

DOI: 10.19650/j.cnki.cjsi.J2514275

基于光漂补偿与模型优化的大型机床 体积误差测量方法^{*}

刘文正¹, 蓝金风¹, 唐传智¹, 胡宏伟¹, 段发阶²

(1. 长沙理工大学机械与运载工程学院 长沙 410076; 2. 天津大学精密仪器与光电子工程学院 天津 300072)

摘要: 大型数控机床导轨行程长, 工业现场环境扰动复杂, 现有体积误差检测方法普遍存在精度低、效率低等问题。为此, 提出了一种基于光束漂移补偿与模型优化的大型机床体积误差测量方法。针对长距离测量中光束漂移导致的精度下降问题, 从光束偏振态差异性出发, 提出了参考光与测量光共路传输、分束检测的角漂差分补偿方法。同时, 分析了双光束不平行对滚转角测量的影响, 利用角锥棱镜的逆向反射特性构建了高平行度双光束生成模块。在此基础上, 研制了五自由度(5-DOF)误差在线测量系统, 实现了机床单轴几何误差的高精度、高效率获取。为进一步提升大型机床体积误差模型的精度与适用性, 从齐次变换模型出发, 引入了由误差测量轴与运动轴不共线所导致的 Abbe 误差和 Bryan 误差的影响机制, 并据此构建了适用于各类三轴机床的优化体积误差模型。在实验室与工业现场分别开展了测量系统性能测试和机床体积误差测量补偿实验。结果表明, 在 3 m 测量范围内, 5-DOF 测量系统的角度误差标准差 <0.5", 直线度误差标准差 <0.6 μm; 经误差测量与补偿后, 机床对角线定位误差降低了 51.6%。该方法能够实现大型机床体积误差的精密在线测量与主动补偿, 具备良好的工业应用前景。

关键词: 大型数控机床; 体积误差; 激光多自由度; 模型优化; 光束漂移

中图分类号: TH-39 TH705 文献标识码: A 国家标准学科分类代码: 460.40

Measurement method for volume error of large machine tools based on beam drift compensation and model optimization

Liu Wenzheng¹, Lan Jinfeng¹, Tang Chuanzhi¹, Hu Hongwei¹, Duan Fajie²

(1. College of Mechanical and Vehicle Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410076, China;
2. School of Precision Instrument and Opto-electronics Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: Large CNC machine tools are characterized by long guide rail travel and are often subjected to complex environmental disturbances in industrial settings. Existing volumetric error detection methods generally suffer from limited accuracy and low efficiency. To address the above shortcomings, a measurement method for volume error of large machine tools based on beam drift compensation and model optimization is proposed. To mitigate accuracy degradation caused by beam drift in long-distance measurements, a differential compensation method for angular drift is proposed based on the difference in beam polarization states, which is the common transmission of reference light and measurement light and beam splitting detection. At the same time, the effect of the non-parallelism of the two beams on the roll angle measurement was analyzed, and a high-parallelism two-beam generation module was constructed by utilizing the characteristics of retroreflector. On this basis, a five-degree-of-freedom (5-DOF) error online measurement system was developed, which achieved high-precision and high-efficiency acquisition of the geometric error of the machine-sheet axis. In order to further improve the accuracy and applicability of the volume error model of large machine tools, an optimized volume error model suitable for various three-axis machine tools is constructed. Starting from the homogeneous transformation model, the influence mechanism of Abbe error and Bryan error caused by the non-collinearity between the error measurement axis and the motion axis is introduced into the model. Performance tests of the measurement system and compensation experiments for machine tool volume error measurements were carried out in the laboratory and industrial sites respectively. The results show that within the 3 m measurement

range, the standard deviation of the angular error of the 5-DOF measurement system is below $0.5''$, and the standard deviation of the straightness error is less than $0.6 \mu\text{m}$. After error measurement and compensation, the diagonal positioning error of the machine tool is reduced by 51.6%. This method can achieve precise online measurement and active compensation of volume errors of large machine tools, and has good industrial application prospects.

Keywords: large machine tools; volumetric error; laser multi-degree-of-freedom; model optimization; beam drift

0 引言

随着制造业的不断升级,对大尺寸、高精度零部件的需求持续攀升。作为高端制造环节中不可或缺的核心装备,大型数控机床在航空航天、能源装备、轨道交通等领域发挥着至关重要的作用^[1]。其中,加工精度作为衡量机床性能的核心指标,通常通过工作空间内的体积误差进行评估,以反映机床在三维空间内的综合定位能力^[2-3]。以典型的三轴数控机床为例,其体积误差主要来源于各线性轴的六自由度几何误差和轴间垂直度误差,呈现出误差源多、耦合关系复杂等特征^[4]。为满足高端装备制造对尺寸精度严苛要求,亟需构建一种兼具高精度、高效率且能实现长距离测量的大型机床体积误差测量技术。

在众多几何误差测量方法中,激光测量技术因其非接触、高分辨率及良好的长距离测量能力,逐渐成为数控机床体积误差测量的有效技术路径之一^[5-6]。然而,传统的光学仪器如激光干涉仪等通常局限于离线测量,测量效率较低,且精度严重依赖于机床的重复性,难以满足高端制造对实时性与动态补偿的需求^[7]。相较之下,激光多自由度同步测量技术可在加工过程中获取机床单轴的多自由度误差信息,结合误差模型即可实现机床体积误差的高精度、高效率解算^[8-9]。Fan 等^[10]构建了基于多个激光多普勒测量仪和四象限光电探测器的六自由度在线测量系统,实现了运动轴多项误差的在线检测;Huang 等^[11]提出一种利用单棱镜和相敏检测的五自由度(five-degree-of-freedom, 5-DOF)误差紧凑型测量方案,简化了光路设计,缩小了系统体积;王洪远等^[12]基于光学自准直原理和液体表面反射原理,研制了一种二维光电水平倾角测量系统以实现对机床滚转角和俯仰角的测量;Feng 等^[13]采用半透半反镜与分束器,实现了单光束入射、三光束回波的设计,可同时测量滚转角与直线度误差,显著增强了空间信息解耦能力;苏宇浩等^[14]在五自由度测量结构的直线度标定模型上引入角锥棱镜成像误差,在不增加测量复杂度的同时,提高了标定精度;Jia 等^[15]提出了一种高效率的激光多自由度测量方法,能够使用单一设备自动识别三轴机床中的 21 种几何误差;Li 等^[16]在自准直仪上引入了角立方体反射器,显著提升了角

度误差的测量范围;Zheng 等^[17]面向航天卫星对测量系统小型化和高稳定性需求,提出融合准直与干涉原理的六自由度激光测量方法,进一步拓展了系统的应用边界。尽管基于激光多自由度测量技术的机床导轨几何误差测量研究已取得积极进展,但大型数控机床导轨行程长,工业现场环境扰动复杂,其体积误差的检测仍需进一步开展针对性的研究与优化。

一方面,在长行程条件下优化激光多自由度测量精度,对于实现大型数控机床体积误差的准确获取至关重要。激光测量系统精度易受到环境温漂、机械结构应力释放以及空气折射率波动引起的光束漂移影响^[18]。此外,基于双准直激光测量垂直方向直线度来解算滚转角的方法,由于结构简单、精度高,被广泛认为是当前最便捷、经济的滚转角测量手段之一^[19]。然而,该方法的测量精度在很大程度上依赖于双光束之间的平行度。针对上述挑战,众多学者进行了研究。光束漂移通常通过差分参考光路^[20]来补偿,可有效削弱热效应和结构应力释放引起的漂移误差。Zhai 等^[21]提出了一种基于非衍射光束的四自由度测量方法,利用其在平行投影中保持稳定光斑中心尺寸与形状的特性,减小了空气扰动对测量精度的影响;Cai 等^[22]设计了基于平行光束的四自由度测量系统,进一步提出了一种结合对称光路结构与光束漂移自校准机制的四自由度测量优化系统^[23];张聪等^[24]采用了望远物镜结构测量角度漂移并进行补偿,提高了测量稳定性;马凤瑞等^[25]提出基于偏振的自校准方法,实现了长距离下的测量精度;Liu 等^[26]介绍了采用基于自准直和偏振的光束平行度校准的高分辨率 5-DOF 系统,并进一步提出了空气湍流屏蔽技术,以提高环境适应性^[27];Ren 等^[28]通过使用衍射光栅生成稳定的平行光束来解决光束稳定性问题,采用一阶衍射光束作为光源,以保持理想的双光束对准;Ma 等^[29]开发了一种便携式 5-DOF 系统,采用了一种新颖的平行光束生成技术,显著提高了滚转角测量的稳定性。上述方法在一定程度上提高了多自由度误差的测量精度,但光束漂移补偿通常未能遵循参考光束和测量光束的共路传播原则。而一系列环境适应性提升方案结构复杂、难以在机床上实现快速部署与外部挂载。

另一方面,获取机床单轴的几何误差后,体积误差模型的精密构建直接影响误差测量的精度与可靠性。螺杆理论能够系统描述刚体在空间中的运动规律,为机床误

差建模提供了统一的理论框架^[30-31]。然而, 将几何误差参数从笛卡尔坐标系映射至特殊欧几里得群空间 $se(3)$ 的过程中会引入较高的计算复杂性, 其推广应用受到一定限制^[32]。相比之下, 齐次变换矩阵 (homogeneous transformation matrix, HTM) 模型因其表达形式简洁、建模灵活, 已被广泛应用于各类数控机床的误差建模任务中。Okafor 等^[33]利用 HTM 建立了一种适用于三轴立式加工中心的通用体积误差模型, 系统整合了 21 类典型几何误差源, 为误差补偿提供了统一建模平台; Fan 等^[34]进一步结合多体系统理论, 构建了一种可扩展的运动学模型, 并通过挖掘 HTM 与运动链之间的映射关系, 提出了适用于 4 种典型数控机床的统一误差建模方法, 提升了模型在不同结构机床间的适配能力。然而, 当前多数基于 HTM 的误差模型在建模过程中忽略了测量轴与实际运动轴不共线问题, 这对大型机床误差测量的影响尤为显著^[35-36]。

为应对上述挑战, 提出了一种光束漂移补偿与误差模型优化的大型数控机床体积误差测量方法。测量系统采用测量光束与参考光束的共路径传播机制, 有效补偿因环境扰动引起的光束漂移; 同时利用角锥棱镜的光学特性, 生成具备良好平行度的双准直光束, 显著提升了误差测量的稳定性。此外, 基于 Abbe 原理与 Bryan 原理构建了一种适用于各类三轴数控机床的优化体积误差模型, 能够克服因测量轴与运动轴不共线所引入的误差影响。

1 机床体积误差测量方法

以典型的三轴数控机床为例, 其体积误差可分解为 21 项几何误差分量, 包括三轴各自的六自由度误差以及 3 组轴间垂直度误差^[37]。其中, 定位误差通常由机床自身配备的旋转编码器进行离线测量, 测量精度可达亚微米级, 且具有良好的重复性; 而垂直度误差由于涉及多轴联动, 仅能在完成全行程后才能评估, 通常依赖激光多普勒干涉仪 (laser doppler displacement meter, LDDM) 等第三方仪器进行离线测量。因此, 提出一种基于光漂补偿与模型优化的大型机床体积误差测量方法, 如图 1 所示。

针对除定位误差和垂直度误差之外的其他几何误差分量, 基于激光准直原理设计了一种 5-DOF 测量系统。该系统集成了光束漂移补偿模块、高平行度双光束生成模块, 并采用紧凑化结构设计。3 台测量系统分别安装在机床三轴上, 实现对单轴几何误差分量在线采集。进一步结合机床体积误差模型, 即可实现对机床体积误差的高精度、高效率、低成本的获取, 同时为后续误差补偿与性能提升提供数据支撑。

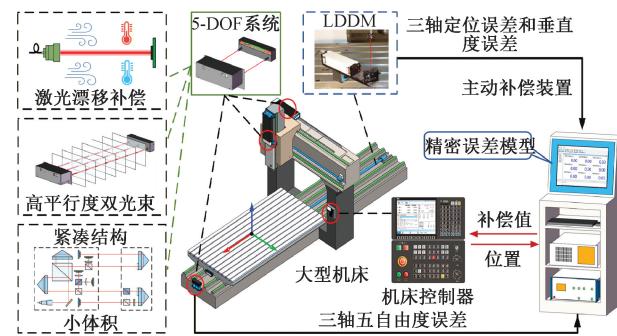


图 1 基于光漂补偿与模型优化的机床体积误差测量方法

Fig. 1 Volumetric error measurement of machine tools based on beam drift compensation and model optimization

1.1 5-DOF 测量系统光学结构

5-DOF 测量系统的光学结构由固定部分和移动部分所组成, 如图 2 所示。固定部分安装在机床基座上, 包括保偏光纤耦合激光器 (polarization-maintaining fiber-coupled laser, PFL)、第一反射镜 (mirror 1, M1)、第一分束器 (beam splitter1, BS1)、第二分束器 (BS2)、第五分束器 (BS5)、第一角锥棱镜 (retroreflector 1, RR1)、第二角锥棱镜 (RR2)、偏振分束器 1 (polarizing beam splitter 1, PBS1)、第一透镜 (lens 1, L1)、第二透镜 (L2)、第三透镜 (L3)、第一位置敏感探测器 (position sensitive detector 1, PSD1)、第二位置敏感探测器 (PSD2)、第三位置敏感探测器 (PSD3) 和第一四象限探测器 (quadrant detector, QD1)、第二四象限探测器 (QD2)。移动部分安装在机床滑台上, 包括偏振分束器 2 (PBS2)、第三分束器 (BS3)、第四分束器 (BS4)、第六分束器 (BS6)、第三角锥棱镜 (RR3)、第四角锥棱镜 (RR4) 和半波片 (half-wave plate, HP)。

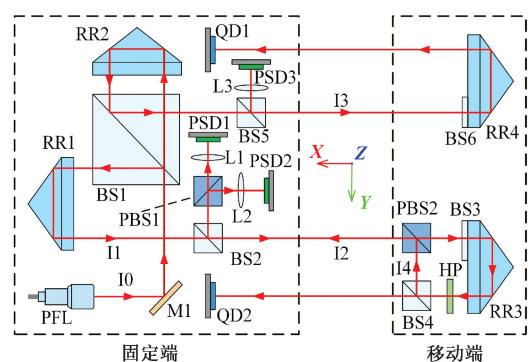


图 2 5-DOF 测量系统光路

Fig. 2 Diagram of optical path for 5-DOF measurement system

测量光束由 PFL 发出并通过准直透镜整形。PFL 发出的 I0 光束经 M1 反射, 部分通过 BS1 后, 再被 RR1 反射 180° , 形成测量光束 I1。由于 I1 的偏振方向与 PBS1

和 PBS2 的透射偏振方向一致, I1 依次通过 BS2 和 PBS2, 到达 BS3 时, 其中一部分被 BS3 反射 180°。随着移动部分角度的变化, 反射光束 I2 的方向也随之改变。I2 的偏振状态在传播过程中保持不变, 依次通过 PBS2、BS2 和 PBS1, 经 L1 聚焦, 最后由 PSD1 接收。如图 3 (a) 所示, 俯仰角 ε_z 和偏摆角 ε_y 是根据激光自准直原理进行测量的。当导轨运动时, PSD1 上光点位置发生移动, 俯仰和偏摆角可表示为:

$$\begin{cases} \varepsilon_z = \frac{\Delta y_{PSD1}}{2f_1} \\ \varepsilon_y = \frac{\Delta z_{PSD1}}{2f_1} \end{cases} \quad (1)$$

其中, Δy_{PSD1} 和 Δz_{PSD1} 是 PSD1 上光斑在 Z 和 Y 方向上的位移; f_1 是 L1 的焦距。

透过 BS3 的光束被 RR3 反射 180°, 然后通过 HP 由 BS4 分成透射光束和反射光束。透射光最终由 QD2 接收, 如图 3 所示为 5-DOF 误差测量原理。

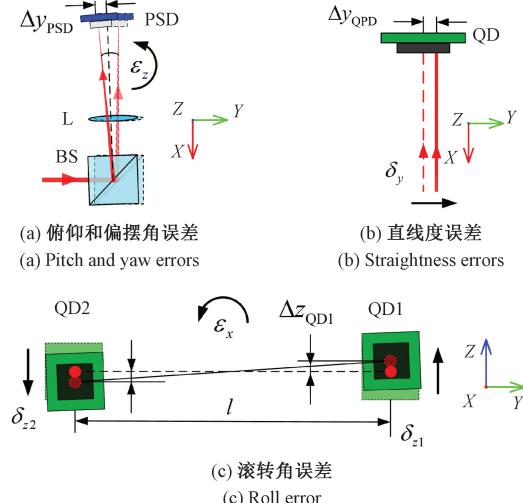


图 3 5-DOF 误差测量原理

Fig. 3 Principle of 5-DOF error measurement

如图 3(b) 所示为基于激光准直原理测量水平和垂直直线度误差。二维直线度误差 δ_y 和 δ_z 可分别表示为:

$$\begin{cases} \delta_y = \frac{\Delta y_{QD1}}{2} \\ \delta_z = \frac{\Delta z_{QD1}}{2} \end{cases} \quad (2)$$

其中, Δy_{QD1} 和 Δz_{QD1} 分别是 QD1 上光斑在 Z 和 Y 方向上的位移。

透过 BS1 的光束被 RR2 反射 180°, 然后再次被 BS1 反射, 称之为测量光束 I3。I3 被 RR4 反射 180°, 最后由 QD1 接收。如图 3 (c) 所示, 基于双准直光束法, 通过 QD1 和 QD2 所测量的垂直直线度 $\Delta\delta_{z1}$ 和 $\Delta\delta_{z2}$, 即可实现

滚转角 ε_x 的解算。该方法的精度受到测量光束 I1 和 I3 的平行度的影响, 滚转误差可表示为:

$$\varepsilon_x = \frac{\Delta\delta_{z1} - \Delta\delta_{z2}}{l} = \frac{\Delta z_{QD1} - \Delta z_{QD2}}{2l} \quad (3)$$

其中, l 为 QD1 与 QD2 之间的距离; Δz_{QD1} 和 Δz_{QD2} 分别为 QD1 与 QD2 上光斑在 Z 方向上的位移。

1.2 基于共光路差分的光束漂移补偿原理

在机床体积误差测量过程中, 测量光束在空气介质中传播, 易受到温度梯度、气压波动及机械应力释放等因素的干扰, 导致光束发生漂移。该漂移包括平移型漂移与角度型漂移, 其中角漂会随传播距离显著放大, 成为制约大型机床高精度测量的主要障碍。

针对该问题, 基于光束偏振态的差异性提出一种参考光与测量光共光路传输、分束检测的光束角漂差分补偿方法, 其原理如图 4 所示。

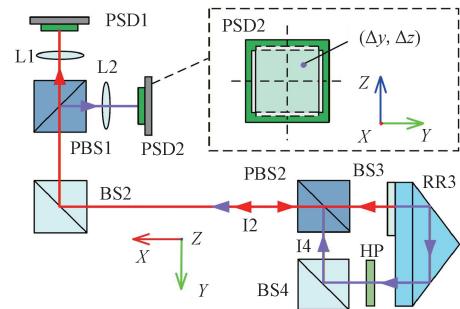


图 4 共光路光束漂移补偿原理

Fig. 4 Principle of common optical path beam drift compensation

具体地, BS3 的透射光束经角锥棱镜 RR3 反射 180°, 穿过半波片 HP 后由 BS4 部分反射至 PBS2, 形成参考光束 I4。通过调节 HP 的快轴角度, 使 I4 的偏振方向调整至可被 PBS2 完全反射, 从而实现与测量光束的共光路传输。在固定端, 参考光束 I4 经 BS2 部分反射, 并被 PBS1 完全反射后, 由透镜 L2 聚焦并被 PSD2 接收。由于 RR3 具备良好的方向保持性, I4 在往返传播过程中几乎不受导轨角度误差的影响, 而测量光束 I2 则会受角度敏感元件 BS3 的角误差影响。另一方面, I4 与 I2 在空气中的传播路径高度一致, 受到的空气湍流等环境扰动近乎相同。通过两束光在探测端 PSD2 处的差分处理, 可实现对 I2 中漂移误差的有效补偿, 显著提升系统在长距离测量场景下的稳定性与准确性。

当测量光束 I2 在 Y 和 Z 方向的角漂移分别为 $\Delta\varepsilon_y$ 和 $\Delta\varepsilon_z$ 时, PSD2 上的光斑位移为 $(\Delta z_{PSD2}, \Delta y_{PSD2})$, 设固定端与移动端之间的距离为 d 。当 I2 和 I3 完全平行时, 二者角漂移量可视为一致。通过共光路差分光束漂移补偿后的 5-DOF 测量模型可以表示为:

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon'_z = \varepsilon_z - \Delta\varepsilon_z = \frac{\Delta y_{PSD1}}{2f_1} - \frac{\Delta y_{PSD2}}{2f_2} \\ \varepsilon'_y = \varepsilon_y - \Delta\varepsilon_y = \frac{\Delta z_{PSD1}}{2f_1} - \frac{\Delta z_{PSD2}}{2f_2} \\ \delta'_y = \delta_y - \Delta\delta_y = \frac{\Delta y_{QD1}}{2} - \frac{d\Delta y_{PSD2}}{2f_2} \\ \delta'_z = \delta_z - \Delta\delta_z = \frac{\Delta z_{QD1}}{2} - \frac{d\Delta z_{PSD2}}{2f_2} \\ \varepsilon'_x = \varepsilon_x - \Delta\varepsilon_x = \frac{\Delta z_{QD1} - \Delta z_{QD2}}{2l} - \\ \left(\frac{d\Delta z_{PSD2}}{2lf_2} - \frac{d\Delta z_{PSD3}}{2lf_3} \right) \end{array} \right. \quad (4)$$

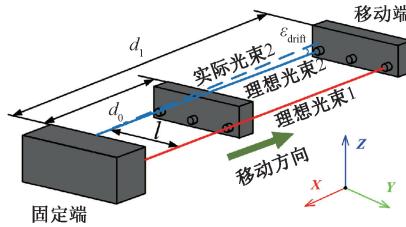


图 5 双光束不平行引起的滚转角测量误差

Fig. 5 The roll measurement error caused by non-parallelism

该直线度误差导致的滚转角测量误差可表示为:

$$\varepsilon_{zd} = \frac{\Delta z_{drift}}{2l} = \frac{\varepsilon_{drift}(d_1 - d_0)}{2l} \quad (6)$$

为确保双光束之间具有高度一致的传播方向,设计了一种高平行度双光束生成模块,其结构由分束镜 BS1 以及两组高精度逆反射镜 RR1 与 RR2 组成。如图 6 所示,入射光束 I0 经 PFL 准直后被 M1 反射,反射光经 BS1 透射后被 RR1 反射,另一部分被 BS1 反射后经 RR2 导回。在此过程中,BS1 的平行平板结构确保光束在透射和反射分路中传播路径对称,RR1 与 RR2 的逆向反射特性进一步保障了返回光束的入射方向与反射方向严格一致,从而使出射光 II 和 I3 在传播过程中始终保持优异的平行性。

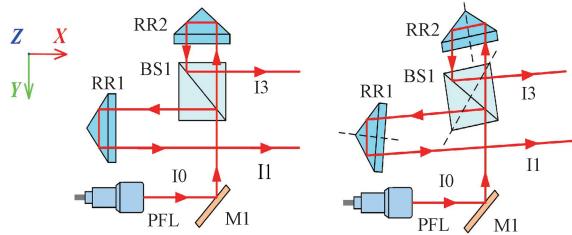


图 6 高平行度双光束生成原理

Fig. 6 Principle of high parallelism dual beam generation

理想情况下,PFL 出射光束可表示为:

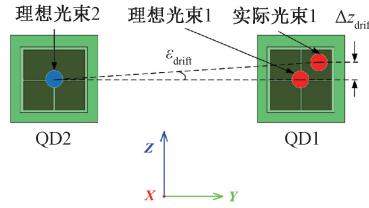
$$\vec{I}_0 = [1 \ 0 \ 0]^T \quad (7)$$

1.3 高平行度双光束生成原理

由于初始安装误差、环境变化以及机械结构的微变形,测量光束 I2 和 I3 之间的平行度难以在长时间工作情况下维持不变。2.2 节中的光束漂移补偿方法可以抑制激光漂移影响,仍无法完全校正双光束间的平行度误差。如图 5 所示,通过预校准确保测量光斑在四象限探测器的测量范围内,Y 方向的不平行不会影响滚转测量精度,而 Z 方向上的不平行会引入与工作距离 d 成正比的测量误差。设 I2 相对于光束 I3 偏移角度为 ε_{drift} ,在 Z 方向产生直线度误差为 Δz_{drift} 。

在起始位置 d_0 处重置滚转误差,则移动端位于 d_1 时的 Δz_{drift} 可表示为:

$$\Delta z_{drift} = \varepsilon_{drift}(d_1 - d_0) \quad (5)$$



当 BS1 发生应力释放或温度引起的变形时,其绕 X、Y 和 Z 轴的旋转角度分别表示为 α_{BS1} 、 β_{BS1} 和 γ_{BS1} ,则 BS1 的反射矩阵可表示为:

$$M_{BS1} = \begin{bmatrix} -2\gamma_{BS1} & 1 & \alpha_{BS1} + \beta_{BS1} \\ 1 & 2\gamma_{BS1} & -\alpha_{BS1} - \beta_{BS1} \\ \alpha_{BS1} + \beta_{BS1} & -\alpha_{BS1} - \beta_{BS1} & 1 \end{bmatrix} \quad (8)$$

设 RR1 和 RR2 绕 X、Y 和 Z 轴的旋转角度分别为 α_{RR1} 、 β_{RR1} 、 γ_{RR1} 和 α_{RR2} 、 β_{RR2} 、 γ_{RR2} ,则 RR1 和 RR2 的反射矩阵可表示为:

$$\left\{ \begin{array}{l} M_{RR1} = \begin{bmatrix} -1 & \gamma_{RR1} & 0 \\ -\gamma_{RR1} & -1 & \alpha_{RR1} \\ 0 & -\alpha_{RR1} & -1 \end{bmatrix} \\ M_{RR2} = \begin{bmatrix} -1 & \gamma_{RR2} & -\beta_{RR2} \\ -\gamma_{RR2} & -1 & 0 \\ \beta_{RR2} & 0 & -1 \end{bmatrix} \end{array} \right. \quad (9)$$

因此,光束 II 和 I3 可表示为:

$$\left\{ \begin{array}{l} \vec{I}_1 = M_{BS1} M_{RR2} \vec{I}_0 = \\ [1 - \gamma_{RR2} + 2\gamma_{BS1} \ \alpha_{RR2} - \alpha_{BS1} - \beta_{BS1}]^T \\ \vec{I}_3 = M_{RR1} M_{BS1} \vec{I}_0 = \\ [1 - \gamma_{RR1} + 2\gamma_{BS1} \ -\alpha_{BS1} - \beta_{BS1}]^T \end{array} \right. \quad (10)$$

由式(10)可知,测量光束 I1 和 I3 之间的方向差异仅受角锥棱镜变形的影响,而不受 BS1 的影响,保证了双光束良好的平行度。

此外,所提出的 5-DOF 测量系统的光学传感器均安装在固定端,移动端无电气连接,避免了安装时在机床外部挂载时的电缆拖动影响。通过集成 LDDM 和旋转编码器,可以测量三轴机床的体积误差所需的 21 个几何误差分量。

1.4 5-DOF 测量系统安装及校准

为了避免 Bryan 偏移量对直线度和滚转角误差的测量的影响,在机床体积误差正式测量之前需先对光束和运动方向的夹角进行校准。

以 X 轴为例介绍校准过程。图 7 展示了 X 轴的初始位置和移动后的位置,其中 Y 和 Z 轴方向的右侧光束与运动方向的夹角分别为 k_{yxr} 和 k_{zxr} ,Y 轴方向上的左侧光束与运动方向的夹角为 k_{zxl} 。

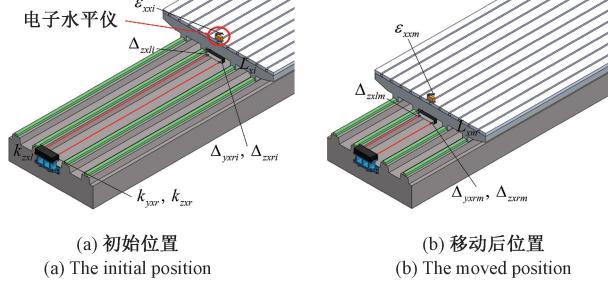


图 7 测量系统的安装位置

Fig. 7 Installation location of measurement system

校准前,无法测量滚转角误差,因此采用电子水平仪作为参考,在初始位置时,QD1 的测量数据为 Δ_{yxri} 和 Δ_{zxri} ,QD2 的测量数据为 Δ_{zxli} 。电子水平仪读数为 ε_{xxi} ,X 轴位置为 L_{xi} 。在移动后的位置,5-DOF 测量系统测量值为 Δ_{yxr} 、 Δ_{zxr} 、 Δ_{zxl} 和 $\varepsilon_{x xm}$,X 轴位置为 L_{xm} 。左右两光束之间的距离为 l 。根据端点连线法^[38],双光束角度可通过式(11)计算,使测量系统能够精确获取直线度误差和滚转角误差,即:

$$\left\{ \begin{array}{l} k_{yxr} = \frac{\Delta_{yxrm} - \Delta_{yxri}}{L_{xm} - L_{xi}} \\ k_{zxr} = \frac{\Delta_{zxrm} - \Delta_{zxri}}{L_{xm} - L_{xi}} \\ k_{zxl} = \frac{\Delta_{zxlm} - \Delta_{zxli} - (\varepsilon_{x xm} - \varepsilon_{xxi}) \cdot l}{L_{xm} - L_{xi}} \end{array} \right. \quad (11)$$

2 机床体积误差模型优化方法

2.1 大型三轴机床的体积误差定义

三轴机床结构可以分为 4 种类型:*TXYZ*、*XTYZ*、

*XYT*Z 和 *XYZT*。其中 *XTYZ* 型机床几何误差参数图如图 8 所示。以 *XTYZ* 型为例建立体积误差模型,如图 8(a)所示。为便于后续建模与误差分析,在机床各关键部件上分别建立笛卡尔坐标系,记为 *X*、*Y*、*Z*、*R*、*T* 和 *W*,分别代表 *x*、*y*、*z* 轴和参考点、刀具中心点(tool center point, TCP)和工件坐标系。在初始位置时,所有坐标系重合,其原点对齐于 TCP。

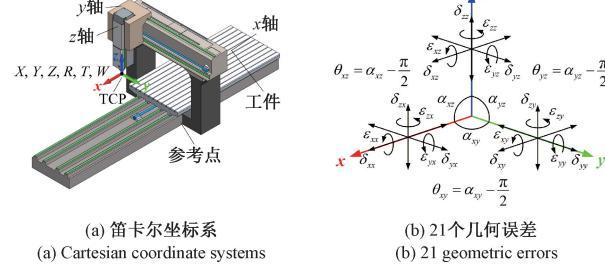


图 8 XTYZ 型机床几何误差参数

Fig. 8 Parameters of the XTYZ machine tool

机床的每个直线运动轴具有 6 个自由度误差,包括位置误差和角误差。如图 8(b)所示, δ_{xi} 、 δ_{yi} 和 δ_{zi} 表示轴 $i(i=x,y,z)$ 的位置误差,其中第 1 个下标表示误差方向。位置误差取决于测量位置,这些位置定义在与每个轴对应的坐标系原点处。 δ_{xi} 、 δ_{yi} 和 δ_{zi} 的方向与坐标轴的正方向一致。 ε_{xi} 、 ε_{yi} 和 ε_{zi} 表示轴 i 的角误差,其中第 1 个下标表示旋转方向。正向旋转遵循右手定则。除了 3 个轴的 18 个几何误差外,每两个轴之间还有 3 个垂直度误差,分别记为 θ_{xy} 、 θ_{xz} 和 θ_{yz} 。 α_{xy} 、 α_{xz} 和 α_{yz} 表示轴间角度。

2.2 体积误差模型建立

误差模型的建立包括两个主要步骤。第 1 步,使用传统的 HTM 方法建立体积误差模型。图 9 显示了机床沿 *x*、*y* 和 *z* 轴移动后每个坐标系的状态。

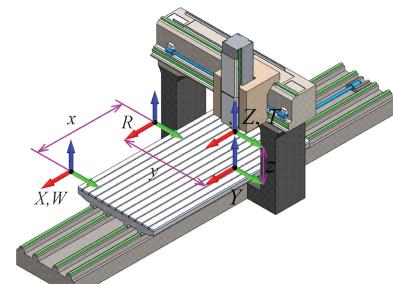


图 9 机床移动后各坐标系的状态

Fig. 9 The state of each coordinate system after the machine tool moves

在理想情况下,将点坐标从 *X* 转换到 *R*、从 *Y* 转换到 *R* 以及从 *Z* 转换到 *Y* 的 HTM 矩阵表示为:

$$\begin{cases} {}^R_X \mathbf{T}^i = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & x \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \mathbf{H}_X^i \\ {}^R_Y \mathbf{T}^i = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & y \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \mathbf{H}_Y^i \\ {}^R_Z \mathbf{T}^i = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \mathbf{H}_Z^i \end{cases} \quad (12)$$

由于 TCP 和 z 轴以及工件和 x 轴的相对位置保持不变, 坐标从 T 转换到 Y 和从 X 转换到 W 的 HTM 矩阵是单位矩阵。因此, 将坐标从 T 转换到 W 的 HTM 矩阵由式(13)表示, 其中最后一列表示相对于工件的 TCP 坐标。

$${}^W_T \mathbf{T}^i = {}^X_T \mathbf{T}^i = ({}^R_X \mathbf{T}^i)^{-1} \cdot {}^R_T \mathbf{T}^i \cdot {}^Y_T \mathbf{T}^i = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -x \\ 0 & 1 & 0 & y \\ 0 & 0 & 1 & z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (13)$$

考虑到相应坐标系原点处的几何误差并忽略高阶项, 将坐标从 X 转换到 R 、从 Y 转换到 R 以及从 Z 转换到 Y 的 HTM 矩阵可表示为:

$$\begin{cases} {}^R_X \mathbf{T}^e = \begin{bmatrix} 1 & -\varepsilon_{zx} & \varepsilon_{yx} & \delta_{xx} + x \\ \varepsilon_{zx} & 1 & -\varepsilon_{xx} & \delta_{yx} \\ -\varepsilon_{yx} & \varepsilon_{xx} & 1 & \delta_{zx} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\ {}^R_Y \mathbf{T}^e = \begin{bmatrix} 1 & -\varepsilon_{zy} & \varepsilon_{yy} & \delta_{xy} - y\theta_{xy} \\ \varepsilon_{zy} & 1 & -\varepsilon_{xy} & \delta_{yy} + y \\ -\varepsilon_{yy} & \varepsilon_{xy} & 1 & \delta_{zy} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\ {}^R_Z \mathbf{T}^e = \begin{bmatrix} 1 & -\varepsilon_{zz} & \varepsilon_{yz} & \delta_{xz} - z\theta_{xz} \\ \varepsilon_{zz} & 1 & -\varepsilon_{xz} & \delta_{yz} - z\theta_{yz} \\ -\varepsilon_{yz} & \varepsilon_{xz} & 1 & \delta_{zz} + z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (14)$$

同样地, HTM 矩阵将点坐标从 T 转换为 W , 由式(15)所示, 其中最后一列表示相对于工件 TCP 坐标。

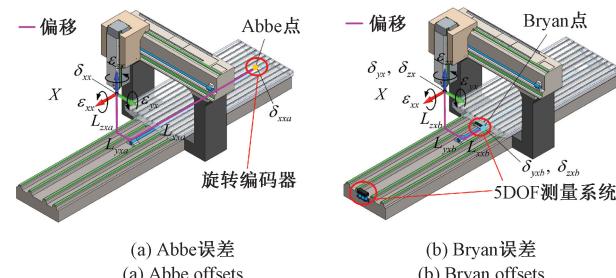
$${}^W_T \mathbf{T}^e = {}^X_T \mathbf{T}^e = ({}^R_X \mathbf{T}^e)^{-1} \cdot {}^R_T \mathbf{T}^e \cdot {}^Y_T \mathbf{T}^e \quad (15)$$

根据式(12)和(14), 机床的体积误差模型可表示为式(16)。

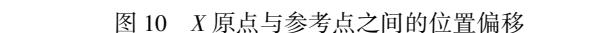
$$\begin{bmatrix} E_x \\ E_y \\ E_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\delta_{xx} + \delta_{xy} + \delta_{xz} + y\varepsilon_{zx} - z\varepsilon_{yx} + z\varepsilon_{yy} - y\theta_{xy} - z\theta_{xz} \\ -\delta_{yx} + \delta_{yy} + \delta_{yz} + x\varepsilon_{zx} + z\varepsilon_{xx} - z\varepsilon_{xy} - z\theta_{yz} \\ -\delta_{zx} + \delta_{zy} + \delta_{zz} - x\varepsilon_{yx} - y\varepsilon_{xx} \end{bmatrix} \quad (16)$$

其中, E_x 、 E_y 和 E_z 分别表示 x 、 y 和 z 方向的体积误差。

第 2 步, 涉及测量系统测量轴和机床运动轴不共线的 Abbe 和 Bryan 误差补偿。在建模过程中, 假设机床工作台为理想刚体, 角度误差在测量位置上可视为不变。机床的位置信息通常由光栅尺或旋转编码器提供, 以确保加工过程中的测量数据具有良好的稳定性与一致性。因此, 参考点的定位误差一般在离线状态下完成测量, 并作为后续体积误差计算的基础。根据 Abbe 原理, 这些参考点称为 Abbe 点, 其定位误差表示为 δ_{iia} , Abbe 点的位置测量方向与坐标系原点的运动轴不共线, 导致产生 Abbe 误差。以 x 轴为例, 图 10 (a) 给出了 X 原点定位误差与 Abbe 点之间的关系, x 、 y 、 z 方向的位置偏移量分别称为 Abbe 偏移量 L_{xxa} 、 L_{yxa} 和 L_{zxb} 。



(a) Abbe 误差
(a) Abbe offsets



(b) Bryan 误差
(b) Bryan offsets

图 10 X 原点与参考点之间的位置偏移

Fig. 10 Position offsets between the origin of X and the reference points

根据 Bryan 原理, 参考直线点称为 Bryan 点, 其直度误差表示为 δ_{jib} ($j = x, y, z$ 和 $j \neq i$)。Bryan 点的位置测量方向与坐标原点的运动轴不共线, 导致 Bryan 误差。以 x 轴为例, 图 10 (b) 说明了 X 原点与 Bryan 点之间的直度误差关系, x 、 y 、 z 方向的位置偏移量称为 Bryan 偏移量 L_{xxb} 、 L_{yxb} 和 L_{zxb} 。

根据刚体运动学, X 、 Y 和 Z 原点的位置误差可用式(17)表示, 通过将位置误差代入式(16), 即可得到 XYTZ 机床的精确体积误差模型, 即:

$$\begin{cases} \delta_{xx} = \delta_{xxa} + \varepsilon_{zx} L_{yxa} - \varepsilon_{yx} L_{zxa} \\ \delta_{yx} = \delta_{yxb} - \varepsilon_{zx} L_{xxb} + \varepsilon_{xx} L_{zxb} \\ \delta_{zx} = \delta_{zxb} + \varepsilon_{yx} L_{xxb} - \varepsilon_{xx} L_{yxb} \end{cases} \quad (17)$$

上述 4 种模型类型的建模差异取决于机床的结构。建模方法可总结于表 1。

表 1 无 Abbe 误差的建模方法

Table 1 The modeling method without Abbe offset

类型	理想 HTM	实际 HTM
$TXYZ$	$\mathbf{H}_X^i \cdot \mathbf{H}_Y^i \cdot \mathbf{H}_Z^i$	$\mathbf{H}_X^e \cdot \mathbf{H}_Y^e \cdot \mathbf{H}_Z^e$
$XYT Z$	$(\mathbf{H}_X^i)^{-1} \cdot \mathbf{H}_Y^i \cdot \mathbf{H}_Z^i$	$(\mathbf{H}_X^e)^{-1} \cdot \mathbf{H}_Y^e \cdot \mathbf{H}_Z^e$
$XYT Z$	$(\mathbf{H}_X^i)^{-1} \cdot (\mathbf{H}_Y^i)^{-1} \cdot \mathbf{H}_Z^i$	$(\mathbf{H}_X^e)^{-1} \cdot (\mathbf{H}_Y^e)^{-1} \cdot \mathbf{H}_Z^e$
$XYZ T$	$(\mathbf{H}_X^i)^{-1} \cdot (\mathbf{H}_Y^i)^{-1} \cdot (\mathbf{H}_Z^i)^{-1}$	$(\mathbf{H}_X^e)^{-1} \cdot (\mathbf{H}_Y^e)^{-1} \cdot (\mathbf{H}_Z^e)^{-1}$

由于每个线性运动轴的误差测量点位于相应坐标系的原点,结合式(17)与表 1,可以得到适用于三轴机床的优化 HTM 模型,表示为式(18),即:

$$(\overset{w}{T}^e)_{col4} - (\overset{w}{T}^i)_{col4} \quad (18)$$

其中,下标 $col4$ 表示 HTM 的第 4 列。

3 实验

3.1 5-DOF 测量系统性能测试

为评估 5-DOF 测量系统的测量精度、重复性与稳定性,开展了系统性能测试实验,如图 11 所示。图 11 中各装置分别为:①5-DOF 测量系统;②空气湍流保护罩;③测量系统控制器;④测量系统上位机;⑤3 m 行程导轨;⑥导轨控制器;⑦SJ6000 干涉仪;⑧干涉仪镜组;⑨干涉仪上位机;⑩DEG 型电子水平仪。鉴于系统测量机制与体积误差建模方法仍需在实际工况中进一步验证,首先对本系统与标准仪器之间的误差标准差进行对比评估。



图 11 测量系统性能测试

Fig. 11 Performance testing of measurement system

实验采用深圳市中图仪器股份有限公司的 SJ6000 型激光干涉仪作为俯仰角、偏摆角及二维直线度的对比标准仪器,其线性测量范围为 0~80 m,测量精度为 $\pm 0.5 \times 10^{-6}$,分辨力为 1 nm,最大测量速度为 4 m/s,角度测量范围为 $\pm 10^\circ$,轴向量程为 0~15 m,角度测量精度为 $\pm (0.02\% R + 0.1 + 0.02 L)''$,其中 R 为显示值,L 为测量距离,单位:m),分辨力为 0.01"。采用青岛奥得森电子有限公司的 DEG 型电子水平仪作为滚转角的对比标准仪器,其测量精度为 $\pm (1 + A/50) \mu\text{rad}$,其中 A 为检定位置标称值的绝对值,分辨力为 1 μrad 。上述用于对比测量的标

准仪器均经中国计量科学研究院校准,并溯源至国家计量基标准。测量距离设定为 1~3 m,滑块以 0.25 m 为步长依次移动,共设置 9 个测量点。每个测点处待系统读数稳定后,标准仪器与本系统同时采集数据。每个测点的测量结果取连续 60 s 内的读数均值作为最终输出。整个实验重复 5 次,以确保结果的稳定性与数据的可靠性。

性能测试实验结果如图 12 所示。俯仰角测量误差的最大标准差为 $0.29''$,平均标准差 SD_{Avg} 为 $0.26''$ 。偏摆角测量误差的最大标准差为 $0.27''$, SD_{Avg} 为 $0.29''$ 。滚转角测量误差的最大标准差为 $0.54''$, SD_{Avg} 为 $0.46''$ 。水平直线度测量误差的最大标准差为 $0.57 \mu\text{m}$, SD_{Avg} 为 $0.52 \mu\text{m}$;垂直直线度测量误差的标准差为 $0.56 \mu\text{m}$, SD_{Avg} 为 $0.60 \mu\text{m}$ 。由实验结果可知,引入光束漂移补偿与高平行度双光束生成模块后,5-DOF 测量系统表现出良好的重复性与较高的精度。该系统的测量范围可达 3 m,满足大型机床几何误差测量对测距范围与精度的综合要求。

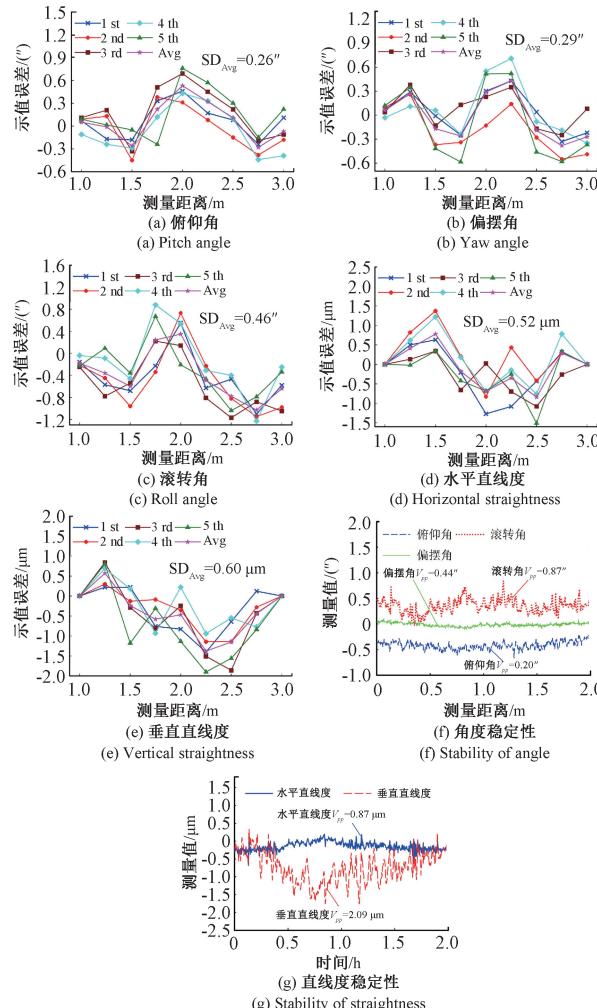


图 12 5-DOF 测量系统测试结果

Fig. 12 Test results of 5-DOF measurement system

3.2 体积误差模型仿真验证

由于机床在工业现场运行中易受热效应、振动及外部扰动影响, 体积误差的建模与验证面临较大挑战。为降低环境干扰的影响, 采用 VERICUT 软件对体积误差模型进行验证。该软件可为各线性轴定义旋转与平移函数, 实现机床建模与误差分析。仿真中机床被视为理想刚体, 不受外界干扰, 适合作为模型验证平台。以 XTYZ 型大型三轴机床为对象建立模型, 所有坐标系初始对准于 TCP, 并根据实际测量设定 Abbe 点与 Bryan 点的位置。在 $3\text{ 000 mm} \times 1\text{ 500 mm} \times 780\text{ mm}$ 的工作空间内选取 10 个测点, 分别赋予随机六自由度误差以模拟体积偏差, 并将理想 TCP 建模为长方体, 其体积误差通过顶点与实际 TCP 之间的位移差计算获得。图 13 对比了不同建模方法下的误差结果: 优化后得 HTM 模型引入 Abbe 与 Bryan 误差项, 与 VERICUT 仿真结果高度一致, 而传统 HTM 模型因未考虑关键误差源, 对比结果偏差明显。因此, 仿真实验验证了所提出模型的有效性。

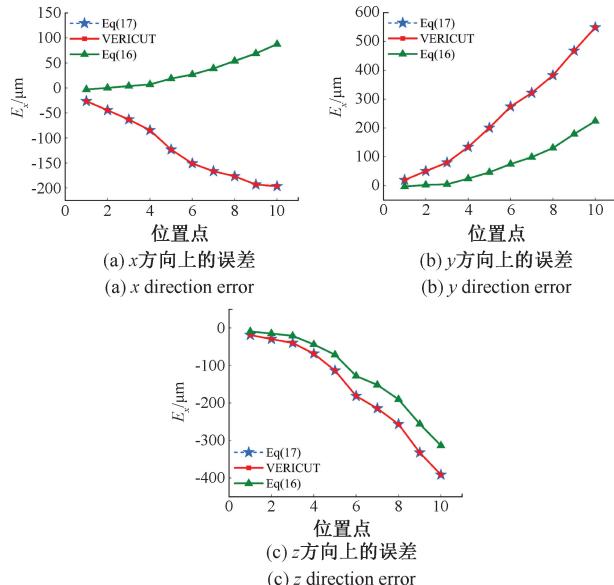


图 13 机床在 x 、 y 和 z 方向上的误差

Fig. 13 Machine tool errors in x , y and z directions

3.3 工业现场情况下的机床体积误差测量实验

机床体积误差测量过程包括离线测量定位误差、垂直度误差和在线测量单轴 5-DOF 误差, 测量环境温度约为 20°C 。定位误差和垂直度误差的测量由美国光动公司的 MCV-5002 激光多普勒干涉仪完成, 其测量距离为 $0\sim30\text{ m}$, 测量精度为 $\pm 0.5 \times 10^{-6}$, 测量分辨力为 $0.001\text{ }\mu\text{m}$, 最大测量速度为 5 m/s 。实验开始前将测量轴与机床丝杠轴对准, 以提高测量精度。所测试机床为广东创能精密机械有限公司的 5228 型大型龙门加

工中心, 其 X 、 Y 、 Z 这 3 轴行程范围分别为 5 000 、 2 600 和 960 mm , 每轴设置 21 个测量点。每个点重复测量两次, 并取其平均值作为最终测量结果, 用于后续体积误差的计算与建模。补偿前的机床定位误差测量结果如图 14 所示, 补偿前 X 、 Y 、 Z 轴定位误差的平均值分别在 $-0.12\sim85.11\text{ }\mu\text{m}$ 、 $-63.65\sim45.42\text{ }\mu\text{m}$ 、 $-14.54\sim1.13\text{ }\mu\text{m}$ 范围。

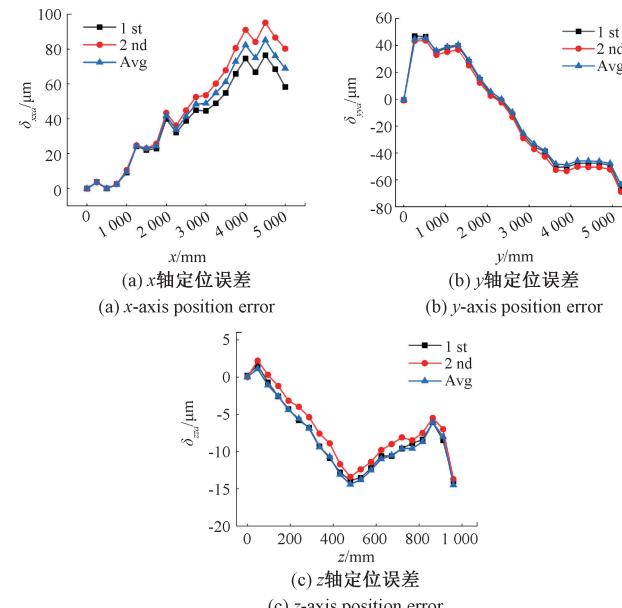


图 14 补偿前的定位误差

Fig. 14 Positioning errors before compensation

进一步, 使用 MCV-5002 测量 4 个对角线位移误差, 如图 15 所示。

图 15 中的路径定义分别为① ppp , 即 $(0, 0, 0)$ 到 $(n\Delta x, n\Delta y, n\Delta z)$; ② npp , 即 $(n\Delta x, 0, 0)$ 到 $(0, n\Delta y, n\Delta z)$; ③ pnp , 即 $(0, n\Delta y, 0)$ 到 $(n\Delta x, 0, n\Delta z)$; 以及④ ppn , 即 $(0, 0, n\Delta z)$ 到 $(n\Delta x, n\Delta y, 0)$ 。其中, n 是增量次数, Δx 、 Δy 和 Δz 分别是 X 、 Y 和 Z 方向的移动距离。

在实验中, 测量空间为 $3\text{ 000 mm} \times 1\text{ 500 mm} \times 780\text{ mm}$, $n=30$, $\Delta x=100\text{ mm}$, $\Delta y=50\text{ mm}$, $\Delta z=26\text{ mm}$ 。如图 16 所示, 对角线位移测量进行了两次, 结果范围为 $-84.53\sim140.16\text{ }\mu\text{m}$ 。平均后的对角线位移误差可计算 3 轴间的垂直度误差, 分别为 $\theta_{xy}=-3.13''$, $\theta_{xz}=22.33''$ 和 $\theta_{yz}=-1.37''$ 。

测量系统与机床之间的位置关系使用式(11)进行了校准。在测量 4 个对角线位移误差时, 同时测量了每个轴的 5-DOF 误差。其中, 以 Y 轴测量结果为例, 由于运行路径在空间中具有对称性, ppp 与 npp 以及 pnp 与 ppn 的误差曲线分别呈现出高度一致性, 如图 17 所示, 进一步说明了测量系统与所测机床都具有良好的重复性。

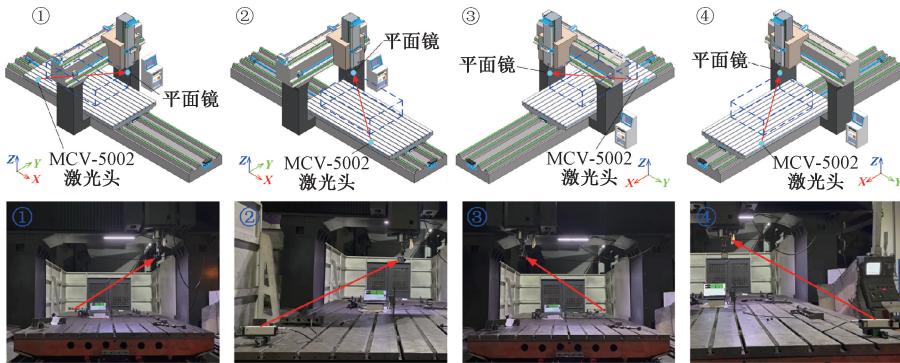


图 15 机床 4 个对角线位移测量路径

Fig. 15 Four diagonal displacement measurement paths of machine tool

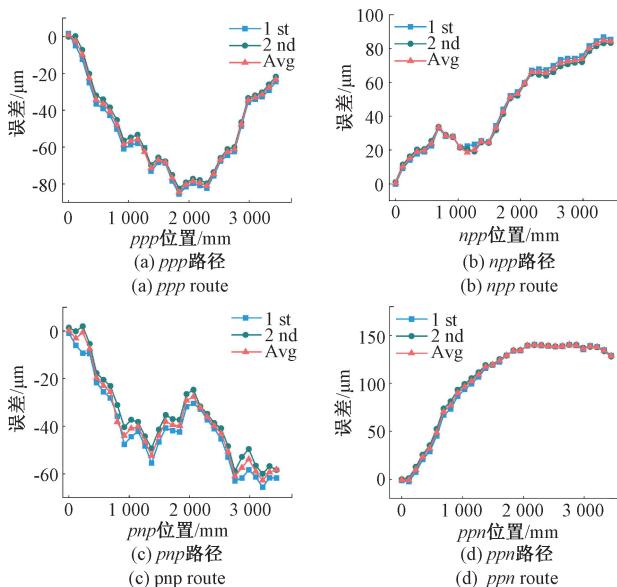


图 16 补偿前的 4 个对角线定位误差

Fig. 16 Four diagonal displacement errors before compensation

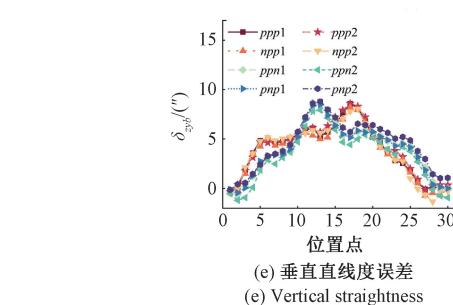
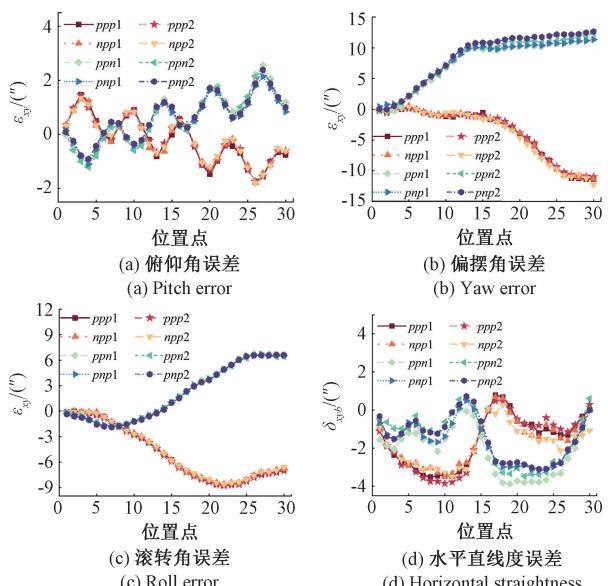


图 17 Y 轴误差结果

Fig. 17 The errors result of Y-axis

3.4 机床体积误差补偿实验

将定位误差和垂直误差预先加载到软件中,其余 5-DOF 误差则通过在线测量实时获取。基于优化后的 HTM 模型计算体积误差补偿值,并通过以太网接口发送至 CNC 系统。随后,CNC 控制器通过调整外部机械坐标系的原点偏移量,实现主动补偿,如图 18 所示。



图 18 机床误差测量与主动补偿现场试验

Fig. 18 Machine tool error measurement and active compensation field experiment

为验证该主动补偿策略的有效性,实验对补偿前后的定位误差及对角线位移误差进行了对比测量。结果如

图 19 所示, 补偿后 X、Y、Z 轴定位误差的平均值分别在 $-6.73 \sim 9.92 \mu\text{m}$ 、 $-0.15 \sim 4.21 \mu\text{m}$ 、 $-0.11 \sim 3.56 \mu\text{m}$ 范围。

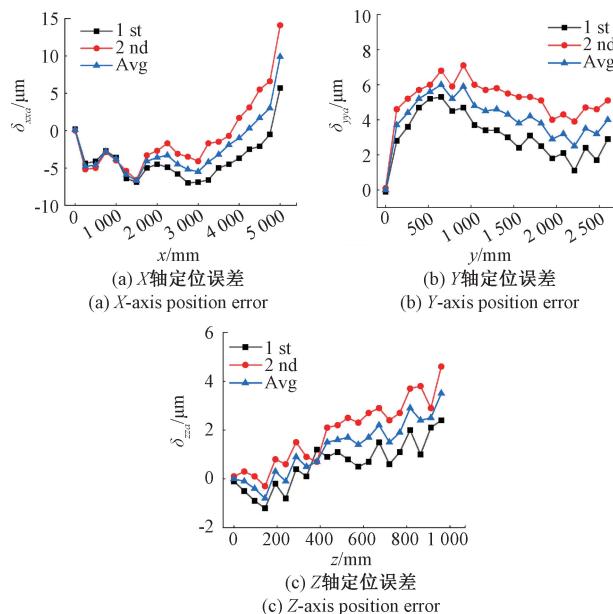


图 19 补偿后的定位误差

Fig. 19 Positioning errors after compensation

对比补偿前三轴定位误差, X、Y、Z 轴误差分别减少了 80.5%、96.0%、76.6%。在对角线位移误差测试中, 多次测量后发现机床各轴存在一定的变形趋势。如图 20 所示, 补偿后的误差范围为 $-41.20 \sim 67.47 \mu\text{m}$, 较补偿前误差范围缩小了 51.6%, 其中最大正误差和最大负误差均减少了约 51%。上述结果表明, 通过引入误差测量与主动补偿机制, 机床体积误差得到了显著抑制, 验证了所提出方法的有效性与工程适用性。

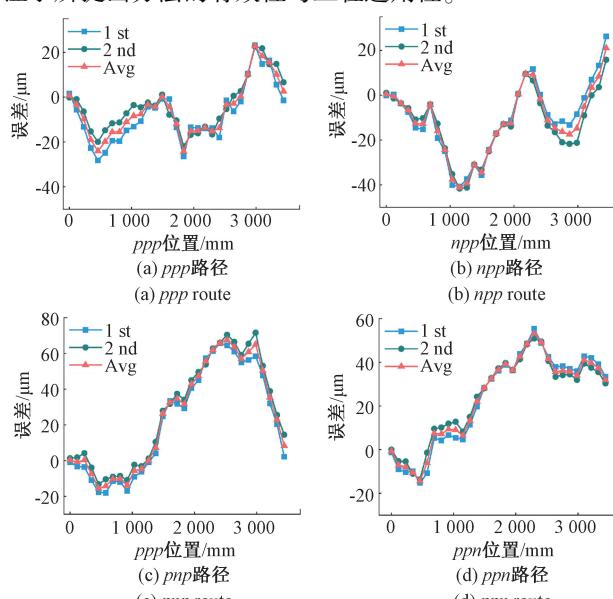


图 20 补偿后的 4 个对角线定位误差

Fig. 20 Four diagonal displacement errors after compensation

4 结 论

本研究提出了一种结合光漂补偿与模型优化的大型机床体积误差测量方法, 能够在长行程和复杂工业环境中实现几何误差的高精度、高效率测量。针对测量过程中存在的光束漂移及双光束平行度变化问题, 采用测量光与参考光的共路径传播方式抑制角漂误差, 并利用角锥棱镜的逆向反射特性生成高平行度双光束, 从而显著提升测量的稳定性。所构建的体积误差模型引入 Abbe 误差与 Bryan 误差, 增强了模型对关键误差源的描述能力。实验结果表明, 在 3 m 测量范围内, 系统表现出良好的重复性与准确性, 其中角度误差标准差控制在 $0.5''$ 以内, 直线度误差标准差低于 $0.6 \mu\text{m}$ 。通过误差补偿, 定位误差范围由 $-84.53 \sim 140.16 \mu\text{m}$ 减小至 $-41.20 \sim 67.47 \mu\text{m}$, 误差范围缩小了 51.6%, 其中最大正误差和最大负误差均减少了约 51%, 显著提升了机床的整体定位精度。该方法为激光多自由度测量技术在大型机床体积误差测量中的应用奠定了理论与实践基础。考虑到实际工业环境中温度和气流扰动对精度的影响, 后续工作将侧重于提升系统的环境适应性与动态补偿能力, 以增强其复杂工况下的稳定性。

参 考 文 献

- [1] 陈传海, 宋晋奇, 刘志峰, 等. 工业母机正向设计技术研究进展 [J]. 机床与液压, 2025, 53(13): 1-10.
CHEN CH H, SONG J Q, LIU ZH F, et al. Research progress on top-down design technologies of industrial machine tools [J]. Machine Tool & Hydraulics, 2025, 53(13): 1-10.
- [2] WAN M, LIU Y, ZHANG W H. A new algorithm for the identification of CNC geometric errors [J]. Procedia CIRP, 2016, 56: 293-298.
- [3] SHARMA A, THAPA S, GOEL B, et al. Structural analysis and optimization of machine structure for the measurement of cutting force for wood [J]. Alexandria Engineering Journal, 2023, 64: 833-846.
- [4] FAN Y CH, FAN K CH, HUANG Y B. Modeling and compensation of enhanced volumetric error of machine tools containing crosstalk errors [J]. Precision Engineering, 2024, 86: 252-264.
- [5] KUANG C F, HONG EN, NI J. A high-precision five-degree-of-freedom measurement system based on laser collimator and interferometry techniques [J]. Review of Scientific Instruments, 2007, 78(9): 095105.
- [6] 邱启帆, 程智, 高豆豆, 等. 基于准直激光的跟踪合作目标小范围二维姿态测量方法研究 [J]. 仪器仪表学报, 2024, 45(5): 188-196.

- QIU Q F, CHENG ZH, GAO D D, et al. Research on the small-range two-dimensional attitude measurement method of tracked cooperative target based on collimating laser[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2024, 45(5): 188-196.
- [7] 焦安铃, 陈光胜. 基于球杆仪的五轴数控机床误差快速检测方法[J]. 仪器仪表学报, 2024, 45(1): 138-148.
- JIAO AN L, CHEN G SH. Fast error identification method for five-axis machine tools based on double ball-bar[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2024, 45(1): 138-148.
- [8] LIU H W, XIANG H, CHEN J H, et al. Measurement and compensation of machine tool geometry error based on Abbe principle[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 98(9/12): 2769-2774.
- [9] XU X, TAN Y D, MU H L, et al. Laser interferometric multi-degree-of-freedom measurement technology in space gravitational-wave detection[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2023, 60(3): 0312006.
- [10] FAN K CH, CHEN M J, HUANG W M. A six-degree-of-freedom measurement system for the motion accuracy of linear stages[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1998, 38(3): 155-164.
- [11] HUANG P, LI Y, WEI H Y, et al. Five-degrees-of-freedom measurement system based on a monolithic prism and phase-sensitive detection technique [J]. Applied Optics, 2013, 52(26): 6607-6615.
- [12] 王洪远, 段发阶, 蒋佳佳, 等. 二维光电水平倾角测量系统[J]. 光学精密工程, 2017, 25(12): 3120-3127.
- WANG H Y, DUAN F J, JIANG J J, et al. A two-dimensional photoelectric level inclination measuring system[J]. Optics and Precision Engineering, 2017, 25(12): 3120-3127.
- [13] FENG Q B, ZHANG B, CUI C X, et al. Development of a simple system for simultaneously measuring 6DOF geometric motion errors of a linear guide [J]. Optics Express, 2013, 21(22): 25805-25819.
- [14] 苏宇浩, 段发阶, 蒋佳佳, 等. 五自由度测量中直线度现场标定方法研究[J]. 光电工程, 2020, 47(9): 30-38.
- SU Y H, DUAN F J, JIANG J J, et al. Research on field calibration method of straightness in five-degree-of-freedom measurement[J]. Opto-Electronic Engineering, 2020, 47(9): 30-38.
- [15] JIA P ZH, ZHANG B, ZHENG F J, et al. Comprehensive measurement model of geometric errors for three linear axes of computer numerical control machine tools[J]. Measurement Science and Technology, 2021, 33(1): 015202.
- [16] LI R P, ZHEN Y, DI K, et al. Three-degree-of-freedom autocollimator with large angle-measurement range [J]. Measurement Science and Technology, 2021, 32(11): 115005.
- [17] ZHENG F J, LIU ZH J, LONG F, et al. High-precision method for simultaneously measuring the six-degree-of-freedom relative position and pose deformation of satellites[J]. Optics Express, 2023, 31(8): 13195-13210.
- [18] 张旭, 段发阶, 孙广开, 等. 高轨卫星目指自准直测量光斑实时定位方法[J]. 仪器仪表学报, 2025, 46(8): 206-217.
- ZHANG X, DAUN F J, SUN G K, et al. Real-time light spot localization method for target-pointing measurement with autocollimators in high-orbit satellites[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2025, 46(8): 206-217.
- [19] CAI Y D, YANG B H, FAN K CH. Robust roll angular error measurement system for precision machines [J]. Optics Express, 2019, 27(6): 8027-8036.
- [20] LO C C, HSU W H, LIU CH SH. Six-degree-of-freedom geometrical errors measurement system with compensation of laser beam drifts and installation errors for linear stage[J]. Optics and Lasers in Engineering, 2023, 162: 107407.
- [21] ZHAI ZH SH, LYU Q H, WANG X Z, et al. Measurement of four-degree-of-freedom error motions based on non-diffracting beam [J]. Optics Communications, 2016, 366: 168-173.
- [22] CAI Y D, SANG Q, LOU ZH F, et al. Error analysis and compensation of a laser measurement system for simultaneously measuring five-degree-of-freedom error motions of linear stages [J]. Sensors, 2019, 19(18): 3833.
- [23] FAN Y CH, LOU ZH F, HUANG Y B, et al. Self-compensation method for dual-beam roll angle measurement of linear stages[J]. Optics Express, 2021, 29(17): 26340-26352.
- [24] 张聪, 刘文正, 段发阶, 等. 长导轨五自由度测量中直线度精度提升方法与优化设计[J]. 光学精密工程, 2022, 30(20): 2467-2478.
- ZHANG C, LIU W ZH, DAUN F J, et al. Accuracy improvement method and optimal design of straightness in five-degree-of-freedom measurement of long guide [J]. Optics and Precision Engineering, 2022, 30(20): 2467-

- 2478.
- [25] 马凤瑞, 段发阶, 刘文正, 等. 基于偏振的双准直光束测量滚转角的自校准方法 [J]. 激光与光电子学进展, 2023, 60(23): 153-161.
MA F R, DUAN F J, LIU W ZH, et al. Self-calibration method for roll angle measurements of dual beams based on polarization [J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2023, 60(23): 153-161.
- [26] LIU W ZH, YU ZH X, DUAN F J, et al. Robust five-degree-of-freedom measurement system with self-compensation and air turbulence protection [J]. *Optics Express*, 2023, 31(3): 4652-4666.
- [27] LIU W ZH, ZHANG C, DUAN F J, et al. A method for noise attenuation of straightness measurement based on laser collimation [J]. *Measurement*, 2021, 182: 109643.
- [28] REN W R, CUI J W, TAN J B. Parallel beam generation method for a high-precision roll angle measurement with a long working distance [J]. *Optics Express*, 2020, 28(23): 34489-34500.
- [29] MA SH H, LI R J, LIU X, et al. Portable 5-DOF measurement system using a parallel beam generation method for linear axis detection [J]. *Optics Express*, 2024, 32(16): 27482-27496.
- [30] CHENG L, ZHANG L, LI J X, et al. Modeling and compensation of volumetric errors for a six-axis automated fiber placement machine based on screw theory [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 2021, 235(23): 6940-6955.
- [31] FAN J W, LI ZH, PAN R, et al. Volumetric error modeling and prediction for machine tools based on key component tolerance [J]. *Alexandria Engineering Journal*, 2025, 111: 171-180.
- [32] YANG J X, DING H. A new position independent geometric errors identification model of five-axis serial machine tools based on differential motion matrices [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2016, 104: 68-77.
- [33] OKAFOR A C, ERTEKIN Y M. Derivation of machine tool error models and error compensation procedure for three axes vertical machining center using rigid body kinematics [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2000, 40(8): 1199-1213.
- [34] FAN K G, YANG J G, YANG L Y. Unified error model based spatial error compensation for four types of CNC machining center: Part I—singular function based unified error model [J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2015, 60: 656-667.
- [35] 王培桐, 范晋伟, 任行飞, 等. 一种新的机床位置误差灵敏度分析方法 [J]. *仪器仪表学报*, 2022, 43(12): 129-138.
WANG P T, FAN J W, REN X F, et al. A novel sensitivity analysis method for machine tool position error [J]. *Chinese Journal of Scientific Instrument*, 2022, 43 (12): 129-138.
- [36] OSEI S, WANG W, DING Q CH. A new method to identify the position-independent geometric errors in the rotary axes of five-axis machine tools [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2023, 87: 46-53.
- [37] ZHA J, ZHANG H J. Geometric error identification of gantry-type CNC machine tool based on multi-station synchronization laser tracers [J]. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 2024, 37(1): 46.
- [38] LI S CH, KANG H M, LI Z L, et al. Development of a large-aperture coordinate precision measurement instrument using differential geometric error weighting [J]. *Applied Sciences*, 2024, 14(22): 10125.

作者简介



刘文正, 2017 年于哈尔滨工程大学获得学士学位, 2020 年于天津大学获得硕士学位, 2023 年于天津大学获得博士学位, 现为长沙理工大学机械与运载工程学院讲师, 主要研究方向为激光及光电测量。

E-mail: Liuwz@csust.edu.cn

Liu Wenzheng received his B.Sc. degree from Harbin Engineering University in 2017, his M.Sc. and Ph.D. degrees both from Tianjin University in 2020 and 2023, respectively. He is currently a lecturer at the College of Mechanical and Vehicle Engineering of Changsha University of Science & Technology. His main research interest includes laser and photoelectric measurement.



段发阶(通信作者), 1989 年、1992 年 1994 年于天津大学分别获得学士、硕士和博士学位, 现为天津大学精密仪器与光电子工程学院教授, 主要研究方向为重大装备在线检测与健康监测、激光及光电测试。

E-mail: fduan@tju.edu.cn

Duan Fajie (Corresponding author) received his B.Sc., M.Sc. and Ph.D. degrees all from Tianjin University in 1989, 1992 and 1994, respectively. He is currently a professor at the School of Precision Instrument and Opto-electronics Engineering of Tianjin University. His main research interests include online testing and health monitoring of major equipment, laser and optoelectronic testing.