床进给轴热误差补偿技术研究综述 [J] . 机械工程学报, 2021, 57(3) : 156-173.
- LIU K, HAN W, WANG Y Q, et al. Review on thermal error compensation for feed axes of CNC machine tools [J] . Journal of Mechanical Engineering, 2021, 57(3) : 156-173.
- [8] SHI H, MA C, YANG J, et al. Investigation into effect of thermal expansion on thermally induced error of ball screw feed drive system of precision machine tools [J] . International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2015, 97 : 60-71.
- [9] LIU J, MA C, WANG S, et al. Thermal boundary condition optimization of ball screw feed drive system based on response surface analysis [J] . Mechanical Systems and Signal Processing, 2019, 121 : 471-495.
- [10] 徐凯, 王文辉, 李喆裕, 等. 基于主动构造温差变量的机床温度敏感点选择方法 [J] . 仪器仪表学报, 2023, 44(2) : 67-74.
- XU K, WANG W H, LI ZH Y, et al. Temperature-sensitive point selection method of machine tool based on active construction of temperature difference variable [J] . Chinese Journal of Scientific Instrument, 2023, 44(2) : 67-74.
- [11] 徐凯, 李国龙, 李喆裕, 等. 直线轴热定位误差解耦与分步建模研究 [J] . 仪器仪表学报, 2022, 43(7) : 72-81.
- XU K, LI G L, LI ZH Y, et al. Research on decoupling and step-by-step modeling of thermal positioning error of the linear axis [J] . Chinese Journal of Scientific Instrument, 2022, 43(7) : 72-81.
- [12] PRITSCHOW G. A comparison of linear and conventional electromechanical drives [J] . CIRP Annals, 1998, 47(2) : 541-548.
- [13] LU Q, ZHANG X, CHEN Y, et al. Modeling and investigation of thermal characteristics of a water-cooled permanent-magnet linear motor [J] . IEEE Transactions on Industry Applications, 2015, 51(3) : 2086-2096.
- [14] JANG C, KIM J Y, KIM Y J, et al. Heat transfer analysis and simplified thermal resistance modeling of linear motor driven stages for SMT applications [J] . IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 2003, 26(3) : 532-540.
- [15] KIM J, JEONG Y, CHO D. Thermal behavior of a machine tool equipped with linear motors [J] . International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2004, 44(7-8) : 749-758.
- [16] CHOW J H, ZHONG Z W, LIN W, et al. A study of thermal deformation in the carriage of a permanent magnet direct drive linear motor stage [J] . Applied Thermal Engineering, 2012, 48 : 89-96.
- [17] CHOW J H, ZHONG Z W, LIN W, et al. A finite-difference thermal model of a three-phase coreless linear motor as a heat source [J] . Applied Thermal Engineering, 2015, 87 : 605-614.
- [18] LIN X, LI Y, LI H. Simulation-based estimation of thermal behavior of direct feed drive mechanism with updated finite element model [J] . Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2014, 27(5) : 992-998.
- [19] 林献坤, 张薇, 樊振华. 直线电机驱动进给轴热动态伪滞后建模与补偿方法研究 [J] . 机械工程学报, 2018, 54(19) : 137-143.
- LIN X K, ZHANG W, FAN ZH H. Thermal dynamic hysteresis modeling and compensation for linear motor driven feed mechanism [J] . Journal of Mechanical Engineering, 2018, 54(19) : 137-143.
- [20] ZAOUIA M, HAMRIOUI S, LORENZ P. Multi-Physics modeling and numerical analysis of tubular linear switched reluctance motors [J] . Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Electrical Engineering, 2018, 43(4) : 871-881.
- [21] TAN C, LI B, GE W. Thermal quantitative analysis and design method of bistable permanent magnet actuators based on multiphysics methodology [J] . IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 67(9) :

7727-7735.

- [22] VESE I C, MARIGNETTI F, RADULESCU M M. Multiphysics approach to numerical modeling of a permanent-magnet tubular linear motor [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2010, 57(1): 320-326.
- [23] LIU X, YU H, SHI Z, et al. Electromagnetic-fluid-thermal field calculation and analysis of a permanent magnet linear motor[J]. Applied Thermal Engineering, 2018, 129: 802-811.
- [24] HANAPPIER N, CHARKALUK E, TRIANTAFYLLIDIS N. A coupled electromagnetic-thermomechanical approach for the modeling of electric motors[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2021, 149: 104315.
- [25] 苗恩铭, 龚亚运, 徐祗尚, 等. 数控机床热误差补偿模型稳健性比较分析[J]. 机械工程学报, 2015, 51(7): 130-135.
MIAO EN M, GONG Y Y, XU ZH SH, et al. Comparative analysis of thermal error compensation model robustness of CNC machine tools [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2015, 51(7): 130-135.
- [26] 李帅, 杨赫然, 孙兴伟, 等. 基于改进神经网络算法的数控钻攻中心进给轴热误差预测[J]. 电子测量与仪器学报, 2023, 37(9): 234-242.
LI SH, YANG H R, SUN X W, et al. Prediction of thermal error of CNC drilling center feed axis based on improved neural network algorithm [J]. Journal of Electronic Measurement and Instrumentation, 2023, 37(9): 234-242.

作者简介



陈茂雷, 2021 年于宁波大学获得学士学位, 现为宁波大学机械工程与力学学院在读硕士研究生, 主要研究方向为直驱机床热误差建模。

E-mail: chenmaolei77@163.com

Chen Maolei received his B. Sc. degree from Ningbo University in 2021. He is currently a master student in the Faculty of Mechanical Engineering and Mechanics at Ningbo University. His main research interest is thermal error modeling of direct drive machine tools.



项四通 (通信作者), 分别在 2011 年和 2016 年于华东理工大学和上海交通大学获得学士学位和博士学位, 现为宁波大学机械工程与力学学院副教授、博士生导师, 主要研究方向为精密加工与测试, 多轴数控机床误差测量、建模与补偿。

E-mail: xiangsitong@nbu.edu.cn

Xiang Sitong (Corresponding author) received his B. Sc. and Ph. D. degrees from East China University of Science and Technology and Shanghai Jiao Tong University in 2011 and 2016, respectively. He is currently an associate professor and a Ph. D. advisor in the Faculty of Mechanical Engineering and Mechanics of Ningbo University. His main research interests include precision machining and testing, multi-axis CNC machine tool error measurement, modeling and compensation.