doi:10.11918/j.issn.0367-6234.2016.01.016

数控车床综合热误差建模及工程应用

孙志超',侯瑞生^{1,2},陶 涛',杨 军',梅雪松',王新孟'

(1.机械制造系统工程国家重点实验室(西安交通大学),710049 西安;2. 河北工程大学 机电工程学院,056038 河北 邯郸)

摘 要:针对车床实际工程应用中主轴与进给轴综合误差对工件加工精度产生影响问题,建立包含工件膨胀效应的主轴与进 给轴综合热误差模型,并进行实际切削验证.以精密车床为研究对象,综合分析车床主轴、进给轴和工件在实际加工中的相互 影响关系,并建立三者之间的综合热误差多元线性回归模型(MLRA).实验结果表明:含有工件膨胀效应系数的综合热误差模 型符合实际工况,有效提高了车床的加工精度.主轴热误差模型的预测精度达 85%以上,进给轴预测精度达 70%以上,实际加 工中工件误差由 15 µm 降低到 5 µm 左右.综合热误差模型显著提高了高精密数控车床的加工精度.

关键词:数控车床;主轴;进给轴;工件膨胀效应;热误差建模;热误差补偿

中图分类号: TH161;TG532 文献标志码: A 文章编号: 0367-6234(2016)01-0107-07

Comprehensive thermal error modeling for NC lathe in engineering application

SUN Zhichao¹, HOU Ruisheng^{1,2}, TAO Tao¹, YANG Jun¹, MEI Xuesong¹, WANG Xinmeng¹

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

2. Machanical and Electrical Engineering Institure, Hebei University of Engineering, 056038 Handan, Hebei, China)

Abstract: The coupled thermal error between the spindle and feed shaft could actrually reduce the accuracy of workpieces in prcessing. For the problem, we developed the conprehensive thermal error model of spindle and feed shaft, with the expansion of workpieces, and verified it. The mutual effection among spindle, feed shaft and workpiece were comprehensively analyzed, and the multivariable linear regression model was developed among them. The results show that the comprehensive model could be consistent with lathe's processing situation and increase the processing accuracy effectively. The prediction accuracy for the spindle is more than 85%, and 70% for feed shaft. The error rang in processing is declined from 15 μ m to 5 μ m.

Keywords: NC lathe; spindle; feed shaft; expansion of workpiece; thermal error modeling; compensation practicing

车床在轴类及盘类零件加工中占有显要位置, 我国数控车床主要存在精度低、精度保持性差等问 题,影响机床精度的关键因素之一热误差占据机床 总体误差的40%~70%^[1],而对于高精密数控车床 来说所占比重更大.近年来,国内外针对机床热特 性的研究不胜枚举,也取得了一些良好的效果.杨 军等^[2-5]利用模糊聚类选择温度变量,建立了机床

- 基金项目:国家重大科技成果转化项目(HZ01); 国家科技重大专项(2012ZX04011022). 作者简介:孙志超(1989—),硕士研究生;
 - 陶 涛(1965—),男,教授,博士生导师; 梅雪松(1963—),男,教授,博士生导师.
- 通信作者:杨 军, softyj@163.com.

主轴热误差的 BP 神经网络模型、多元线性回归模型、最小二乘支持向量机模型及时间序列模型,并在多种工况下验证模型的准确性及鲁棒性;还有学者通过实验反求热流密度和热辐射等边界条件,提高机床热变形的仿真精度^[6-8];Bossmanns等^[9-10]利用有限差分模型分析并预测了电主轴热源的分布机理;Aguado^[11]提出机床空间误差的测量方法;Heisel等^[12]研究丝杠温度场分布,并建立了进给轴热误差模型;Guo和Shen等^[13-14]利用不同的算法对BP 神经网络模型进行了优化,提高了模型精度;径向基函数 RBF(Radius Basis Function)的神经网络模型被广泛用于机床热误差建模中^[15-16];Chen等^[17-19]建立了主轴系统的多元线性回归模型.

现有文献都是针对主轴或进给轴单个系统分别

收稿日期: 2015-06-16.

建立模型,而且都是在理论上验证模型的准确性和 鲁棒性,没有进行过实际的加工验证,实际加工中主 轴与进给轴相互依赖共同影响工件的加工精度.本 文针对 HTC550/500 车床建立主轴与进给轴的综合 热误差模型,并进行补偿应用,并用实际加工来验证 模型的准确性.

1 Siemens 系统热误差补偿方式及热 特性实验

1.1 Siemens 系统热误差补偿方式

Siemens 开放了热误差补偿接口,一定温度下所 开放的补偿模型为线性模型,主轴的热误差只与温 度相关,与坐标位置无关;进给轴热误差不仅与温度 相关,且与坐标位置相关.热误差模型原理图如图 1 所示.



图 1 热误差补偿原理:温度 θ 下热误差的近似拟合线 Siemens 内部模型:

 $\Delta K_x = K_0(\theta) + \tan \beta(\theta) \cdot (P_x - P_0).$ 式中: ΔK_x 为在温度 θ 下 P_x 处的热误差值, $K_0(\theta)$ 为温度 θ 下与位置无关的热误差值, $\tan \beta(\theta)$ 为温 度 θ 下进给轴热膨胀系数, P_x 为当前位置坐标, P_0 热误差为零位置参考点. 由此看出热误差补偿值是 温度 θ、坐标 P_x 及 P_0 共同作用的结果.

1.2 热特性实验

1.2.1 实验原理及方法

以精密数控车床为研究对象,测试设备包括: RENISHAW 激光干涉仪测量进给轴误差;自主设计 的温度与位移同步采集系统测得温度及变形数据; 传感器选用高精密温度传感器 PT100 和高精密电 涡流传感器.采用五点法测量主轴空间变形^[20],原 理如图 2 所示.



图 2 主轴热误差测量原理示意图

 S_1 、 S_3 为测量主轴 X 方向的热误差, S_2 、 S_4 为测量主轴 Y向的热误差, S_5 测量主轴 Z 向的热误差; 文献 4 中详细介绍了利用激光干涉仪测量进给轴热 误差的测量方法及注意事项,冷态下第一次测量进 给轴误差为机床进给系统几何误差,进给系统连续 往复运行 20 min 后测量误差值,此误差值减去几何 误差作为此时进给系统热误差^[4].

1.2.2 热特性分析

进给轴电机、轴承、丝杠螺母副等摩擦生热导致 丝杠温度升高,丝杠向自由端方向发生热膨胀引起 丝杠导程变化.丝杠导程变化导致半闭环控制系统 产生误差,进给轴的热误差变化如图 3 所示.冷态 下第 1 次测量值为机床的几何误差,故冷态下机床 的热误差为 0 µm. 由图 3 可以看出,进给轴热误差 不仅与温度相关,而且与坐标位置相关,随坐标值的 增大而增大;负向热误差变化相对较小,正向热误差 变化相对较大,由此判断正向为进给轴自由端,即丝 杠热膨胀的方向.



主轴内部结构如图 4(a) 所示, 轴承摩擦生热, 引起主轴及外壳温度升高, 导致主轴发生热伸长 Δz 和热升高 Δh . 主轴热变形曲线如图 4(b) 所示, 主轴 Z 向热误差 Δz 最高达 44 μ m, X 向热误差 Δx 最 高达 14 μ m,随着温度的升高, 主轴的热变形随之 增大, 停机后随着温度的降低主轴的热变形随之 减小.



图 5 主轴与进给轴温度场变化

主轴传感器 PT100 配置前端 3 个、中部 2 个、后 端 3 个,前端最高温度达 35.9 ℃、后端 33.8 ℃、中部 32.8 ℃,其中前部最高温差 13.2 ℃、后端 12.1 ℃、 中部 10.8 ℃.主轴内部结构如图 4(a)所示,循环空 气冷却中空式结构,前端 3 个轴承后端 1 个,导致前 端发热量最大,后端次之,中部最小,温度场变化与 结构相符合.由图 5(a)和图 4(b)对比可看出,曲线 变化规律一致,变形与温度之间具有一定的线性 关系.

进给轴传感器 PT100 配置主要在电机、轴承及 丝杠螺母座上,通过螺母座温度间接反映丝杠温度 变化.其中,电机温度变化最大,床身温度变化最 小;前轴承温度大于后轴承; Z 轴螺母座温度大于 X 轴螺母座.

2 热误差建模及补偿实现

2.1 综合热误差建模

本文采用的建模方法为 MLRA 模型,建立热误 差与温度变量之间的变化关系,设因变量 y 与自变 量 $x = (x_1, x_2, \dots, x_m)$,其中 y 为热误差,x 为温度变 量, MLRA 可以表示为

 $y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + \dots + b_m x_m + \varepsilon.$ 式中: b_0, b_1, \dots, b_m 为待定参数, ε 为随机误差.

在车床加工过程中,主轴与进给轴热误差相互 耦合共同影响工件的精度,因此需要建立主轴与进 给轴的综合热误差模型.

2.1.1 主轴热误差模型

主轴热特性实验中,电涡流传感器的安装位置 影响测量结果,以 X 向热误差测量为例说明. 图 6 为主轴热特性实验传感器安装主轴轴向视图.



图 6 传感器安装主轴轴向示意图

传感器的安装支架安装在刀塔上.实验过程非恒温,环境温度的升高导致丝杠温度升高,并伴随着热伸长,X轴丝杠热伸长导致刀塔位置发生变化,从而引起传感器相对于测量芯棒的位置变化,导致

传感器测量主轴 *X* 向热误差就包含了 *X* 轴丝杠热变 形误差.因此,主轴 *X* 向热误差建模中要消除 *X* 轴 丝杠的热变形误差,处理方法:

 $\Delta x = \Delta x_1 - 13(P - 0)/1\ 000,$

其中: Δx_1 为测量值, P 为实验中 X 轴坐标值, 13 为 钢的理论膨胀系数.

2.1.2 进给轴热误差模型

由于轴承及丝杠螺母副摩擦发热,丝杠温度升 高导致进给系统产生热误差. 然而,在实际加工中 工件也会发生热胀冷缩现象,同样会影响工件的加 工精度. 图 7 为工件与丝杠变形示意图. 相同温度 下所有工件的长度均为L, 在相同温升条件下工件 1,2,3的膨胀量分别为 $\Delta_1,\Delta_2,\Delta_3$,丝杠在相同长度 L上的膨胀量为 ΔS. 当工件的膨胀系数<丝杠的膨 胀系数,即当 $\Delta S > \Delta_1$ 时,丝杠的膨胀量大于工件的 膨胀量,此时的补偿量为丝杠与工件膨胀量的差值, 方向为丝杠膨胀反方向;当丝杠的膨胀系数等于工 件的膨胀系数,即当 $\Delta S = \Delta$,时,丝杠的膨胀量与工 件膨胀量相同,此时丝杠的膨胀量刚好补偿了工件 的膨胀量,不需要对丝杠的膨胀量进行补偿;当丝杠 的膨胀系数小于工件的膨胀系数,即 $\Delta S < \Delta_3$ 时,丝 杠的膨胀量小于工件的膨胀量,此时的补偿量亦为 丝杠与工件膨胀量的差值,方向为丝杠膨胀方向. 因此,进给轴的热误差补偿要考虑工件的膨胀效应, 补偿方法:

 $\tan \beta(\theta) = \tan \beta(\theta)_{\text{speed}} - \tan \beta(\theta)_{\text{work}},$ 其中: $\tan \beta(\theta)_{\text{speed}}$ 为进给轴补偿量, $\tan \beta(\theta)_{\text{work}}$ 为 工件补偿量.



图 7 工件与丝杠变形示意图

2.1.3 综合热误差模型

选取主轴及床身温度为温度变量,结合 MLRA 方法得到如下主轴的热误差模型:

主轴 X 向热误差为

$$\begin{split} \Delta K_{x_1} &= -4.9 + 4.5(\theta_1 - 20) + 0.6(\theta_2 - 20); \quad (1) \\ \text{主轴} Y 向热误差为 \end{split}$$

$$\Delta K_{Y_1} = -8.9 + 10.2(\theta_1 - 20) + 1.3(\theta_2 - 20); \quad (2)$$

X轴热误差为

$$\Delta K_{X_2} = \tan \beta (\theta)_{\text{speed}-X} \cdot (P_X - P_{0X}) = 12(\theta_3 - 20) \cdot (P_X - 0)/1\ 000;$$
(3)

Z 轴热误差为

$$\Delta K_{Y_2} = \tan \beta \left(\theta \right)_{\text{speed}-Y} \cdot \left(P_Y - P_{0Y} \right) =$$

12(θ_4 - 20) · (P_Y + 500)/1 000. (4) 式中: θ_1 、 θ_2 、 θ_3 、 θ_4 分别为床身、主轴、X 轴螺母和 Z 轴螺母温度; tan β (θ)_{speed-X}、tan β (θ)_{speed-Y}分别为 X、Y 轴丝杠膨胀系数; P_X 、 P_Y 为进给轴坐标; P_{0X} 、 P_{0Y} 为进给轴参考点坐标值. 模型中将 20 ℃作为参 考温度是因为 GB 中将 20 ℃作为检测时标准环境 温度,机床定位精度检测标准环境温度亦为 20 ℃.

图 8、9 为主轴及 X/Z 进给轴热误差模型预测 值与实验值的对比图. 建立模型预测精度评价标准 均方根误差值 RMSE 及预测精度 $\eta^{[5]}$. 其中 R 为均 方根误差值, y_i 为实验测量值, \tilde{y}_i 为模型预测值. 主 轴 X/Z 方向热误差模型的 R 和 η 分别为 2.5、 5.2 μ m和 89.4%、88.7%; X/Z 进给轴热误差模型的 R 和 η 分别为 2.4、5.1 μ m和 84.5%、82.7%. 说明 热误差模型有一定准确性,应用效果还需进一步 验证.



图 8 主轴热误差模型预测值与测量值的比较



图 9 进给轴热误差模型预测值与测量值的比较

$$R = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} (y_i - \widetilde{y_i})^2},$$

$$\eta = 1 - \frac{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} |y_i - \widetilde{y_i}|}{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} |y_i|} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^{n} |y_i - \widetilde{y_i}|}{\sum_{i=1}^{n} |y_i|}.$$

机床主轴系统与进给轴系统为相对独立的个体,实际加工中二者缺一不可,轴与进给轴的热误差相互关联共同影响工件的加工精度.得到主轴与进 给轴热误差的相互关系对于模型的建立尤为重要. 主轴系统由于轴承及加工摩擦生热造成主轴系统温 度升高,随之产生热变形 $\Delta l_z, \Delta h$, 丝杠受热发生膨 胀导致进给系统产生热误差 $\Delta x, \Delta z$, 如图 10 所示. 由于 X 轴是倾斜式安装,主轴热变形 Δh 在机床 X 方向产生分量 Δl_x , 方向与 X 进给轴相同;主轴热伸 长 Δl_z 方向与 Z 进给轴方向相同.因此机床 X/Z 方 向的热误差模型应该是主轴与进给轴的综合热误差 模型.结合式(1)~(4)及文章 2.2.1、2.2.2 节分析得 到机床在 X/Z 方向的综合热误差模型.



图 10 主轴与进给轴热误差耦合示意图

X方向热误差模型:

$$K_{X} = \Delta K_{X1} + \Delta K_{X2} - \Delta K_{work} = \Delta K_{X1} + [\tan \beta (\theta)_{speed-X} - \tan \beta (\theta)_{work}] \cdot (P_{X} - P_{0X}) = -4.9 + 4.5(\theta_{1} - 20) + 0.6(\theta_{2} - 20) + [12(\theta_{3} - 20) - \tan \beta (\theta)_{work}(\theta_{1} - 20)] \cdot (P_{X} - 0)/1000;$$
(8)
Y方向热误差模型:

$$K_{Y} = \Delta K_{Y_{1}} + \Delta K_{Y_{2}} - \Delta K_{work} = \Delta K_{Y_{1}} + \lfloor \tan \beta(\theta)_{speed-Y} - \tan \beta(\theta)_{work} \rfloor \cdot (P_{Y} - P_{0Y}) = -8.9 + 10.2(\theta_{1} - 20) + 1.3(\theta_{2} - 20) + \lfloor 12(\theta_{4} - 20) - \tan \beta(\theta)_{work}(\theta_{1} - 20) \rfloor \cdot (P_{Y} - 0)/1 \ 000.$$

2.2 补偿实现及实际加工分析

2.2.1 补偿实现

Siemens828D 热误差补偿总体方案如图 11 所示,由 PLC 直接获取机床热源温度值,在 PLC 内计算补偿参数,最后 PLC 通过数据接口 DB1200 将补偿参数写入 NC 系统内,系统根据补偿参数及插补指令计算正确的电机指令从而达到补偿效果,提高机床的加工精度.

冷态下测量机床的定位精度,随后同时运转主 轴及进给轴系统,模拟实际加工主轴与进给轴热误 差耦合现象,验证综合热误差模型的准确性,直到机 床达到热平衡状态.测量机床热误差补偿前后的定 位精度,结果如图 12 所示.热补偿前 *X*/*Z* 轴定位精 度分别为 19.8 μm、27.2 μm;热补偿后 *X*/*Z* 轴定位 精度分别为 6.9、9.1 μm,热补偿后 *X*/*Z* 轴定位精度 分别提高了 65.2%、68.4%,表明热误差综合模型有 一定的补偿效果.



图 11 Siemens828D 热误差补偿总体方案





2.2.2 实际加工分析

加工工件如图 13 所示,严格按照工程实际在有 无热误差补偿状态下按图纸要求进行加工,两种状 态下各加工一天,对工件按照加工顺序做编号.将 加工好的工件置于 20 ℃的恒温环境中 8 h 以上,按 编号使用三坐标测量仪测量工件 *R*₁、*R*₂ 的直径,记 录于表格,比较有无热误差补偿状态下的工件误差. 实际结果如图 14 所示. 由图 14 可知,在有无热 误差补偿状况下工件误差首先负向变大而后向正向 变化,这是由于 X 轴丝杠的安装在 X 负向有预拉伸, 丝杠温升初始时首先要消耗预拉伸量,因此导致工 件误差负向变化. 图 14(a)所示预拉伸消耗之后工 件误差正向有明显变化,跨度 15 μm,这便是热误差 造成的影响;图 14(b)所示预拉伸消耗之后工件误 差有了明显改善,跨度 5 μm 左右,由此证明热误差 补偿的准确性.



图 13 加工工件



(a)无热误差补偿工件误差



3 结 论

1)本文研究了 Siemens828D 系统的热误差补偿 机制,分析了主轴与进给轴热误差之间的相互关系, 建立了综合热误差模型,并考虑了工件的膨胀效应 对模型的影响.

2)利用 PLC 与 NC 之间的数据接口 DB1200 实 现了补偿数据的通信,加工过程中监测温度并进行 实时补偿.

3)并进行了切削加工试验,有效验证了热误差的补偿效果.

参考文献

- BRYAN J B. International status of thermal error research[J]. Annals of CIRP, 1990, 39(2), 645–656.
- [2] YANG Jun, SHI Hu, FENG Bin, et al. Applying Neural Network based on fuzzy cluster pre-processing to thermal error modeling for Coordinate Boring Machine [J]. Proceedings of the 47th CIRP Conference on Manufacturing Systems. Windsor: [s.n.], 2014:698-703.
- [3] YANG Jun, ZHANG Dongsheng, FENG Bin, et al. Thermal-induced errors prediction and compensation for a coordinate boring machine based on time series analysis
 [J]. Mathematical Problems in Engineering, 2014(6):1– 13. DOI: 10.1155/2014/784218.
- [4] 杨军,施虎,梅雪松,等. 双驱伺服进给系统热误差的试验测量与预测模型构建[J]. 西安交通大学学报,2013,47(11):53-59.
- [5] 杨军,梅雪松,赵亮,等. 基于模糊聚类测点优化与向量 机的坐标镗床热误差建模 [J]. 上海交通大学学报, 2014,48 (8):1175-1182.
- [6] JARNYY, OZISKI M N, BARDON J P. A general optimization method using adjoint equation for solving multidimensional inverse heat conduction[J]. International Journal of Heat Mass Transfer, 1991, 34(11): 2911-2919.
- [7] MONDE M. Analytical method in inverse heat transfer problem using Laplace transform technique [J]. International Journal of Heat Mass Transfer, 2000, 43 (21): 3965-3975.
- [8] JALALI-HERAVI M, FATEMI M H. Prediction of thermal conductivity detection response factors using an artificial neural network [J]. Journal of Chromatography A, 2000, 897(1/2): 227-235.

- [9] BOSSMANNS B, TU J F. A thermal model for high speed motorized spindles [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1999,39(9):1345-1366.
- [10] BOSSMANNS B. Thermo-mechanical modeling of motorized spindle systems for high speed milling [D]. West Lafayette: Purdue University, 1997: 53-81.
- [11] AGUADO S, SAMPER D, SANTOLARIA J, et al. Identification strategy of error parameter in volumetric error compensation of machine tool based on laser tracker measurements[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2012, 53(1): 160-169.
- [12] HEISEL U, KOSCSÁk G, STEHLE T. Thermography based investigation into thermally induced positioning errors of feed drives by example of a ball screw [J]. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2006, 55(1):423-426.
- [13] GUO Q J, YANG J G, WU H. Application of ACO-BPN to thermal error modeling of NC machine tool [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2010,50(5): 667-675.
- [14] SHEN J H, YANG J G. Application of partial least squares neural network in thermal error modeling for CNC machine tool [J]. Key Engineering Materials, 2009, 392-394: 30-34.
- [15]张宏韬,杨建国.RBF 网络在线建模方法在热误差实时 补偿技术中的应用[J].上海交通大学学报,2009,43 (5):807-810.
- [16] LI X. Real-time prediction of workpiece errors for a CNC turning centre, Part 2. Modelling and estimation of thermally induced errors [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2001, 17(9):654-658.
- [17] CHEN J S, WEI Y H. Characterizations and models for the thermal growth of a motorized high speed spindle [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2003,43(11):1163-1170.
- [18] CHEN J S. A study of thermally induced machine tool errors in real cutting conditions [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1996, 36(12): 1401–1411.
- [19] CHEN J S, YUAN J, NI J. Thermal error modeling for real-time error compensation [J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 1996, 12 (4): 266-275.
- [20] International Organizatin for Standardization. ISO 230-3:
 2007 (E) Test code for machine tools Part 3: Determination of thermal effects [S]. Generva: ISO copyright office, 2007.

(编辑 杨 波)