

DOI:10.11918/202009022

机床主轴轴向热误差一阶自回归建模方法

杜宏洋^{1,2}, 陶涛^{1,2}, 侯瑞生^{1,4}, 颜宗卓^{1,2}, 姜歌东^{1,2}, 梅雪松^{1,3}

(1.西安交通大学 机械工程学院,西安 710049;2.机械制造系统工程国家重点实验室(西安交通大学),西安 710049;
3.智能机器人陕西省重点实验室(西安交通大学),西安 710049;4.河北工程大学 机械与装备工程学院,河北 邯郸 056038)

摘要:针对机床主轴热误差经验建模法缺乏物理意义,建模精度和鲁棒性受热变形伪滞后效应影响较大的问题,从理论角度推导出一种具有明确物理意义且不受伪滞后效应影响的主轴热误差建模方法。将主轴简化为一维杆件,考虑主轴圆柱面与空气的对流散热,利用传热学得到一维杆在单端热源条件下温度场和热变形的解析表达式;对热变形表达式进行形式变换,推导得到一维杆在单端固定热源条件下热变形的一阶自回归表述形式;推导验证在变化热源条件下,一维杆热变形一阶自回归模型的有效性,并指出自回归模型系数与主轴物理特性、自回归时间间隔、热源条件的关系;进行有限元仿真,并在海德曼T65车床上进行实验验证。仿真结果表明,一阶自回归模型可有效估计一维杆在变化热源条件下的热变形,不受伪滞后效应影响。在T65车床上的实验结果表明,与多元线性回归模型相比,一阶自回归模型的鲁棒性更高且具有明确的物理意义。

关键词:机床主轴;热误差;伪滞后效应;传热学;一阶自回归模型

中图分类号: TH161

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2021)07-0060-08

First-order autoregressive modeling method for axial thermal error of machine tool spindle

DU Hongyang^{1,2}, TAO Tao^{1,2}, HOU Ruisheng^{1,4}, YAN Zongzhuo^{1,2}, JIANG Gedong^{1,2}, MEI Xuesong^{1,3}

(1. School of Mechanical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. State Key Laboratory for Manufacturing Systems Engineering (Xi'an Jiaotong University), Xi'an 710049, China;

3. Shaanxi Key Laboratory of Intelligent Robots (Xi'an Jiaotong University), Xi'an 710049, China;

4. School of Mechanical and Equipment Engineering, Hebei University of Engineering, Handan 056038, Hebei, China)

Abstract: To solve the problem that the empirical modeling for thermal error of machine tool spindle lacks physical significance, and the modeling accuracy and robustness are greatly affected by pseudo-hysteresis effect of thermal deformation, a modeling method for thermal error of machine tool spindle which has clear physical meaning and is not affected by pseudo-hysteresis effect is derived from theoretical perspective. Firstly, the spindle is simplified as a one-dimensional rod. Taking into account the convection between cylinder surface and air, the analytical solutions of temperature field and thermal deformation of the rod under the condition of single-end heat source are obtained by using heat transfer theory. Then the thermal deformation expression is transformed, and the first-order autoregressive model for the rod under the condition of single-end fixed heat source is derived. After that, the validity of the first-order autoregressive model for the thermal deformation of the rod under the condition of variable heat source is verified, and the relationship between the coefficients of the autoregressive model and the physical characteristics of the spindle, the time interval of the autoregressive model and the heat source is pointed out. Finally, finite element simulation is carried out, and the experimental verification is performed on Headman T65 lathe. The simulation results show that the first-order autoregressive model can effectively estimate the thermal deformation of the one-dimensional rod under the condition of variable heat source and is not affected by the pseudo-hysteresis effect. The experimental results on the T65 lathe show that, compared with multiple linear regression model, the first-order autoregressive model is more robust and has clear physical significance.

Keywords: machine tool spindle; thermal error; pseudo-hysteresis effect; heat transfer; first-order autoregressive model

收稿日期: 2020-09-03

基金项目: 国家自然科学基金(51775422)

作者简介: 杜宏洋(1991—),男,博士研究生;

陶涛(1965—),男,教授,博士生导师

通信作者: 陶涛,taotao@xjtu.edu.cn

机床误差主要包括几何误差、热误差、切削力误差和控制误差等。对于精密加工,热误差可以占到总误差的40%~70%^[1-2]。主轴作为机床的关键零部件,也是机床的主要热源之一。研究减小主轴热误差的方法对提高机床加工精度具有十分重要的意

义。研究表明,热误差补偿是一种经济、有效的提高机床精度的方法,而建立高精度、高鲁棒性的热误差模型是热误差补偿技术中十分关键的环节,很大程度上决定了最终的补偿效果。广大学者针对主轴热误差建模进行了大量卓有成效的研究,提出了多种建模算法,包括多元线性回归^[3-5]、神经网络^[6-9]、支持向量机^[10-12]和灰色系统^[13-14]等。但是,模型的精度和鲁棒性仍需进一步提高以满足工厂的实际使用需求。Yang 等^[15]指出,前述建模方法鲁棒性差的主要原因为机床热变形是整体温度场的作用结果,利用少量离散的测温点建立热变形的预测模型时会丢失温度信息,产生图 1 所示的“伪滞后”现象,即距离热源较近位置的温度变化超前于热变形,而距离热源较远位置的温度变化滞后于热变形。因此,当选取的温度测点位置不合适时,热变形 $\Delta L(\tau)$ 和温度 $t(\tau)$ 之间的关系曲线呈现较强的非线性,且在升降温时不重合,采用 $\Delta L(\tau) = f_1(t_1(\tau))$ 或 $\Delta L(\tau) = f_2(t_2(\tau))$ 的建模方式难以同时描述升降温曲线。杨建国等^[16]针对热变形伪滞后问题指出,对于主轴单端受热情况,在靠近热源大概 $x = 0.4L$ 处,主轴热变形 $\Delta L(\tau)$ 和温度 $t(\tau)$ 呈近似的线性关系且升降温曲线基本重合。但是,该结论在实际应用时存在主轴上无法布置温度传感器,主轴箱上与主轴 $0.4L$

处等效的温度点不易寻找且受结构限制也可能无法布置温度传感器的问题。目前,多采用时间序列建模算法解决机床热变形伪滞后问题,将温度和热变形的历史数据作为模型输入,弥补以离散测温点替代整体温度场进行建模时造成的信息缺失^[17-19]。此外,动态神经网络因包含延迟或反馈环节,也常被用来解决热变形伪滞后问题^[20]。时间序列算法和动态神经网络的应用对热误差模型的精度和鲁棒性的提高起到了一定的效果,但是也引入了新的问题。如在应用时间序列建模时没有统一的定阶方法,并且模型系数完全由试验数据确定,不具备物理意义,而动态神经网络需要设计更符合伪滞后效应的反馈单元结构^[21]。Fraser 等^[22]指出,热误差模型的数学形式不具备物理意义也是影响模型精度和鲁棒性的重要因素。Hou 等^[23]和颜卓宗等^[24]针对该问题,提出了将理论建模与经验建模相结合的方法:首先,将主轴箱热传导简化为半无限大平板传热,计算得到其温度场和热变形的解析表达式;然后,通过一定的数学简化得到主轴箱热变形的模型形式;最后,利用实验获取模型系数。这种建模方法提高了模型的物理支持,但是推导过程中的数学简化在一定程度上降低了模型的精度。

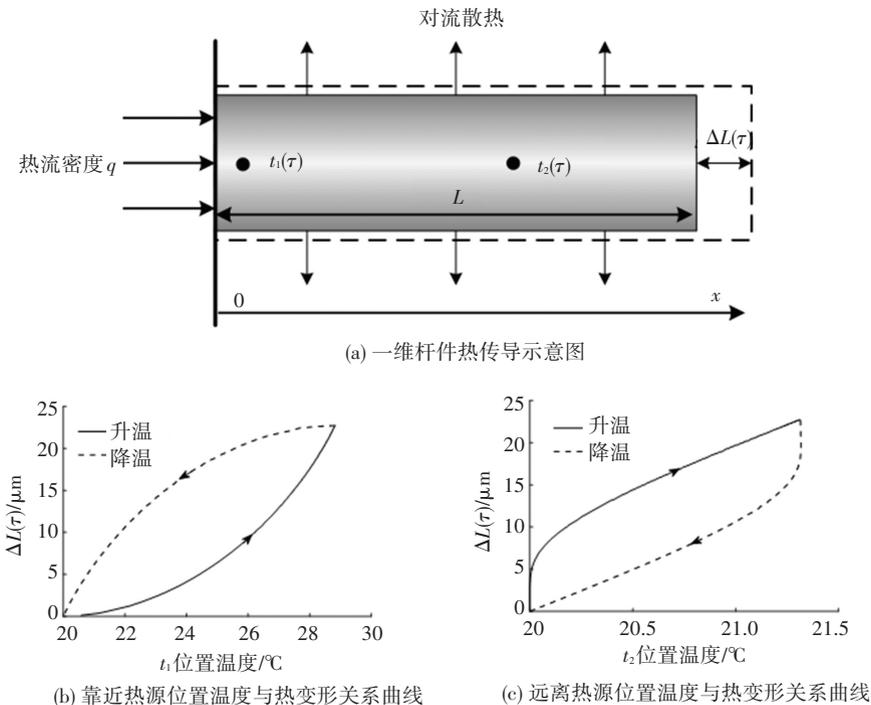


图 1 热变形伪滞后效应

Fig.1 Pseudo-hysteresis effect of thermal deformation

为了降低伪滞后效应对热误差模型精度和鲁棒性的影响,同时为了提高模型的物理意义,本文将主轴简化为一维杆件,从传热学的角度推导出一维杆

在变化热源条件下热变形的一阶自回归模型。通过理论推导确定了自回归模型阶数为为一阶,并根据模型系数的表达式确定了系数与主轴物理特性、自回

归模型时间间隔以及热源条件的关系。整个推导过程不存在数学简化,仅仅是进行形式变换,因此模型精度更高。

1 主轴热变形计算及一阶自回归模型推导

1.1 主轴温度场和热变形理论求解

将主轴简化为图 1(a)所示的一维杆结构,在左端施加热源,通过圆柱面进行对流散热,其导热微分方程和定解条件为:

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} = \frac{2h}{\lambda R}(t - t_{am}) + \frac{\rho c}{\lambda} \frac{\partial t}{\partial \tau} \\ t(x, 0) = f(x) \quad (0 \leq x \leq L) \\ \left. \frac{\partial t}{\partial x} \right|_{x=0} = -\frac{q}{\lambda} \\ \left. \frac{\partial t}{\partial x} \right|_{x=L} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

式中: $t(x, \tau)$ 为一维杆温度分布函数($^{\circ}\text{C}$), x 为一维杆轴向坐标(m), τ 为时间(s), h 为表面传热系数($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$), λ 为导热系数($\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$), R 为一维杆半径(m), t_{am} 为环境温度($^{\circ}\text{C}$), ρ 为一维杆密度(kg/m^3), c 为比热容($\text{J}/(\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C})$), $t(x, 0)$ 为初始时刻一维杆的温度场分布($^{\circ}\text{C}$), $f(x)$ 为任意函数, L 为一维杆长度(m), q 为热流密度(W/m^2)。

引入过余温度 $\theta(x, \tau)$:

$$\theta(x, \tau) = t(x, \tau) - t_{am} \quad (2)$$

并且设:

$$a = \lambda/(\rho c), \quad b = 2h/(\rho c R), \quad \theta_0(x) = f(x) - t_{am} \quad (3)$$

将式(2)和式(3)代入式(1)可得:

$$\begin{cases} a \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} = b\theta + \frac{\partial \theta}{\partial \tau} \\ \theta(x, 0) = \theta_0(x) \\ \left. \frac{\partial \theta}{\partial x} \right|_{x=0} = -\frac{q}{\lambda} \\ \left. \frac{\partial \theta}{\partial x} \right|_{x=L} = 0 \end{cases} \quad (4)$$

对式(4)进行求解可得温度场分布:

$$\begin{aligned} \theta(x, \tau) = & \sum_{n=1}^{\infty} (k_1(n, \tau) + k_2(n, \tau)) \cos \frac{n\pi}{L}x - \\ & \frac{qa}{\lambda bL} (e^{-b\tau} - 1) + \frac{1}{L} e^{-b\tau} \int_0^L \theta_0(x) dx \end{aligned} \quad (5)$$

式中:

$$k_1(n, \tau) = \frac{-2qaL}{\lambda(an^2\pi^2 + bL^2)} (e^{-\frac{an^2\pi^2 + bL^2}{L^2}\tau} - 1) \quad (6)$$

$$k_2(n, \tau) = \frac{2}{L} e^{-\frac{an^2\pi^2 + bL^2}{L^2}\tau} \int_0^L \theta_0(x) \cos \frac{n\pi}{L}x dx \quad (7)$$

从式(5)中可以看出,当初始过余温度 $\theta_0(x) = 0$ 时,一维杆位置 x 在 τ 时刻的温升与热流密度 q 成正比。此推论在后续将被用于估计不同转速下主轴受热热流密度之间的关系。一维杆的热变形为

$$\begin{aligned} \Delta L(\tau) = & \int_0^L \alpha \theta(x, \tau) dx = -\frac{q\alpha a}{\lambda b} (e^{-b\tau} - 1) + \\ & \alpha e^{-b\tau} \int_0^L \theta_0(x) dx \end{aligned} \quad (8)$$

式中: $\Delta L(\tau)$ 为一维杆的轴向热膨胀量(m), α 为热膨胀系数($1/\text{K}$)。

1.2 主轴热变形一阶自回归模型推导

1) 一维杆初始温度与环境温度相同,则 $\theta_0^1(x) = 0$, 式中上标 1 表示这是第一阶段一维杆的初始过余温度。设 $\Delta\tau$ 为时间间隔,在 $\tau = 0$ 时刻一维杆左端施加热流密度 q_1 , 则热变形计算如下:

$$\begin{cases} \Delta L_1(0) = 0 \\ \Delta L_1(\Delta\tau) = -q_1\alpha a/(\lambda b)(e^{-b\Delta\tau} - 1) = \\ \quad \Delta L_1(0)e^{-b\Delta\tau} - q_1\alpha a/(\lambda b)(e^{-b\Delta\tau} - 1) \\ \Delta L_1(2\Delta\tau) = -q_1\alpha a/(\lambda b)(e^{-2b\Delta\tau} - 1) = \\ \quad \Delta L_1(\Delta\tau)e^{-b\Delta\tau} - q_1\alpha a/(\lambda b)(e^{-b\Delta\tau} - 1) \\ \quad \dots \\ \Delta L_1(m\Delta\tau) = -q_1\alpha a/(\lambda b)(e^{-mb\Delta\tau} - 1) = \\ \quad \Delta L_1((m-1)\Delta\tau)e^{-b\Delta\tau} - \\ \quad q_1\alpha a/(\lambda b)(e^{-b\Delta\tau} - 1) \end{cases} \quad (9)$$

2) 在 $m\Delta\tau$ 时刻一维杆左端热流密度变为 q_2 , 此时视为第二阶段的初始时刻,初始温度为

$$\begin{aligned} \theta_0^2(x) = & \sum_{n=1}^{\infty} (k_1(n, m\Delta\tau) + k_2(n, m\Delta\tau)) \cos \frac{n\pi}{L}x - \\ & q_1 a/(\lambda bL)(e^{-mb\Delta\tau} - 1) \end{aligned} \quad (10)$$

因此,第二阶段热变形:

$$\begin{cases} \Delta L_2(\Delta\tau) = -q_2\alpha a/(\lambda b)(e^{-b\Delta\tau} - 1) + \alpha e^{-b\Delta\tau} \int_0^L \theta_0^2(x) dx = \\ \quad -q_2\alpha a/(\lambda b)(e^{-b\Delta\tau} - 1) - q_1\alpha a/(\lambda b)e^{-b\Delta\tau}(e^{-mb\Delta\tau} - 1) = \\ \quad \Delta L_1(m\Delta\tau)e^{-b\Delta\tau} - q_2\alpha a/(\lambda b)(e^{-b\Delta\tau} - 1) \\ \Delta L_2(2\Delta\tau) = \alpha e^{-2b\Delta\tau} \int_0^L \theta_0^2(x) dx - q_2\alpha a/(\lambda b)(e^{-2b\Delta\tau} - 1) = \\ \quad -q_1\alpha a/(\lambda b)e^{-2b\Delta\tau}(e^{-mb\Delta\tau} - 1) - q_2\alpha a/(\lambda b)(e^{-2b\Delta\tau} - 1) = \\ \quad \Delta L_2(\Delta\tau)e^{-b\Delta\tau} - q_2\alpha a/(\lambda b)(e^{-b\Delta\tau} - 1), \\ \quad \dots \\ \Delta L_2(k\Delta\tau) = \alpha e^{-kb\Delta\tau} \int_0^L \theta_0^2(x) dx - q_2\alpha a/(\lambda b)(e^{-kb\Delta\tau} - 1) = \\ \quad -q_1\alpha a/(\lambda b)e^{-kb\Delta\tau}(e^{-mb\Delta\tau} - 1) - q_2\alpha a/(\lambda b)(e^{-kb\Delta\tau} - 1) = \\ \quad \Delta L_2((k-1)\Delta\tau)e^{-b\Delta\tau} - q_2\alpha a/(\lambda b)(e^{-b\Delta\tau} - 1) \end{cases} \quad (11)$$

由上述推导可知,一维杆热变形可表述为

$$\Delta L(n\Delta\tau) = C_1 \Delta L((n-1)\Delta\tau) + C_2(q) \quad (12)$$

式(12)为一阶自回归形式,即当前时刻的热变形可以由上一时刻的热变形推导得到。式中:

$$C_1 = e^{-b\Delta\tau} \quad (13)$$

$$C_2(q) = -q\alpha a / (\lambda b) (e^{-b\Delta\tau} - 1) \quad (14)$$

由式(13)和式(14)中可看出, C_1 与一维杆物理特性及时间间隔 $\Delta\tau$ 相关,而一维杆物理特性通常可以认为是固定不变的,因此在时间间隔选定后, C_1 可视为常数。 $C_2(q)$ 与一维杆物理特性、时间间隔及热流密度相关,在一维杆物理特性和时间间隔确定的条件下,系数 C_2 与热流密度 q 成正比。

主轴在实际使用时为三维传热,而且结构比一维杆要复杂很多,散热系数等边界条件也不易精确确定。因此本节的推导只是为主轴热误差提供一种建模的数学形式,并为不同转速(热流密度)下模型系数的修正提供一定的理论依据,而模型的实际系数需要根据实验测得的数据进行确定。

2 一阶自回归模型的有限元仿真

对一阶自回归模型进行有限元仿真。取有限元单元类型为 brick 20node 226,一维杆 $R = 0.1$ m,长度 $L = 0.8$ m,导热系数 $\lambda = 50$ W/(m·K),密度 $\rho = 7\,850$ kg/m³,比热容 $c = 460$ J/(kg·°C),弹性模量 $E = 206$ GPa,泊松比为 0.3,热膨胀系数为 12×10^{-6} /K,表面传热系数 $h = 55$ W/(m²·K),设定环境温度、杆的初始温度以及参考温度均为 20 °C。

为一维杆施加热流密度时以工厂典型的零件加工过程为参考,即上午加工 4.0 h,中午停机 1.5 h,下午加工 4.0 h,最后停机 14.5 h 完成一天的生产过程。另外,机床在加工不同的零件时,加工工艺的不同导致主轴受热热流密度不同。因此,进行两组计算,分别取升温时的热流密度为 2 000 W/m² 和 3 000 W/m²,降温时的热流密度为 0。设自回归模型时间间隔 $\Delta\tau = 30$ s,则计算可得 $C_1 = e^{-b\Delta\tau} \approx 0.990\,9$, $C_2(2000) \approx 0.198\,5$, $C_2(3000) \approx 0.297\,7$, $C_2(0) = 0$ 。

利用得到的一阶自回归模型系数计算一维杆热变形,并与有限元仿真数据进行对比,结果如图 2 和图 3 所示。可以看出,前述一阶自回归建模方法可有效描述一维杆在变化热源条件下的热变形规律,但是也存在误差:一方面是由于在进行有限元在计算时并不是单纯的一维传热,还存在径向的热传导与变形;另一方面是数值计算方法本身存在的误差。

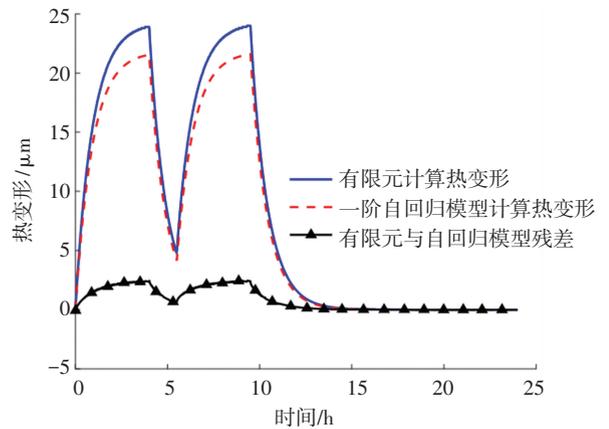


图 2 有限元与自回归模型计算热变形对比 ($q = 2\,000$ W/m²)
Fig.2 Comparison between finite element method and autoregressive model in calculating thermal deformation ($q = 2\,000$ W/m²)

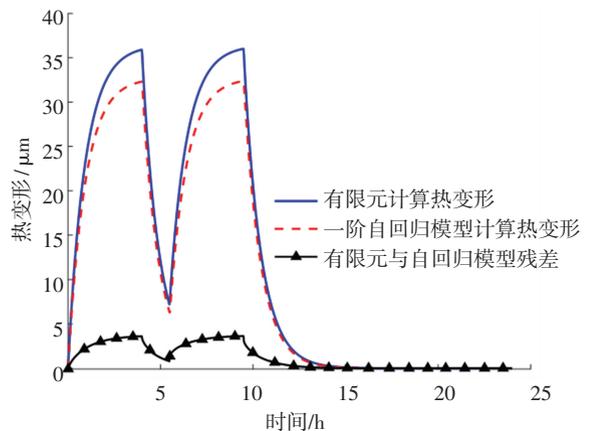
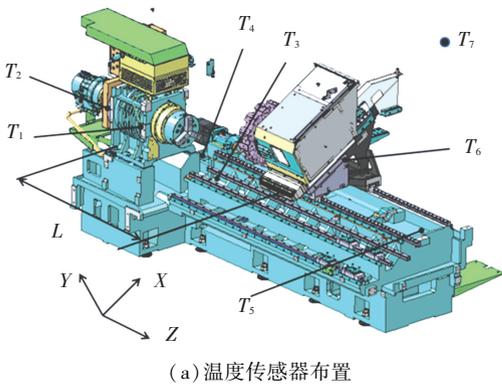


图 3 有限元与自回归模型计算热变形对比 ($q = 3\,000$ W/m²)
Fig.3 Comparison between finite element method and autoregressive model in calculating thermal deformation ($q = 3\,000$ W/m²)

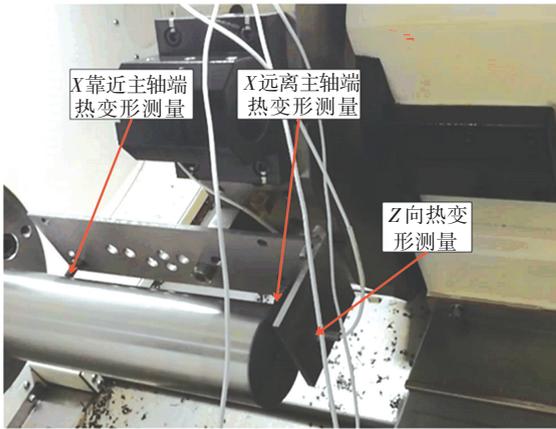
3 一阶自回归模型实验验证

3.1 T65 车床 Z 向热误差一阶自回归建模

在实际使用时机械主轴采用双端轴承支撑结构,即为双端受热。杨建国等^[16]经研究指出,一维杆在单端热源条件下的热变形规律可以推广至双端热源。因此,第 1、2 节的分析结果可应用至实际主轴的热变形。本研究以海德曼 T65 车床为对象,进行主轴热伸长一阶自回归建模方法的验证。温度测量采用 PT100 温度传感器,量程为 -20~100 °C,精度为 A 级;热变形测量采用合肥置信 WD502A 型电涡流传感器,量程为 2 mm,非线性误差为 0.5%,分辨率为 0.2 μm。温度点布置见图 4(a)。实验时,将涡流传感器调整至量程中部以减少非线性误差,并采用连续启停的方式,以 60 s 为一个周期。在一个周期内主轴运转 55 s 后准停在某一固定位置 5 s 用于位移数据的采集。这种测量方式可以减少主轴转动时的跳动带来的误差以及检棒自身的制造误差。



(a) 温度传感器布置



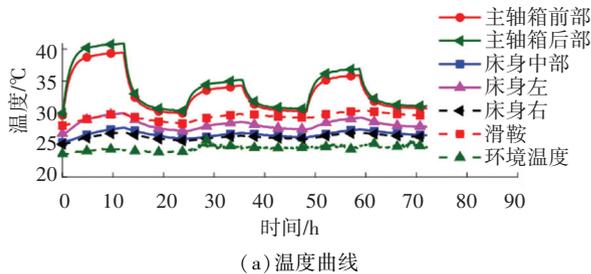
(b) 机床 X 和 Z 向热变形测量

T_1 —主轴箱前部; T_2 —主轴箱后部; T_3 —床身中部; T_4 —床身左; T_5 —床身右; T_6 —滑鞍; T_7 —环境温度

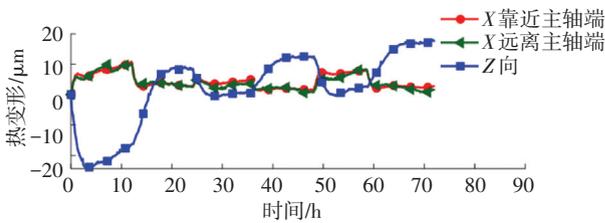
图 4 T65 机床热误差实验

Fig.4 Thermal error experiment on T65 machine tool

本研究进行了 3 组实验,以第 1 组实验数据进行建模,并以另外两组实验数据进行模型鲁棒性验证。3 组实验中主轴均运行 12 h 然后停机降温 12 h,转速分别为 2 000、1 000 和 1 500 r/min,测量结果如图 5 所示。



(a) 温度曲线



(b) 热变形曲线

图 5 T65 机床温度和热变形

Fig.5 Temperature and thermal deformation of T65 machine tool

由图 5 可看出,在转速 2 000 r/min 的条件下,主轴轴承位置温升达到 10 °C 以上,会使主轴箱在垂直方向以及主轴在轴向产生较大的热变形,从而影响机床的加工精度。床身整体温升较小,在靠近主轴箱处温升稍大,但是因为床身尺寸较大,其热变形对加工精度的影响不可忽略。由热变形曲线可知,机床在 X 向热变形较小,基本控制在 10 μm 以内, Z 向热变形较大,当主轴转速为 2 000 r/min 时, Z 向热变形达到 30 μm。本文依据一维杆轴向热变形规律推导得一阶自回归模型,而且机床 X 向热误差基本满足加工要求,因此本文主要针对机床 Z 向热变形进行模型验证及补偿。

由机床结构分析可知,机床 Z 向热变形主要受床身和主轴的热膨胀影响,其中床身热膨胀使传感器架和检棒之间的距离变大,而主轴热膨胀使传感器架和检棒之间的距离变小。在机床升温初始阶段,主轴温升较快,其热变形占主导地位;升温一段时间后,主轴温升变缓,床身的热变形占主导地位。这就是机床 Z 向热变形曲线先迅速变小,一段时间后变平缓甚至增大的原因。因此机床 Z 向热误差为

$$\Delta L_Z = \Delta L_{bed} - \Delta L_{sp} \quad (15)$$

式中: ΔL_{bed} 为床身 Z 向热变形, ΔL_{sp} 为主轴 Z 向热变形。

床身的热膨胀变形为

$$\Delta L_{bed} = \alpha * L * \Delta T_3 \quad (16)$$

式中: L 为主轴箱后部至 X 轴丝杠位置的床身长度,约为 1.2 m,如图 4(a) 中所示, α 为铸铁的热膨胀系数,取 $10 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$, ΔT_3 为床身中部位温升,近似视为床身的平均温升。

对于主轴的热膨胀变形,采用式(12)所述的一阶自回归方法进行估计,其中时间间隔 $\Delta\tau = 60 \text{ s}$, 主轴的物理特性虽为常数但是无法准确获取,这里通过最小二乘法估计主轴转速 $n = 2 000 \text{ r/min}$ 时模型系数,得 $C_1 = 0.995 5, C_2^{n=2 000} = 0.22, C_2^{n=0} = 0$ 。

综上所述,基于一阶自回归方法得到的模型为

$$\begin{cases} \Delta L_{sp}^{n=2 000}(0) = 0 \\ \Delta L_{sp}^{n=2 000}(\tau) = 0.995 5 \times \Delta L_{sp}^{n=2 000}(\tau - \Delta\tau) + 0.22 \\ \Delta L_{zar}^{n=2 000}(\tau) = -\Delta L_{sp}^{n=2 000}(\tau) + 12 \times \Delta T_3(\tau) \end{cases} \quad (17)$$

式中 $\Delta L_{zar}^{n=2 000}(\tau)$ 为采用自回归模型计算得到的机床 Z 向热变形,模型拟合结果如图 6 所示。图 6 中的多元线性回归模型利用主轴箱前部、主轴箱后部、床身中部和床身左部 4 个测点的温升进行建模,通过最小二乘法估计模型系数,模型形式如下:

$$\Delta L_{zmlr} = -2.544 4 - 1.411 8\Delta T_1 + 0.354 3\Delta T_2 + 26.417 6\Delta T_3 - 20.741 0\Delta T_4 \quad (18)$$

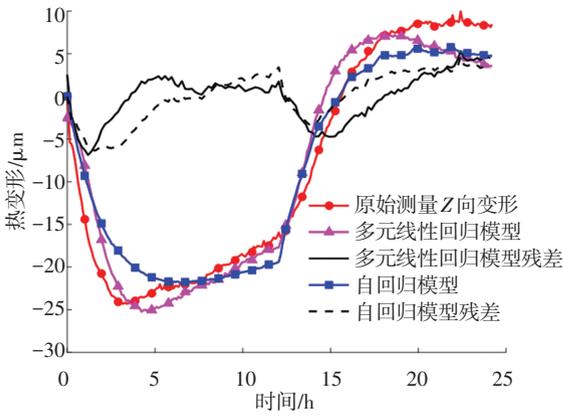


图6 机床Z向热误差建模($n=2\ 000\ \text{r/min}$)

Fig.6 Modeling of machine tool thermal error in Z-direction ($n = 2\ 000\ \text{r/min}$)

从图6的曲线形式可初步判断出自回归模型的残差不满足白噪声的特性。为进一步判断,本文对自回归模型的残差进行LB检验,构造的统计量为

$$Q = n(n + 2) \sum_{k=1}^m \frac{\hat{\rho}_k^2}{n - k} \quad (19)$$

式中: n 为样本数, m 为滞后阶数, $\hat{\rho}_k$ 为样本 k 阶滞后的自相关系数,该统计量满足自由度为 m 的卡方分布,结果如表1所示。因计算得到的 P 值小于显著性水平 α (这里取 $\alpha = 0.05$),因此拒绝序列为白噪声的原假设。本文自回归模型的残差不满足白噪声特性主要是因为测量得到的机床Z向热变形包含主轴和床身两部分,主轴热变形经推导应满足一阶自回归的热变形规律,而床身的热膨胀量本质上是床身整体温度场积分的结果,本文采用式(16)的方式近似估计床身的热膨胀变形会丢失一定的温度信息,从而产生非白噪声误差。对于热误差补偿,即使残差非白噪声,但是能够控制在一个较小的范围内,便是可以接受的。

表1 自回归模型残差的LB检验

Tab.1 LB test for residuals of autoregressive model

滞后阶数	Q 统计量	P 值
6	644.177 934	0
12	942.300 814	0

由图6可知,一阶自回归建模方法与多元线性回归建模方法对于建模数据具有相近的拟合精度,拟合残差基本控制在 $\pm 5\ \mu\text{m}$ 。但是,多元线性回归模型依据残差平方和最小标准对数据进行拟合,模型系数缺乏物理意义。从式(18)中可以看出多元线性回归模型床身的系数偏大,该模型对床身温度的波动较为敏感。

3.2 一阶自回归模型鲁棒性验证

为验证一阶自回归模型的鲁棒性,用前述建立

的模型预测主轴转速为1 000、1 500 r/min时机床Z向热变形,并与多元线性回归模型进行对比。

由第1、2小节可知,利用一阶自回归方法建模时,对于不同的转速,需要依据热流密度估计系数 $C_2(q)$,而这里需要依据前述得到的 $C_2^{n=2\ 000}$ 估计 $C_2^{n=1\ 000}$ 和 $C_2^{n=1\ 500}$ 。从式(5)的温度场分布函数可知,某一固定位置 x 在 τ 时刻的温升与热流密度 q 成正比。因此,本文依据主轴箱后部温度在前100 min的温升数据(见表2)估计不同转速下的热流密度关系。

表2 不同转速下主轴箱后端在前100 min内的温升

Tab.2 Temperature rise of the rear position of headstock during the first 100 min under different rotating speeds

主轴转速/($\text{r} \cdot \text{min}^{-1}$)	主轴箱后部前100 min内的温升/ $^{\circ}\text{C}$
2 000	7.46
1 000	3.02
1 500	4.11

由表2可得:

$$\frac{C_2^{n=2\ 000}}{C_2^{n=1\ 000}} = \frac{q_{n=2\ 000}}{q_{n=1\ 000}} \approx \frac{7.46}{3.02} = 2.47 \quad (20)$$

$$\frac{C_2^{n=2\ 000}}{C_2^{n=1\ 500}} = \frac{q_{n=2\ 000}}{q_{n=1\ 500}} \approx \frac{7.46}{4.11} = 1.82 \quad (21)$$

求得 $C_2^{n=1\ 000} = 0.089$, $C_2^{n=1\ 500} = 0.121$ 。因此,在主轴转速1 000、1 500 r/min条件下自回归模型为

$$\begin{cases} \Delta L_{\text{sp}}^{n=1\ 000}(0) = 0 \\ \Delta L_{\text{sp}}^{n=1\ 000}(\tau) = 0.9955 \times \Delta L_{\text{sp}}^{n=1\ 000}(\tau - \Delta\tau) + 0.089 \\ \Delta L_{\text{zar}}^{n=1\ 000}(\tau) = -\Delta L_{\text{sp}}^{n=1\ 000}(\tau) + 12 \times \Delta T_3(\tau) \end{cases} \quad (22)$$

$$\begin{cases} \Delta L_{\text{sp}}^{n=1\ 500}(0) = 0 \\ \Delta L_{\text{sp}}^{n=1\ 500}(\tau) = 0.9955 \times \Delta L_{\text{sp}}^{n=1\ 500}(\tau - \Delta\tau) + 0.121 \\ \Delta L_{\text{zar}}^{n=1\ 500}(\tau) = -\Delta L_{\text{sp}}^{n=1\ 500}(\tau) + 12 \times \Delta T_3(\tau) \end{cases} \quad (23)$$

利用求得的自回归模型预测机床在转速为1 000、1 500 r/min时Z向热变形,并与式(18)的多元线性回归模型的结果进行对比,如图7所示。

从图7中可以看出,在主轴转速为1 000 r/min时,一阶自回归模型预测残差为 $4\ \mu\text{m}$,预测精度为69%;多元线性回归模型的预测残差为 $6\ \mu\text{m}$,预测精度为54%。在主轴转速为1 500 r/min时,一阶自回归模型预测残差为 $5\ \mu\text{m}$,预测精度为70%;多元线性回归模型预测残差为 $9\ \mu\text{m}$,预测精度为47%。因此,一阶自回归模型对于非建模工况具有更好的精度保持性。

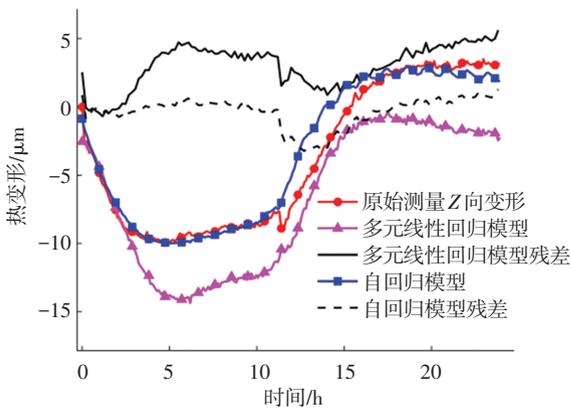
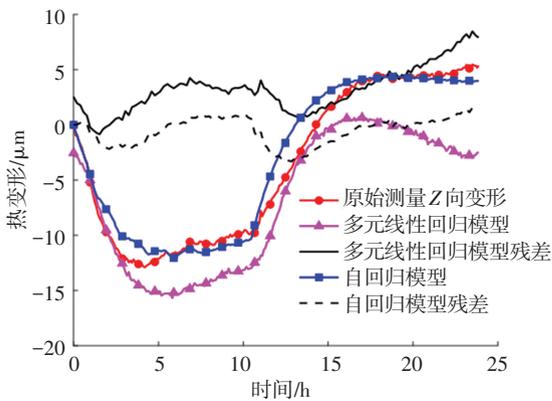
(a) $n = 1\,000\text{ r/min}$ (b) $n = 1\,500\text{ r/min}$

图 7 机床 Z 向热误差预测

Fig.7 Prediction of machine tool thermal error in Z-direction

3.3 机床 Z 向热误差补偿

利用前述分析结果对 T65 机床进行热误差补偿。本实验所用 T65 机床采用西门子 828D 数控系统,具有专用的热误差补偿接口,西门子系统将热误差补偿值分为与位置无关的补偿值和与位置相关的补偿值,其补偿原理为

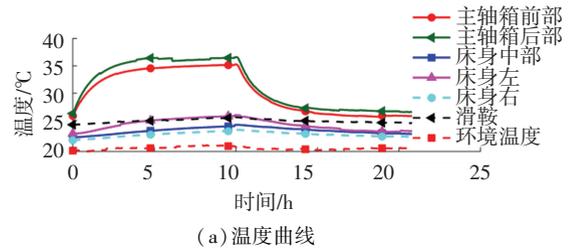
$$\Delta K_z = K_0(T) + \tan \beta(T) \times (P_z - P_0) \quad (24)$$

式中: ΔK_z 为位置 P_z 上的温度补偿值, $K_0(T)$ 为与位置无关的补偿值, P_z 为轴的实际位置, P_0 为轴的参考位置, $\tan \beta(T)$ 为与位置相关的温度补偿的系数。

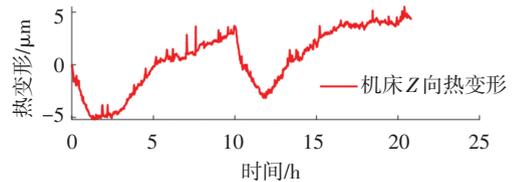
本文只考虑机床 Z 向与位置无关的热误差。利用自主开发的温度补偿模块采集温度数据,并将式(17)建立的一阶自回归热误差模型写入模块内部计算热误差补偿量,通过将模块并口与西门子 PP 72/48D 2/2A PN 外设模块的 X111 口连接,将温度和补偿量数据传输至 PLC,编写 PLC 程序将补偿量写至 Z 轴的 SD43900 参数中。为实现热误差补偿,需将参数 MD32750 设定为 1,即与位置无关的温度补偿功能生效,通过“垂度补偿+温度补偿”参数可实时查看生效的补偿值。

实施热误差补偿后,机床主轴转速为 2 000 r/min

时 Z 向热变形测量结果见图 8。从图 8 中可以看出,机床 Z 向热误差控制在 10 μm 内,满足工厂的实际使用需求,从而验证了一阶自回归模型的有效性。



(a) 温度曲线



(b) 热变形曲线

图 8 实施热误差补偿后机床 Z 向热变形 ($n = 2\,000\text{ r/min}$)Fig.8 Thermal deformation of machine tool in Z-direction after thermal error compensation ($n = 2\,000\text{ r/min}$)

4 结 论

本文提出了变热源条件下主轴轴向热变形的一阶自回归建模方法,并通过有限元仿真及实验验证了模型的有效性,主要结论如下:

1) 一阶自回归建模形式符合主轴在变热源条件下的物理变形规律,建模鲁棒性比多元线性回归更高,并且不受伪滞后效应的影响。

2) 自回归模型系数 C_1 是与主轴物理特性及时间间隔 $\Delta\tau$ 相关的常数; $C_2(q)$ 是与主轴物理特性、时间间隔及热流密度相关的系数,当主轴转速不同时, $C_2(q)$ 需要依据热流密度进行修正。

本文提出的主轴热变形一阶自回归建模方法适用于机床环境温度基本恒定的情况。当车间环境温度波动较大时,机床温度场分布和热变形规律会发生较大改变,从而影响热误差模型精度。如何使模型适应环境温度的变化还需进一步研究。

参考文献

- [1] BRYAN J. International status of thermal error research[J]. CIRP Annals, 1990, 39(2):645. DOI:10.1016/s0007-8506(07)63001-7
- [2] MAYR J, JEDRZEJEWSKI J, UHLMANN E, et al. Thermal issues in machine tools [J]. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2012, 61(2):771. DOI: 10.1016/j.cirp.2012.05.008
- [3] PAHK H J, LEE S W. Thermal error measurement and real time compensation system for the CNC machine tools incorporating the spindle thermal error and the feed axis thermal error[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2002, 20(7):487. DOI:10.1007/s001700200182
- [4] 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
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. DOI:10.7652/xjtub201507018
- [5] 丛明,李泳耀,孙宗余,等. 机床温度测点优化方法研究及试验验证[J]. 大连理工大学学报, 2015, 55(6): 582
CONG Ming, LI Yongyao, SUN Zongyu, et al. An optimization method of temperature measuring points for machine tools and experimental verification[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2015, 55(6): 582. DOI:10.7511/dllgxb201506004
- [6] LI Bo, TIAN Xitian, ZHANG Min. Thermal error modeling of machine tool spindle based on the improved algorithm optimized BP neural network[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 105(9): 1497. DOI: 10.1007/s00170-019-04375-w
- [7] MA Chi, ZHAO Liang, MEI Xuesong, et al. Thermal error compensation of high-speed spindle system based on a modified BP neural network[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 89(9/10/11/12): 3071. DOI: 10.1007/s00170-016-9254-4
- [8] GUO Qianjian, FAN Shuo, XU Rufeng, et al. Spindle thermal error optimization modeling of a five-axis machine tool[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2017, 30(3): 746. DOI:10.1007/s10033-017-0098-0
- [9] 张宏韬,姜辉,杨建国. 模糊神经网络理论在数控机床热误差补偿建模中的应用[J]. 上海交通大学学报, 2009, 43(12): 1950
ZHANG Hongtao, JIANG Hui, YANG Jianguo. Application of fuzzy neural network theory in thermal error compensation modeling of NC machine tool[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2009, 43(12): 1950. DOI:10.16183/j.cnki.jsjtu.2009.12.021
- [10] 苗恩铭,龚亚运,成天驹,等. 支持向量机回归在数控加工中心热误差建模中的应用[J]. 光学精密工程, 2013, 21(4): 980
MIAO Enming, GONG Yayun, CHENG Tianju, et al. Application of support vector regression machine to thermal error modelling of machine tools[J]. Optics and Precision Engineering, 2013, 21(4): 980. DOI:10.3788/OPE.20132104.0980
- [11] 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
LIN Weiqing, FU Jianzhong, XU Yazhou, et al. Thermal error prediction of numerical control machine tools based on least square support vector machine[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2008, 42(6): 905. DOI:10.3785/j.issn.1008-973X.2008.06.001
- [12] TAN Feng, YIN Ming, WANG Lin, et al. Spindle thermal error robust modeling using LASSO and LS-SVM[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 94(9): 2861. DOI: 10.1007/s00170-017-1096-1
- [13] 要小鹏,殷国富,李光明. 基于 OE_CM 算法的机床主轴热误差建模与补偿分析[J]. 中国机械工程, 2015, 26(20): 2757
YAO Xiaopeng, YIN Guofu, LI Guangming. Thermal error modeling and compensation analysis based on OE-CM algorithm for machine tool spindles[J]. China Mechanical Engineering, 2015, 26(20): 2757. DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2015.20.011
- [14] 雷春丽,芮执元,刘军,等. 两种工况下电主轴热误差的组合预测模型[J]. 西安交通大学学报, 2011, 45(7): 50
LEI Chunli, RUI Zhiyuan, LIU Jun, et al. Thermal error combined forecasting model on motorized spindle under two operating conditions[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2011, 45(7): 50
- [15] YANG Hong, NI Jun. Dynamic modeling for machine tool thermal error compensation[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2003, 125(2): 246. DOI:10.1115/1.1557296
- [16] 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): 131
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): 131. DOI:10.3901/JME.2013.23.129
- [17] 谢飞,王玲,谭峰,等. 基于新陈代谢原理的机床热误差伪滞后建模[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2019, 51(7): 154
XIE Fei, WANG Ling, TAN Feng, et al. Pseudo-hysteresis modeling for machine tool thermal error based on metabolic theory[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2019, 51(7): 154. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.201807117
- [18] LI Yang, ZHAO Wanhua, WU Wenwu, et al. Thermal error modeling of the spindle based on multiple variables for the precision machine tool[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 72(9/10/11/12): 1415. DOI: 10.1007/s00170-014-5744-4
- [19] 杨军,梅雪松,冯斌,等. 时序分析在电主轴热误差建模中的应用[J]. 计算机集成制造系统, 2015, 21(5): 1359
YANG Jun, MEI Xuesong, FENG Bin, et al. Application of time series analysis in thermal error modeling of motorized spindle[J]. Computer Integrated Manufacturing Systems, 2015, 21(5): 1359. DOI:10.13196/j.cims.2015.05.025
- [20] YANG Hong, NI Jun. Dynamic neural network modeling for nonlinear, nonstationary machine tool thermally induced error[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005, 45(4/5): 455. DOI:10.1016/j.ijmactools.2004.09.004
- [21] 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): 121
WANG Haitong, LI Tiemin, WANG Liping, et al. Review on thermal error modeling of machine tools[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2015, 51(9): 121. DOI:10.3901/jme.2015.09.119
- [22] FRASER S, ATTIA M H, OSMAN M O M. Modelling, identification and control of thermal deformation of machine tool structures, part 1: concept of generalized modelling[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 1998, 120(3): 625. DOI:10.1115/1.2830167
- [23] HOU Ruisheng, DU Hongyang, YAN Zonghuo, et al. The modeling method on thermal expansion of CNC lathe headstock in vertical direction based on MOGA[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 103(2): 3629. DOI: 10.1007/s00170-019-03728-9
- [24] 颜宗卓,陶涛,侯瑞生,等. 机床电主轴热特性卷积建模研究[J]. 西安交通大学学报, 2019, 63(6): 1
YAN Zonghuo, TAO Tao, HOU Ruisheng, et al. Convolution modeling for thermal properties of motorized spindle in machine tools[J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2019, 63(6): 1. DOI: 10.7652/xjtub201906001