

DOI: 10.7652/xjtuxb201906001

机床电主轴热特性卷积建模研究

颜宗卓^{1,2}, 陶涛^{1,2}, 侯瑞生^{1,2,3}, 杜宏洋^{1,2}, 梅雪松^{1,2}

(1. 西安交通大学机械制造与系统工程国家重点实验室, 710049, 西安; 2. 西安交通大学机械工程学院, 710049, 西安; 3. 河北工程大学机械学院, 056038, 河北邯郸)

摘要: 针对机床电主轴系统温度与热误差普遍存在的非线性等建模难题,提出了一种卷积建模方法。通过传热理论分析与实验数据相结合的方式,对电主轴系统内部测点温度与热源、换热边界条件的复杂关系进行了有效简化,建立了热源温度与测点温度间的微分方程,并给出了响应函数。通过粒子群算法进行响应函数参数的优化,使用热源测点温度变化量与响应函数的卷积积分来估算电主轴系统的各部分温度,并在此基础上,通过卷积参数优化建立了电主轴 y 方向热误差模型。结果表明,在电主轴系统热特性非线性最严重的运行初始阶段和升降温拐点处,卷积模型比线性模型更能描述电主轴的温度和热变形规律,温度拟合效果在开机初始 200 min 内最高提升了 83.9%, y 方向热误差的拟合误差在前 100 min 由 44.07% 提高至 97.1%。该研究为电主轴和机床温度与热误差建模提供了一种新的有效思路。

关键词: 电主轴; 温度预测; 热误差建模; 卷积建模方法

中图分类号: TH161 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2019)06-0001-08

Convolution Modeling for Thermal Properties of Motorized Spindle in Machine Tools

YAN Zongzhuo^{1,2}, TAO Tao^{1,2}, HOU Ruisheng^{1,2,3}, DU Hongyang^{1,2}, MEI Xuesong^{1,2}

(1. State Key Laboratory for Manufacturing Systems Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
2. School of Mechanical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
3. College of Mechanical and Equipment Engineering, Hebei University of Engineering, Handan, Hebei 056038, China)

Abstract: A convolution modeling strategy is proposed for solving the non-linearity and other difficulties in the modeling temperatures and thermal errors of motorized spindle. The relationship between the internal temperatures of spindle, heat source and boundary conditions is simplified following heat transfer theory and experimental results. A differential equation relating heating source to measuring point temperature is constructed and the response function is obtained. The coefficients of the response function are optimized with particle swarm optimization (PSO), the temperatures of measuring points are estimated by calculating the convolution of heat source temperature difference and response function, and the thermal error model in y -direction of motorized spindle is established by optimization of convolution parameters. The results show that the convolution model is endowed with higher modeling accuracy compared with linear model, especially for the non-linearity and hysteresis in the initial stage after starting or closing the spindle. The accuracy of the predicted temperature is heightened by 83.9% at most in the

收稿日期: 2018-11-19。 作者简介: 颜宗卓(1995—),男,博士生;陶涛(通信作者),男,教授,博士生导师。 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51775422)。

网络出版时间: 2019-01-26 网络出版地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20190126.1540.004.html>

earlier 200 minutes, and the modeling accuracy of thermal error in y-direction is heightened from 44.07% to 97.1% in the earlier 100 minutes, which indicates the effectiveness of this convolution modeling strategy.

Keywords: motorized spindle; temperature prediction; thermal error modeling; convolution modeling

在高速高精度机械加工中,机床热误差已经占到总误差的 40%~70%^[1],主轴系统作为机床主要热源之一^[2],其热特性一直受到相关学者的重视。在现有机床中,广泛应用的电主轴系统存在发热量大、热变形规律复杂等问题,其热特性的建模工作对提高整个机床精度有重要意义。

目前,机床主轴系统的热特性建模方法与机床热特性建模方法基本一致,主要有理论热特性建模和经验热特性建模两种^[3]。国内外学者在此方面进行了大量的研究,例如:Chen 等通过确定主轴功率、对流换热系数与轴承油膜的影响,建立了立式车床的主轴热仿真模型^[4];Yang 等以一维杆为例对热特性的伪滞后现象进行了研究,建立了热误差的动态 OE 模型^[5];杨建国等对主轴热特性伪滞后现象进行了研究,在实验与仿真中确定了建模温度测点位置^[6];仇健等提出了减小主轴热误差的热源分布控制法、热平衡法和误差补偿法 3 种措施^[7];Huang 等根据晶体的热膨胀理论,建立了一维杆拉伸与弯曲的热变形模型^[8];文献[9]通过主轴温度变化规律确定主轴箱的代表温度,建立了主轴开关机阶段的纵向伸长热误差模型;文献[10]提出一种动态线性化的建模方法,建立历史温度数据驱动的热误差模型,并根据实测温度拐点和变形拐点的时间差确定采样计算间隔;施虎等通过有限元仿真确定电主轴的温度变形敏感区域,筛选出温度变形敏感点,建立电主轴热误差模型^[11];Tan 等运用傅里叶合成、时间序列分析和牛顿冷却定律相结合的方法,建立了环境温度与大型机床热误差之间的分析模型^[12];代贵松等以自然指数为基本形式,结合热平衡时间与稳态误差建立了电主轴的误差模型^[13];曹永洁等运用主因素和互不相关因素策略进行了主轴建模温度点的选取^[14];林伟青等提出了基于最小二乘支持向量机进行数控机床热误差建模预测方法^[15];苗恩铭对多种机床热误差模型的稳健性进行了分析,并证明了利用最小二乘支持向量建模具有较好的稳健性^[16];Liu 建立了径向漂移与温度之间的关系模型^[17];孙志超等针对车床主轴和进给轴耦合热误差进行分析,用模糊聚类选择了建模温度点^[18];Hou

等对包括主轴在内的多个部件的物理特性进行分析,确立了建模温度点,并使用多目标遗传算法对模型进行了优化^[19]。

目前,电主轴系统热特性建模难点是在开机初期与升降温拐点处等非热平衡阶段出现的伪滞后与非线性等问题^[5-6]。上述研究一类通过理论与有限元分析获得温度场和热变形规律,通过敏感区域选取等方法建立热特性模型;另一类通过广泛布置温度测点,选取非线性影响最小温度点进行建模。以上两种研究方法提供了温度敏感点建模基本思路,但电主轴系统结构复杂,边界条件多变,有限元与理论分析难以获得准确且实用性强的模型,而温度测点布置又受到机床结构与运动关系的限制。

本文提出了一种卷积建模方法,通过热源温度变化量与响应函数的卷积,近似描述电主轴系统各部分温度值,并通过模型系数优化,进行建模温度获取,以此为基础建立了热误差补偿模型。此方法降低了对传感器位置的要求,并提高了非热平衡阶段的建模精度。

1 电主轴热特性

电主轴系统热特性的一种研究方法是,通过分析一维杆在单端恒定热源加热情况下的微分方程,研究其热特性变化规律,并应用在主轴系统热伸长的建模中。一维杆模型如图 1 所示,左边为单端恒定热源,此情况下一维杆的导热方程表示为^[5]

$$\lambda A_c \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \rho c A_c \frac{\partial T}{\partial t} + h_1 L T \quad (1)$$

式中: λ 是杆的热导率; A_c 是杆横截面面积; T 是杆温度; ρ 是杆密度; c 是比热容; h_1 是圆柱面对流换热系数; L 是杆圆周长度。

实际计算时忽略了圆柱面的对流换热,因此最终 x_1 和 x_2 关系为

$$T(x_2, t) = \alpha(x_1, x_2) T(x_1, t - \phi(x_1, x_2)) \quad (2)$$

式中: $\alpha(x_1, x_2) = \exp(-\beta(x_2 - x_1))$ 表示的是 x_1 到 x_2 温度幅值的衰减程度; $\phi(x_1, x_2) = \beta(x_2 - x_1)/\omega$ 表示温度从 x_1 到 x_2 的传播时间延时。

此种简化方法忽略了热源随时间的变化和圆柱

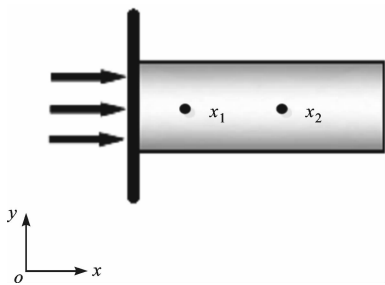


图 1 一维杆模型简化图

表面的散热,最终结果将不同点的温度关系描述为幅值变化和时间滞后。

另一种研究方法是,在研究主轴的轴向膨胀时,将主轴视为一个整体来建立整体导热方程^[9]

$$cm \left(\frac{dT_m}{dt} \right) = Q_{in} - Q_{out} \quad (3)$$

$$Q_{out} = T_m Sa \quad (4)$$

式中: Q_{in} 表示轴承生热量,在转速恒定的情况下认为是一个随时间不变的常量; Q_{out} 表示向外界的散热量; T_m 是主轴整体温度; S 是主轴散热面积; a 是热扩散系数; t 为时间; m 为质量。修正后的主轴整体升降温公式为

$$T_{up} = T_E + \frac{Q_{in}}{Sa_{up}} + B \exp\left(\frac{-p_{up1} a_{up} S}{cm} t\right) + p_{up2} \quad (5)$$

$$T_{dn} = T_E + (T_0 - T_E) \exp\left(\frac{-p_{dn1} a_{dn} S}{cm} t\right) + p_{dn2} \quad (6)$$

式中: T_{up} 为升温整体温度; T_{dn} 为降温整体温度; T_E 为环境温度; B 取决于初始条件, p_{up1} 和 p_{up2} 为升温修正系数; p_{dn1} 和 p_{dn2} 为降温修正系数。式(6)借助自然指数形式对主轴整体升温做了预测。

上述两种方法均在主轴热伸长模型中得到应用,并取得了良好的效果。在实际运行中,电主轴在圆柱侧面增加了散热肋板等结构,并采取强制对流等冷却措施,散热效率比自然对流大大增强,影响了主轴内外温度梯度,对径向(如 y 方向)热误差变化造成很大影响。因此,电主轴圆柱侧面对流换热的影响应当考虑,需要对上述模型进行优化。

2 卷积建模方法的提出

2.1 机床电主轴传热模型简化

本文的研究对象是海德曼公司 T65 型电主轴系统,包括电机系统和外部箱体部分,转速区间为 $0 \sim 5\,000$ r/min,正常运行功率为 $22 \sim 26$ kW。主轴的内部结构如图 2 所示,前部采用圆柱滚子轴承

和推力角接触球轴承,主轴后端采用圆柱滚子轴承,电机部分在主轴的中后部,周围是冷却液流动循环的水槽。外置冷却系统提供电主轴系统圆柱侧面的强制空冷,中部冷却泵提供内部电机的循环冷却。电主轴系统外观如图 3 所示,圆柱侧面设计有散热肋板,前后端面没有设计冷却措施。电主轴系统两端面积共 0.28 m^2 ,侧面积约为 1.15 m^2 ,在同种条件下,空气强制对流换热系数一般为自然对流的 5 倍以上,假设主轴表面温度一致,在冷却系统开启时,主轴端面换热效果仅为柱面的 $1/20$ 或更小。

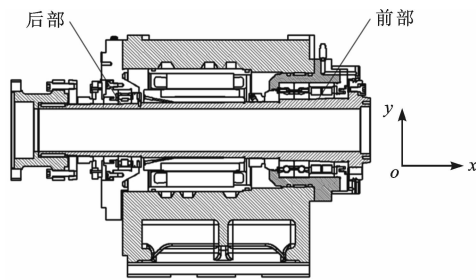


图 2 电主轴内部结构

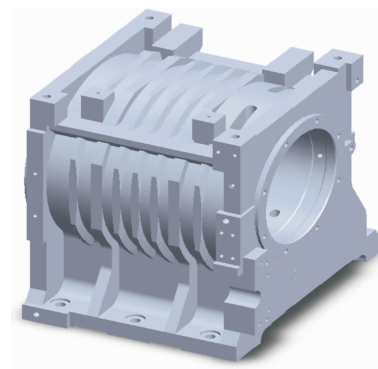


图 3 电主轴系统外观

因此,本文将电主轴系统(包括箱体的圆柱部分)简化为一个空心圆柱,假设轴承和电机热量沿圆柱内表面均匀分布,忽略端面的换热并视为绝热状态,并且相同半径圆柱面的温度相等,用于传热规律分析。简化结果如图 4 所示。

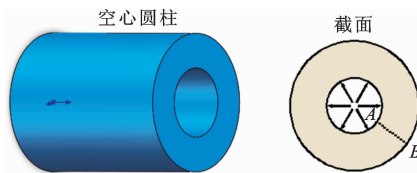


图 4 电主轴简化模型

2.2 温度卷积建模原理

在图 4 中的截面截取 AB 段进行传热分析。由于相同半径圆柱面温度相等,因此 AB 段各点垂直半径方向无热量传递,视为绝热状态,与图 1 一维杆

状态类似。假设 AB 段由 n 个连续的微元组成,如图 5 所示,且在开始时整体与环境为均匀温度 T_0 。

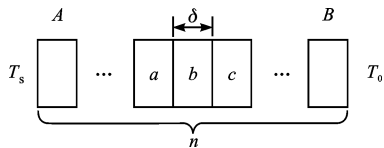


图 5 AB 段微元简化图

以 a 、 b 和 c 这 3 个微元为代表分析传热规律,假设在开机后的某一时刻,微元 a 温度突然上升为 $T_{a,u}$,相邻微元 b 此时导热方程式为

$$cm \frac{dT_b}{dt} = \frac{\lambda A_c}{\delta} (T_{a,u} - T_b) - \frac{\lambda A_c}{\delta} (T_b - T_c) \quad (7)$$

式中: T_b 为微元 b 的温度; T_c 为微元 c 的温度; T_c 随 T_b 的变化而变化; λ 为导热系数; δ 为微元的长度。此时根据文献[5]结论,把微元 a 视为热源,忽略时间延时的影响,将微元 b 和微元 c 温度简化为纯比例关系,可认为下式近似成立

$$T_b - T_c = C_1 (T_b - T_0) \quad (8)$$

式中: C_1 为待定比例系数; T_0 为初始温度。将式(8)代入式(7),为简化计算,将 $C_1 \frac{\lambda}{\delta}$ 记为 C_a ,微元 b 的导热方程可修改为

$$cm \frac{dT_b}{dt} = \frac{\lambda A_c}{\delta} (T_{a,u} - T_b) - C_a A_c (T_b - T_0) \quad (9)$$

最终,求得 T_b 的表达式为

$$T_b = C_b \exp(-\epsilon t) + \frac{\lambda T_{a,u} + \delta C_a T_0}{\lambda + \delta C_a} \quad (10)$$

其中

$$\epsilon = \frac{\lambda A_c + \delta C_a A_c}{\delta cm}$$

假设 T_0 保持不变,并将 T_a 和 T_b 初始值温度 T_0 代入式(10),求得 T_b 的表达式为

$$T_b = \frac{\lambda \Delta T_a}{\lambda + \delta C_a} [1 - \exp(-\epsilon t)] + T_0 \quad (11)$$

式中: ΔT_a 为 $T_{a,u} - T_0$ 。式(11)表示 a 作为热源时, b 的温度 T_b 与 a 温度变化量 ΔT_a 的响应关系。

假设在 t_{k-1} 时刻之前,电主轴 AB 段整体温度不变,在 t_k 时刻,微元 a 的温度 T_a 上升 $\Delta T_{a,k}$,在 t_{k+1} 时刻, T_a 的温度上升 $\Delta T_{a,k+1}$,则 t_{k+2} 时刻 $\Delta T_{a,k}$ 和 $\Delta T_{a,k+1}$ 对 b 的温度影响分别为

$$\Delta T_{b,k+2}^{a,k} = \frac{\lambda \Delta T_{a,k}}{\lambda + \delta C_a} \{1 - \exp[-\epsilon(t_{k+2} - t_k)]\} \quad (12)$$

$$\Delta T_{b,k+2}^{a,k+1} = \frac{\lambda \Delta T_{a,k+1}}{\lambda + \delta C_a} \{1 - \exp[-\epsilon(t_{k+2} - t_{k+1})]\} \quad (13)$$

根据线性系统的叠加性,温度 T_b 在 t_{k+2} 时刻的温度 $T_{b,k+2}$ 可认为是 T_0 、 $\Delta T_{b,k+2}^{a,k}$ 和 $\Delta T_{b,k+2}^{a,k+1}$ 的叠加。如果忽略式(11)中常量 T_0 ,可拆分如下

$$h = \frac{\lambda \Delta T_a}{\lambda + \delta C_a} \quad (14)$$

$$g(t) = 1 - \exp(-\epsilon t) \quad (15)$$

式(14)表示 ΔT_a 对微元 b 温度响应的终值,式(14)(15)的乘积表示式(14)在不同时刻的响应结果, $\Delta T_{b,k+2}^{a,k}$ 和 $\Delta T_{b,k+2}^{a,k+1}$ 之和可认为是 $\Delta T_{a,k}$ 和 $\Delta T_{a,k+1}$ 代入式(14)后与式(15)的卷积运算结果。

假设 t_0 时刻开始,微元 a 温度在不断变化,在 t_k 时刻,温度 $T_{a,k}$ 可看作是 $t_1 \sim t_{k-1}$ 每个时刻温度阶跃变化量 $\Delta T_{a,i}$ 的叠加,其中 $i=1,2,\dots,k-1$ 。 $\Delta T_{a,i}$ 对 T_b 在 t_k 时刻的响应使用式(14)和(15)的乘积计算。温度 T_b 在 t_k 时刻的值为 $t_1 \sim t_{k-1}$ 时刻的 $\Delta T_{a,i}$ 在 t_k 时刻对 T_b 响应结果的叠加,是 T_a 在 $t_1 \sim t_{k-1}$ 时刻的 $\Delta T_{a,i}$ 代入式(14)计算终值与式(15)的卷积,公式如下

$$\left. \begin{aligned} T_b(t) &= h(t) * g(t) + T_0 \\ h(t) &= \frac{\lambda}{\lambda + \delta C_a} \Delta T_a(t) \\ g(t) &= 1 - \exp(-\epsilon t) \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

但是,式(16)只能推测 a 和 b 相邻微元的温度,因此必须提出表示 T_b 变化的方法。

本文提出以下设想:存在系数 u ,使得电主轴热源温度 T_s 与 T_a 、 T_b 存在如下的近似关系

$$u(T_s - T_b) = T_a - T_b \quad (17)$$

此时式(9)可替换为下式,建立近似导热关系式

$$cm \frac{dT_b}{dt} = \frac{u \lambda A_c}{\delta} (T_s - T_b) - C_a (T_b - T_0) \quad (18)$$

为验证式(17)的假设在电主轴中各个方向是否成立,设计如下实验:在主轴侧面布置 5 个温度传感器 $T_{e1} \sim T_{e5}$, T_{e1} 布置在靠近轴承处,代表轴承热源的温度,由于轴承是旋转零部件,认为内圈温度近似相等。由于电主轴系统边界处温度变化规律与热源的差异较大^[5],因此布置 T_{e2} 和 T_{e3} 两个紧邻测温点在正下方靠近边界处, T_{e4} 和 T_{e5} 两个紧邻测温点在斜下方靠近边界处。 T_{e2} 和 T_{e4} 代表图 5 中微元 a , T_{e3} 和 T_{e5} 代表微元 b 。各传感器位置如图 6 所示。

电主轴首先以 2 000 r/min 运行 360 min,此时表面为强制对流换热,然后进入降温状态,表面变为自然对流换热。实验数据如图 7 和图 8 所示,图 7

为 5 个传感器的原始数据,图 8 为几个温差的比值,由于传热存在惰性时间,因此对远离热源的 4 个温度数据在计算比值时做了相应的时移。在升降温拐点处,主轴系统换热条件发生强制对流向自然对流的突变,导致图中 360 min 出现了突跳现象。

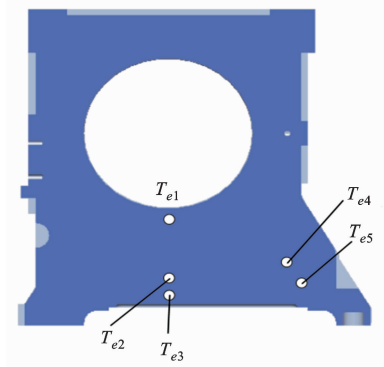


图 6 验证试验传感器布置情况

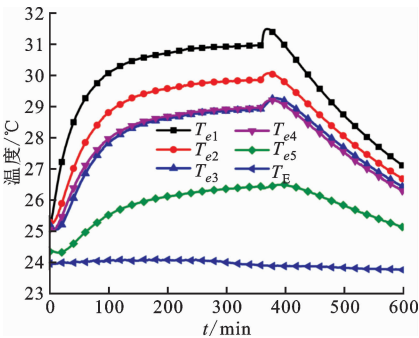


图 7 实验中 5 个传感器原始温度

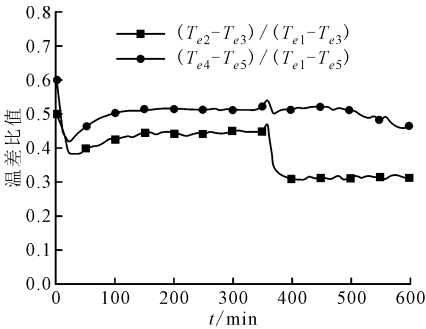


图 8 实验温差比例关系

由图 8 所示,由于换热条件的不同,图 8 中的温差比值也出现了突变,但在各阶段温差比值相对平稳。在升温段(0~360 min)和降温段, $(T_{e2} - T_{e3}) / (T_{e1} - T_{e3})$ 可近似为 0.52 和 0.5, $(T_{e4} - T_{e5}) / (T_{e1} - T_{e5})$ 分别可以近似为 0.45 与 0.3,除去开机和温度拐点处 10 min 误差稍大,为 15%左右,其他阶段误差均不超过 10%。因此在实际情况中,可认为式(17)假设近似成立,进而将对电主轴上某一点 d (在此次实验中 d 为 $e2 \sim e5$) 的温度 T_d 的导热方

程近似表示为

$$cm \frac{dT_d}{dt} = \frac{\gamma A_c}{\delta} (\Delta T_{e1} - T_d) - C_a A_c (T_d - T_0) \tag{19}$$

为简化计算,将 $u\lambda$ 简化为一个参数 γ 。

根据图 7 结果,实验中环境温度基本不变,在研究温度变化规律时将其作为常量进行处理。根据式(16)的结论和线性系统的叠加性, t_{k+1} 时刻 T_d 的温度为初始温度 T_0 与 t_k 时刻之前 T_{e1} 各时刻变化量 $\Delta T_{e1}(t)$ 响应的叠加,是式(14)同响应函数的卷积与 T_0 之和,表达式为

$$\left. \begin{aligned} T_d(t) &= h(t) * g(t) + T_0 \\ h(t) &= \frac{\gamma}{\gamma + \delta C_a} \Delta T_{e1}(t) \\ g(t) &= 1 - \exp(-\epsilon_1 t) \\ \epsilon_1 &= \frac{\gamma A_c + \delta C_a A_c}{\delta cm} \end{aligned} \right\} \tag{20}$$

式中: $h(t)$ 为 t 时刻 T_{e1} 的变化量 $\Delta T_{e1}(t)$ 对 T_m 作用的终值; $g(t)$ 为输入值 $\Delta T_{e1}(t)$ 对时间的响应函数。

3 温度建模预测与验证

采用卷积法对上述电主轴的温度实验结果进行建模验证,并通过粒子群算法优化计算公式中的系数。电主轴系统基本物性参数如下,铸铁的比热容 c 为 0.46×10^3 kJ/(kg · °C),微元长度 δ 在本实验中取 0.02 m,空气强制对流换热系数 h 取 30 W/(m² · K)。以 T_{e2} 为例,通过粒子群算法进行系数 γ 、 C_a 的优化计算。粒子群算法的输入为 $\Delta T_{e1} = (\Delta T_{e1}(1), \Delta T_{e1}(2), \dots, \Delta T_{e1}(k))$,其中 $\Delta T_{e1}(i) (i = 1, 2, \dots, k)$ 为 t_i 时刻温度 T_{e1} 的变化量。目标函数 E 是卷积计算结果与目标温度测量值的最小二乘偏差,表达式为

$$E = \sum_{i=1}^k (\tilde{T}_{e2}(i) - T_{e2}(i))^2 \tag{21}$$

式中: $\tilde{T}_{e2}(i)$ 为 t_i 时刻某个粒子卷积模型的预测值; $T_{e2}(i)$ 为 t_i 时刻 T_{e2} 温度的测量值。使用此算法对 4 个温度进行卷积系数优化计算,结果如表 1 所示。由于 T_{e3} 和 T_{e5} 离热源更远,非线性更为严重,因此选

表 1 系数 γ 与 C_a 优化结果

温度测点	γ	C_a
T_{e2}	2.40	27.03
T_{e3}	1.15	32.34
T_{e4}	1.40	31.44
T_{e5}	0.53	32.50

择两温度拟合结果与线性拟合进行作图对比,如图 9 和图 10 所示。

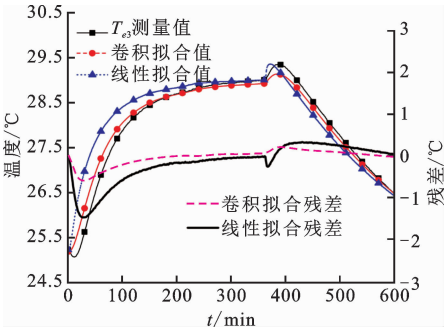


图 9 采用两种方法对 T_{e3} 拟合效果的比较

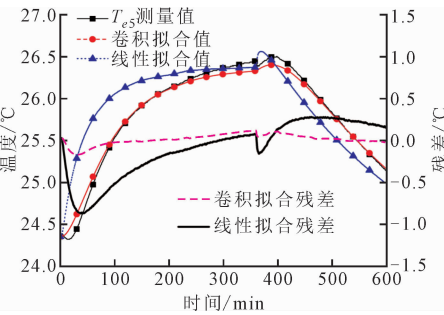


图 10 采用两种方法对 T_{e5} 拟合效果的比较

在运行初始阶段,由于电主轴系统尚未达到热平衡状态,是热特性中伪滞后等非线性现象较为严重^[6]且线性模型拟合效果较差的阶段。因此,根据电主轴的温度变化状态,采用均方根误差(RMSE)和预测精度(FA)指标^[18],对前 200 min 和后 400 min 的建模效果分别进行评价,结果如表 2 和表 3 所示。由图 9、10 以及表 2、3 结果可知,卷积法在前 200 min 拟合效果明显好于线性模型,测点越远离热源时,非线性现象越严重,线性模型精度越低,最远测点 T_{e5} 温度的线性拟合精度只有 51.6%,卷积法的精度高达 94.9%,预测精度大大提高。运行 200 min 后,电主轴系统逐渐进入热平衡状态,温度变化量下降,整体温度不均匀性减小,线性法与卷积法的

表 2 电主轴运行前 200 min 线性法与卷积法结果的对比

温度测点	均方根误差		预测精度/%	
	卷积法	线性拟合	卷积法	线性拟合
T_{e2}	0.09	0.23	95.6	89.1
T_{e3}	0.26	0.70	90.9	67.0
T_{e4}	0.15	0.49	96.4	83.2
T_{e5}	0.07	0.54	94.9	51.6

表 3 电主轴运行后 400 min 线性法与卷积法结果的对比

温度测点	均方根误差		预测精度/%	
	卷积法	线性拟合	卷积法	线性拟合
T_{e2}	0.06	0.10	98.1	97.3
T_{e3}	0.10	0.17	97.3	95.4
T_{e4}	0.04	0.09	99.8	97.6
T_{e5}	0.05	0.17	97.4	91.5

拟合结果已无太大差异。

4 热误差建模预测与验证

在前文中,卷积法更好地描述了机床电主轴的温度规律。热误差是各部分发热造成热变形耦合的结果,在运行初始阶段及升降温拐点处,非线性现象同样较为严重。以往建模是通过广泛布置温度测点或有限元仿真,运用模糊聚类等算法寻找合适建模温度,并通过智能算法建立温度和变形的关系,效果评价往往侧重于整个运行阶段,导致模型在运行初期与升降温拐点处等阶段的效果较差。

文献[6]研究表明,在主轴热源和边界之间,存在描述热变形效果较好的温度点。温度卷积算法可以通过热源温度较为准确地推算出热源到电主轴边界中间一点的温度,这为寻找建模温度提供了新的思路。获得电主轴热变形和热源温度后,在不布置大量测点的情况下,将热源温度变化量作为输入,运用粒子群算法,以式(21)为目标,进行式(20)温度卷积系数的优化,式(21)中目标由 T_{e2} 变为热变形测量值。随后将热源温度代入优化后的式(20),即可通过卷积运算进行热误差预测,不同阶段还可进行系数修正,提高模型效果。

4.1 实验设计与测量方法

在实验方面,采用 ISO 230-3 推荐的五点法测量主轴系统热变形,通过传感器与安装检验棒的距离改变反映主轴变形。支架采用极小热膨胀系数(常温下为 $1.5 \times 10^{-6} \text{ m/}^\circ\text{C}$)的殷钢材料。变形测量选择米铍电涡流传感器,常温下温度误差系数为 $0.125 \times 10^{-6} \text{ m/}^\circ\text{C}$ 。温度传感器为 A 级精度 PT100 热电阻,温度测点位置如下: T_1 在电主轴系统前轴承离轴承套 0.5 cm 处, T_2 在后轴承处, T_3 和 T_4 分别在电主轴前端和后端中部, T_5 和 T_6 分别在前端和后端底部, T_7 在底座, T_8 测量周围环境温度。

实验时,采用主轴连续起停运转的方式,60 s 为

一个采样周期。在一个周期内,主轴以恒定转速连续运行 55 s,然后停止 5 s,用于电涡流采集数据。实验转速为 2 000 r/min,先连续运行 350 min 至平衡状态,然后切断电源进行主轴冷却,研究 y 方向的热变形情况。

4.2 实验结果与分析

电主轴系统温度及 y 方向变形如图 11、12 所示, y 向热变形是垂直方向各部分变形的累积,与热源温度存在伪滞后现象^[6]。由图 6 可知,主轴中心至正下方底部的尺寸比斜方向小,伪滞后现象稍轻,因此选择前 100 min 和全时段进行建模效果评价。图 11、12 中 350 min 处出现的数据突跳是换热方式由强制对流变化为自然对流造成的。

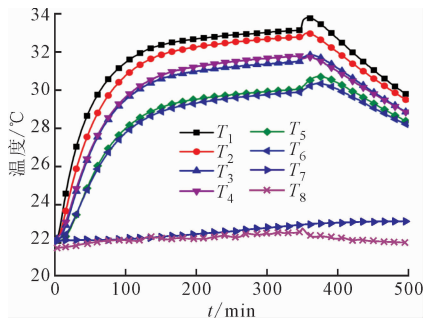


图 11 电主轴运行温度变化情况

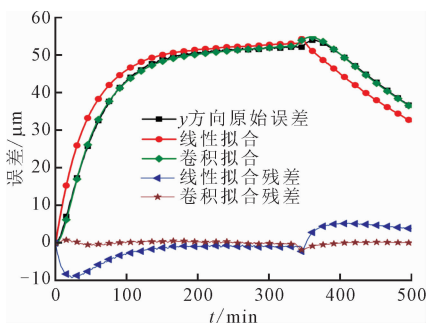


图 12 y 方向原始误差与拟合效果

本文采用 T_1 、 T_3 、 T_5 与 T_8 进行粒子群线性建模,并与粒子群优化的卷积模型效果进行对比,结果如图 12、13 所示。从整体效果看,线性模型与卷积模型效果区别不大。观察前 100 min(图 13)和温度拐点处(图 12 中 350 min 处)的拟合效果可知,线性模型的拟合出现了较大误差。在前 50 min 线性模型的拟合精度仅有 44.07%,前 100 min 为 72.3%,并出现了明显负补偿的现象,而卷积法前 50 min 拟合精度为 97.1%,前 100 min 时为 98.7%。在热特性非线性现象严重阶段取得了比线性拟合更为显著的效果,为电主轴热误差补偿提供了一种新的解决思路。

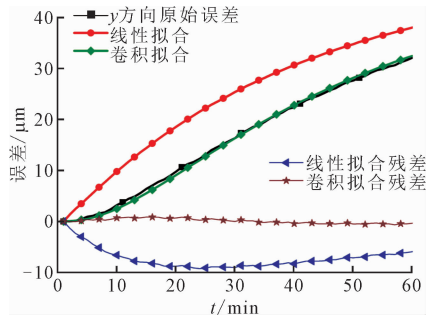


图 13 电主轴运行前 100 min 拟合效果

5 结 论

本文通过机床电主轴理论传热分析与实验相结合的方式,提出了一种电主轴系统热特性的卷积建模方法,通过热源测点温度变化量与响应函数的卷积来近似推算主轴各部分温度。在此基础上,提出了以实验热源温度作为输入,以热误差预测精度为目标,通过粒子群算法进行卷积模型系数优化的热误差建模方法,将热源温度代入优化后卷积模型获得热误差预测值。与以前研究结果相比,卷积模型在热特性较为复杂的开机阶段和升降温拐点处有着更为准确的预测结果。在机床电主轴运行前 200 min 温度预测中,效果最高提升了 83.2%。在 y 方向热误差的预测中,将电主轴运行前 50 min 和前 100 min 的拟合精度由 44.07% 和 72.3% 分别提升至 97.1% 和 98.7%。卷积建模法保证了热误差整体的建模精度,减小了温度传感器的布置需求,为热误差建模补偿提出了一种新的思路与方法。机床加工的实际工况比电主轴系统更为复杂,卷积法应用需要更加深入的研究、修正与检验。

参考文献:

- [1] BRYAN J. International status of thermal error research [J]. Annals of CIRP, 1990, 39(2): 645-656.
- [2] MAYR J, JEDRZEJEWSKI J, UHLMANN E, et al. Thermal issues in machine tools [J]. CIRP Annals: Manufacturing Technology, 2012, 61(2): 771-791.
- [3] 王海同,李铁民,王立平,等. 机床热误差建模研究综述 [J]. 机械工程学报, 2015, 51(9): 119-128.
WANG Haitong, LI Tiemin, WANG Liping, et al. Review on thermal error modeling of machine tools [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2015, 51(9): 119-128.
- [4] CHEN D, BONIS M, ZHANG F, et al. Thermal error of a hydrostatic spindle [J]. Precision Engineering, 2011, 35(3): 512-520.

- [5] YANG H, NI J. Dynamic modeling for machine tool thermal error compensation [J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2003, 125(2): 245-254.
- [6] 杨建国, 范开国. 数控机床主轴热变形伪滞后研究及主轴热漂移在机实时补偿 [J]. 机械工程学报, 2013, 49(23): 129-135.
YANG Jianguo, FAN Kaiguo. Research on the thermal deformation pseudo-lag and real-time compensation for CNC machine tool spindle [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2013, 49(23): 129-135.
- [7] 仇健, 刘春时, 刘启伟, 等. 龙门数控机床主轴热误差及其改善措施 [J]. 机械工程学报, 2012, 48(21): 149-157.
QIU Jian, LIU Chunshi, LIU Qiwei, et al. Thermal errors of planer type NC machine tools and its improvement measures [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48(21): 149-157.
- [8] HUANG S, FENG P, XU C, et al. Utilization of heat quantity to model thermal errors of machine tool spindle [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 97: 1733-1743.
- [9] XIANG S, ZHU X, YANG J. Modeling for spindle thermal error in machine tools based on mechanism analysis and thermal basic characteristics tests [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers: Part C Journal of Mechanical Engineering Science, 2014, 228(18): 3381-3394.
- [10] XIANG S, YAO X, DU Z, et al. Dynamic linearization modeling approach for spindle thermal errors of machine tools [J]. Mechatronics, 2018, 53: 215-228.
- [11] 施虎, 梅雪松, 杨军, 等. 数控机床电主轴热敏感特性分析及试验研究 [J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2012, 40(S2): 26-30.
SHI Hu, MEI Xuesong, YANG Jun, et al. Analysis and experiment on thermal sensitive characteristic of electric spindle of CNC machine tool [J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Nature Science Edition), 2012, 40(S2): 26-30.
- [12] TAN Bo, MAO Xinyong, LIU Hongqi, et al. A thermal error model for large machine tools that considers environmental thermal hysteresis effects [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2014, 82/83(7): 11-20.
- [13] 代贵松, 袁峰, 张余升, 等. 电主轴热特性分析与基于自然指数的热误差建模 [J]. 机床与液压, 2014, 42(17): 9-13.
- DAI Guisong, YUAN Feng, ZHANG Yusheng, et al. Thermal characteristics analysis for motorized spindle and thermal error modeling based on natural exponential [J]. Machine Tool & Hydraulics, 2014, 42(17): 9-13.
- [14] 曹永洁, 傅建中. 数控机床主轴热误差测温优化布点方案的研究 [J]. 组合机床与自动化加工技术, 2007(1): 61-64.
CAO Yongjie, FU Jianzhong. Study on optimal layout of temperature measurement for thermal errors of spindle in machine tools [J]. Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique, 2007(1): 61-64.
- [15] 林伟青, 傅建中, 许亚洲, 等. 基于最小二乘支持向量机的数控机床热误差预测 [J]. 浙江大学学报(工学版), 2008, 42(6): 905-908.
LIN Weiqing, FU Jianzhong, XU Yazhou, et al. Thermal error prediction of numerical control machine tools based on least squares support vector machines [J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2008, 42(6): 905-908.
- [16] 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 Enming, GONG Yayun, XU Zhishang, et al. Comparative analysis of thermal error compensation model robustness of CNC machine tools [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2015, 51(7): 130-135.
- [17] LIU Kuo, LI Te, LI Tiejun, et al. Thermal behavior analysis of horizontal CNC lathe spindle and compensation for radial thermal drift error [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 95: 1293-1301.
- [18] 孙志超, 陶涛, 黄晓勇, 等. 车床主轴与进给轴耦合热误差建模及补偿研究 [J]. 西安交通大学学报, 2015, 49(7): 105-112.
SUN Zhichao, TAO Tao, HUANG Xiaoyong, et al. Modeling and compensation of coupled thermal error of spindle and feed shafts [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2015, 49(7): 105-112.
- [19] HOU R, YAN Z, TAO T, et al. The application of multi-objective genetic algorithm in the modeling of thermal error of NC lathe [J]. Procedia CIRP, 2018, 67: 332-337.

(编辑 杜秀杰)