

基于点自动对焦传感器的菲涅耳微结构超精密在位测量

杨知楷, 陈灶灶, 莫亮亮, 张鑫泉*

上海交通大学机械与动力工程学院, 上海 200240

摘要 由于菲涅耳结构存在较大倾角且离线测量会引入原点误差,为实现菲涅耳微结构的超精密在位测量,构建了基于点自动对焦传感器的在位测量系统,并研究开发了配套的位置标定与温度补偿算法。首先,对于测量结果的核心影响因素——温度进行相关性分析,并通过高斯过程对其进行补偿,使得测头测量误差下降至未补偿前的 39%;其次,为保证测头扫描路径通过所测微结构中心,以避免曲面重构过程中引入对齐误差,在测量前利用标准球面对测头的位姿进行预标定;最后,利用该套设备对菲涅耳微结构进行测量并分析了测量结果。实验结果表明,所组建的系统相比基于光谱共聚焦的在位测量系统能够更有效地评估菲涅耳结构形貌,相比离线白光干涉测量系统可获得更精准的结果。

关键词 测量; 在位测量; 菲涅耳微结构; 高斯过程; 温度补偿

中图分类号 O572.21+3

文献标志码 A

DOI: 10.3788/AOS230469

1 引言

随着现代工业的发展,具有亚微米级形状精度和纳米乃至亚纳米级粗糙度的光学表面已经被广泛应用于光学^[1-2]、机械制造、生物医学等领域。其中,光电子技术的迅速发展,也对光学器件的小型化、集成化^[3]提出了更高的要求。与传统透镜相比,菲涅耳透镜通过将透镜设计成一组同心环形,可显著减小透镜的厚度与体积,从而满足现代光学应用需求,在摄影^[4]、激光^[5]、红外探测^[6]领域得到了广泛应用。菲涅耳透镜表面的加工精度是保证其成像质量的关键因素,目前主要采用轮廓仪、白光干涉仪^[7]、单探针结构光显微镜^[8]等离线检测设备进行加工质量评估,存在由重复安装定位误差引起的轮廓偏差^[9]、测量效率低^[10]等缺陷。为解决上述问题,在位测量技术近年来广受关注。

在位测量技术主要分为接触式和非接触式两类。Gao 等^[11]利用逆压电效应构建了在位原子力显微镜(AFM)测量装置,实现了工件表面的接触式在位测量。接触式测量存在表面划伤、微结构破坏、测量效率低等缺陷。非接触式测量可以避免上述问题,目前应用比较广泛的有反射式测量、结构光测量、对焦式测量等。孙梦楠等^[12]使用反射式激光三角位移传感器对大尺寸双头螺杆进行快速在位测量,并对测量的不确定度进行了分析。刘祥等^[13]使用旋转式线结构光测头搭

建了集成化在位测量系统,并通过对转台跳动和测头倾斜度进行分析和补偿,实现了微米级的测量精度。李乾等^[14]利用光栅化投影的方式,配合相机响应曲线分析方法实现了大尺寸高反光元件的三维面形测量。Miao 等^[15]使用两种不同频率和相位的投影光栅改进了待测表面的测量精度,实现了三维形貌的快速精确测量。上述方法虽然设备集成简单、测量速度快、测量范围大,但是测量的精度往往只能到数十到几微米,并不能满足超精密光学曲面纳米级的测量需求。因此,实际研究与工业中往往采用精度更高的光谱共聚焦设备实现光学曲面超精密在位测量。Tong 等^[16]将光谱共聚焦传感器与快刀伺服系统集成,用于加工后形貌误差评估和补偿轨迹生成,从而实现了加工-测量-补偿一体化加工系统的搭建。Chen 等^[17]将 Micro-Epsilon 公司的光谱共聚焦传感器与超精密机床集成,实现了球面、自由光学曲面的高精度在位测量,并通过离线测量验证了其结果的可靠性。由于光谱共聚焦设备倾角测量极限小、测量光斑覆盖面积大,无法对于菲涅耳复杂光学微结构进行准确测量。

针对以上问题,本文基于点自动对焦传感器和五轴超精密机床搭建了用于评估菲涅耳光学微结构的在位测量系统,并对于系统测量精度进行了优化。考虑到温度对于测头读数的干扰^[18-19],本文通过频域分析验证了温度与测头零点漂移的正相关性,并通过高斯

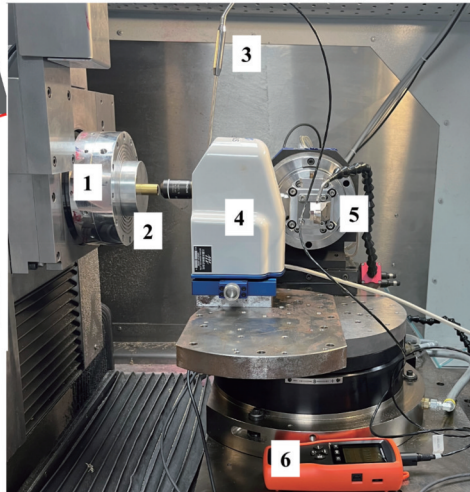
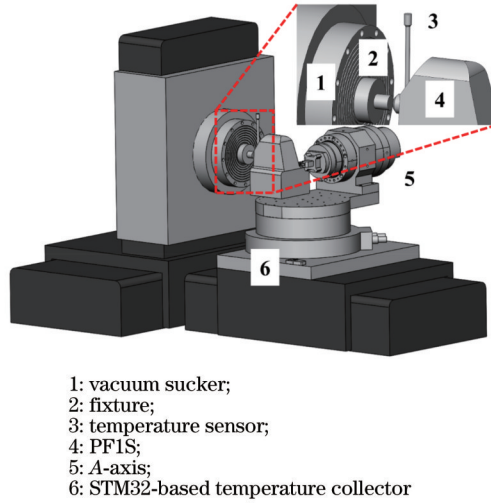
收稿日期: 2023-01-12; 修回日期: 2023-02-22; 录用日期: 2023-03-06; 网络首发日期: 2023-03-13

基金项目: 国家自然科学基金(52075332)、中国科学院战略性先导专项 A 类(XDA25040000, XDA25040200, XDA25040202)

通信作者: *zhangxinquan@sjtu.edu.cn

过程对该误差进行了补偿。在测头的位姿标定方面,所提方法提升了优化函数在不同初值下结果的鲁棒性,显著减小了多次优化结果之间的极差。根据实验结果,所开发的在位测量系统可以提供与离线测量系统相近的误差数值与误差形貌。

本文首先对在位测量系统的整体结构与传感器原理进行介绍;然后,验证了测量系统与环境温度的相关性,并通过高斯过程建立了基于温度和温度梯度的零点漂移补偿函数,并改进了测头坐标系标定过程;最后,对于测量结果进行多角度对比与分析。



1: vacuum sucker;
2: fixture;
3: temperature sensor;
4: PFIS;
5: A-axis;
6: STM32-based temperature collector

图 1 在位测量系统实验装置图

Fig. 1 Experimental setup for on-machine measurement system

系统整体的硬件与采集软件设计如图 2 所示。通过外置 Power PMAC 控制器获取机床主轴编码器数值,并通过网线传输至主控机。测头数据通过自带控制器的 RS232 串口经转接器转换为 USB 协议并传输

至上位机。PT1000 温度传感器通过四线制接法连接至 STM32 的 AD 转换器并进行 16 bit 采样,实现温度数据的采集与保存。机床主轴编码数据和测头读数通过 C++/CLI 编译器兼容层实现同步采集。

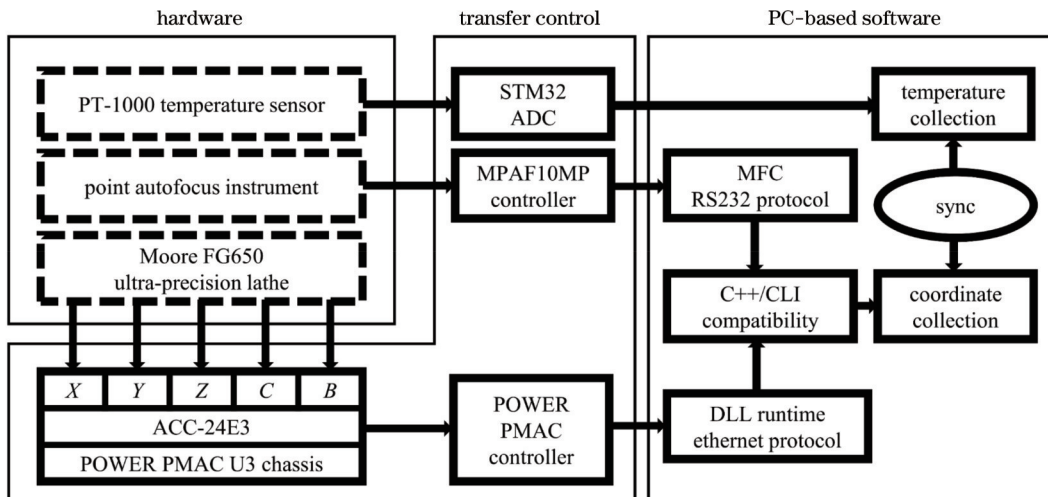


图 2 系统硬件-软件框架示意图

Fig. 2 System hardware-software framework diagram

2.2 点自动对焦传感器测量原理

点自动对焦传感器有多种实现方法,如像散法、临

界角全反射焦点检测法、激光聚焦偏移法等^[20]。本实验中 Mitaka 公司的 PF1S 测头使用激光聚焦偏移法,

其结构如图 3(a) 所示。对焦状态下,激光发射器发出的激光经半反射镜 3 反射,通过物镜 8 聚焦于物体表面,反射光经过测头内部光路聚焦于自动对焦传感器 1 的中心处;离焦状态下,自动对焦传感器 1 接收的光

斑偏离中心,此时通过自动对焦系统 7 调整物镜与工件的相对距离,使得光斑重新聚焦于传感器中心,完成对焦过程。测量时传感器始终处于对焦状态,则光栅传感器 5 的读数可以表征待测曲面的形貌。

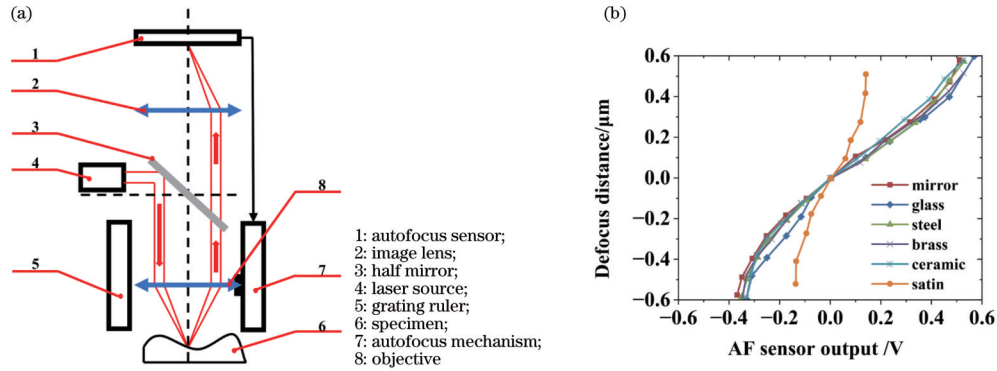


图 3 点自动对焦传感器原理示意图。(a) 结构示意图; (b) 传感器离焦-电压曲线^[21]

Fig. 3 Schematic of point autofocus sensor. (a) Structure diagram; (b) defocus-voltage curves of the sensor^[21]

由于自动对焦系统 7 存在响应时间^[21],逐点对焦测量模式(index mode)的测量效率低,无法满足在位测量的需求。因此,采用扫描模式(scanning mode),可在连续移动过程中扫描表面形貌,实现高精度表面的快速测量。如图 3(b) 所示,扫描模式通过标定离焦量-电压曲线^[21],实现非对焦状态下的表面形貌测量,大幅度提高了测量效率。

3 测量系统误差补偿与原点校准

3.1 温度相关性验证

根据 Maculotti 等^[19]的研究,点自动对焦传感器测量数值明显受到温度变化的干扰。本实验中使用相似的方式,针对在位搭建的点自动对焦测量系统进行温度相关性验证。验证过程中对由 Moore 超精密机床车削的光学平面执行面积为 $100\ \mu\text{m} \times 200\ \mu\text{m}$ 的栅格进行扫描,具体实验参数如表 1 所示。

表 1 温度相关性验证实验参数设定

Table 1 Parameters for temperature correlation verification

Parameter	Value
Probe model	Mitaka PF1S
Lateral measuring range	$100\ \mu\text{m}$
Feed measurement range	$200\ \mu\text{m}$
Movement speed	$0.2\ \text{mm}/\text{min}$
Scanning frequency	$50\ \text{Hz}$
Feed step	$1\ \mu\text{m}$
Objective magnification	$100\times$
Objective numerical aperture	0.8

图 4(b) 所示为一次重复测量的表面形貌结果。为进行相关性分析,对形貌数据沿扫描方向取均值,提取出沿步进方向的均值曲线。之后,对每一次的测量结果和对应的温度曲线执行快速傅里叶变换,所得频

谱如图 4(c) 所示。根据频谱分析结果,沿扫描方向平均得到的形貌数据和温度曲线拥有非常接近的一阶谐振主峰,频率约为 $0.00097\ \text{Hz}$,这表明测头读数和测头温度拥有较好的正相关性。

3.2 基于高斯过程的温度补偿

3.1 节验证了温度与测头读数之间的正相关性,为优化测量结果,本节尝试建立二者之间的映射关系,以实现测量数据的补偿优化。传统的二维曲线拟合方法在该应用中均存在缺陷,如:高次多项式拟合方法存在拟合精度不足,且在温度标定边界存在较大偏离;样条曲线拟合方法虽然可以对曲线进行较好拟合,但只能拟合出温度和测头零点偏移的二元关系,无法表征温度的变化率对于测头数据的影响。因此,本研究引入了基于概率分布的隐式建模方法——高斯过程,用于建立温度补偿机制。

为进行高斯模型训练,首先定义输入-输出数据集,即

$$\begin{cases} D = \{ \mathbf{X}, \mathbf{Z} \} = \{ (x_i, z_i) \}_{i=1}^N \\ x_i = (T_i, \dot{T}_i) \end{cases} \quad (1)$$

式中: N 为训练样本对数; T_i 和 \dot{T}_i 分别为温度及其导数; x_i 和 z_i 分别为第 i 个输入、输出样本; \mathbf{X} 和 \mathbf{Z} 为输入、输出数据集。高斯模型的输入为温度值以及温度的一阶导数值,输出为传感器的零点偏移量。这样,输入-输出关系可以被隐式地表示为

$$\begin{cases} z = f(x) + \epsilon \\ \epsilon \sim N(0, \sigma_n^2) \end{cases} \quad (2)$$

式中: $f(x)$ 为隐函数关系; ϵ 为均值为 0、方差为 σ_n^2 的正态分布噪声; z 为输出量。从函数空间的角度,可以将 $f(x)$ 函数看作一个服从高斯分布的随机变量,在定义域内,无限个函数值生成的随机变量的组合服从联合

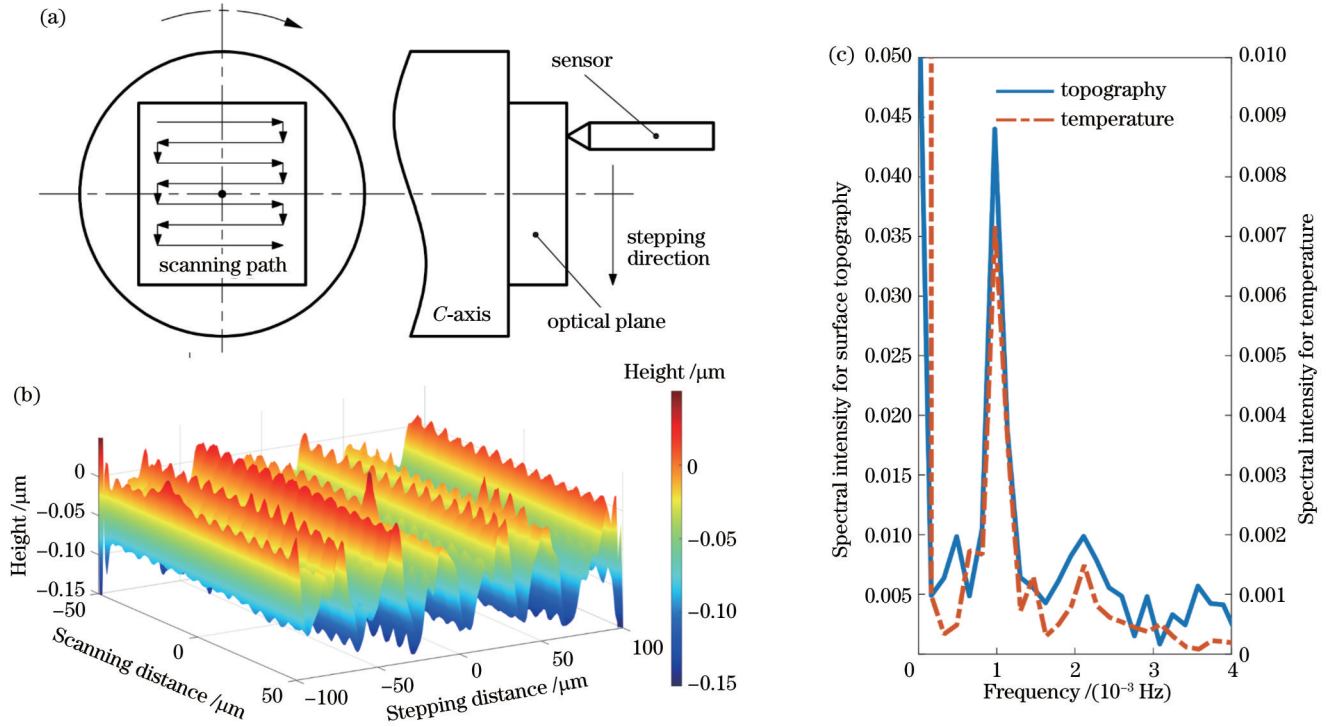


图 4 温度相关性验证。(a)实验过程示意图;(b)光学平面三维测量结果;(c)沿扫描方向平均后二维表面形貌与温度的频谱分析结果
Fig. 4 Temperature correlation verification. (a) Schematic of the experimental process; (b) 3D measurement result of optical plane; (c) spectrum analysis results for 2D profile averaged along the scanning direction and temperature

高斯分布,这一过程可以通过一个均值函数和协方差函数共同描述,即

$$\begin{cases} f(x) \sim g_{GP}(m(x), k(x, x')) \\ m(x) = E[f(x)] \\ k(x, x') = E\left\{ [f(x) - m(x)] \cdot [f(x') - m(x')]^T \right\} \end{cases}, \quad (3)$$

式中: x 和 x' 为输入参数;均值函数 $m(x)$ 为定义域内函数的均值,其在训练过程中被初始化为0; g_{GP} 为高斯过程; $k(x, x')$ 为协方差函数,又被称作高斯过程的核函数。本研究使用最为常用有效的平方指数函数作为核函数,即

$$k(x, x') = \sigma_f^2 \exp\left(-\frac{\|x - x'\|^2}{2l^2}\right), \quad (4)$$

式中: σ_f 和 l 为两个超参数,分别表征输出量的差别和尺度系数。根据上述分析,训练集输入 X 、输出 Z 及其对应的映射函数 $f(x)$ 满足的分布关系为

$$\begin{cases} X = (x_1, x_2, \dots, x_n)_{N \times 2}^T \\ Z = (z_1, z_2, \dots, z_n)_{N \times 1}^T \\ f(X) \sim N(\mu(X), k(X, X)) \\ Z = f(X) + \varepsilon \sim N(\mu(X), k(X, X) + \sigma_n^2 I) \end{cases}, \quad (5)$$

式中: $\mu(X)$ 为输入集期望。对于一个回归预测过程,给定

新的输入 X^* ,要求解对应的输出 Z^* ,只需要求解 $f(X^*)$ 。样本输出和预测值 $f(X^*)$ 满足联合高斯分布关系:

$$\begin{pmatrix} Z \\ f(X^*) \end{pmatrix} \sim N\left(\begin{pmatrix} \mu(X) \\ \mu(X^*) \end{pmatrix}, \begin{pmatrix} k(X, X) + \sigma_n^2 I & k(X, X^*) \\ k(X^*, X) & k(X^*, X^*) \end{pmatrix}\right). \quad (6)$$

进一步,可将现有问题转换成在已知联合高斯分布的情况下求解条件概率,即

$$P(f(X^*) | Z, X, X^*) = P(f(X^*) | Z). \quad (7)$$

对于一个高斯分布模型 $X \sim N(\mu, \Sigma)$,可将其分解为

$$\begin{cases} X = \begin{pmatrix} X_a \\ X_b \end{pmatrix} \\ \mu = \begin{pmatrix} \mu_a \\ \mu_b \end{pmatrix} \\ \Sigma = \begin{pmatrix} \Sigma_{aa} & \Sigma_{ab} \\ \Sigma_{ba} & \Sigma_{bb} \end{pmatrix} \end{cases}, \quad (8)$$

式中: Σ 为高斯分布的方差矩阵;下标 a 和 b 表示数据集被拆分成的两个部分。那么,此时条件分布 $X_b | X_a$ 仍旧满足高斯分布,即

$$\begin{cases} X_b | X_a \sim N(\mu_{b|a}, \Sigma_{b|a}) \\ \mu_{b|a} = \Sigma_{ba} \Sigma_{aa}^{-1} (X_a - \mu_a) + \mu_b \\ \Sigma_{b|a} = \Sigma_{bb} - \Sigma_{ba} \Sigma_{aa}^{-1} \Sigma_{ab} \end{cases}. \quad (9)$$

对比式(6)、(9),可以得出式(7)中的无噪声条件

概率分布为

$$\begin{cases} P(f(X^*)|Z) = N(\mu^*, \Sigma^*) \\ \mu^* = k(X^*, X)[k(X, X) + \sigma_n^2 I]^{-1}[Z - \mu(X)] + \mu(X) \\ \Sigma^* = k(X^*, X^*) - k(X^*, X)[k(X, X) + \sigma_n^2 I]^{-1}k(X, X^*) \end{cases} \quad (10)$$

对于单一的有噪声样本预测,其表达式为

$$\begin{cases} P(z^*|Z, X, x^*) = N(\mu_z^*, \Sigma_z^*) \\ z^* = f(x^*) + \epsilon, \epsilon \sim N(0, \sigma_n^2) \\ \mu_z^* = \mu^* \\ \Sigma_z^* = \Sigma^* + \sigma_n^2 I \end{cases} \quad (11)$$

联合式(9)、(10),通过已知的输入、输出对模型进行训练,可以得出在任意输入下该模型的输出结果。

3.3 测头原点校准

传统的测量方法由于工件坐标系和测量坐标系存在偏差,需要通过迭代最近点(ICP)算法等进行数据后处理。本研究对 Xi 等^[22]的测头矢量标定方式进行改进,实现测量坐标系与工件坐标系的预对齐,避

免传统 ICP 后处理算法引起的计算时间较长、配准结果对初值敏感、存在配准误差等问题。对回转非涅耳结构进行二维形貌测量,预配准可以保证测量路径经过结构母线,避免传统方法中由手动对心带来的误差^[17]。

建立图 5 所示的坐标系。将金刚石超精密车削后的球面吸附于机床 C 轴之上,以机床 C 轴为中心、机床 Z 轴正向运动方向为坐标系 Z 轴正方向建立世界坐标系 $O_M-X_M Y_M Z_M$;以球心为中心,与世界坐标系同向建立工件坐标系 $O_S-X_S Y_S Z_S$;以测头的参考零点为中心,光轴为 Z 轴,建立测量坐标系 $O_R-X_R Y_R Z_R$ 。为减少参数,将世界坐标系 Z_M 的零点与工件坐标系 Z_S 的零点重合。

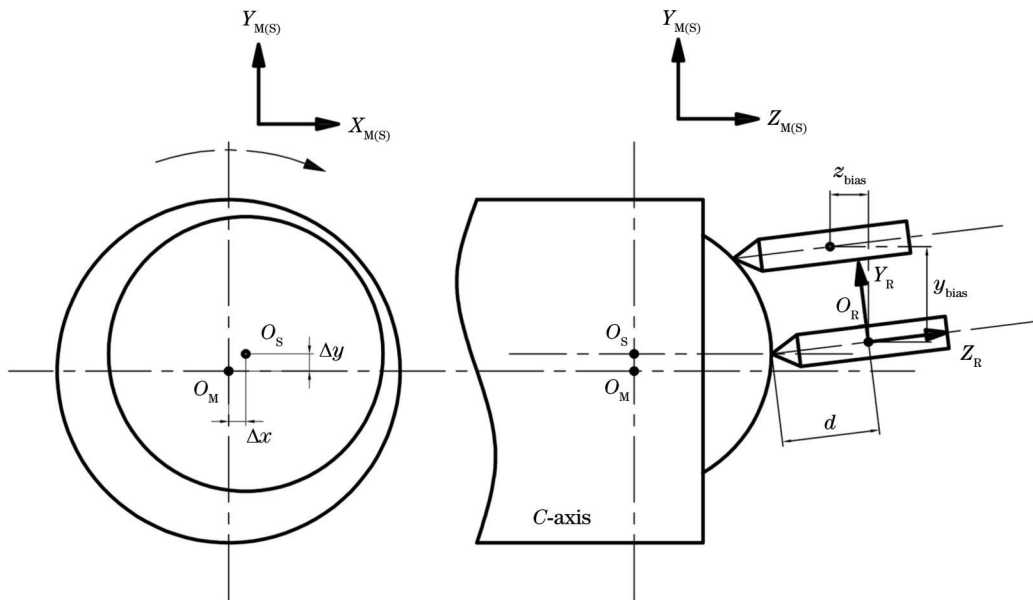


图 5 测量系统原点校准坐标系示意图

Fig. 5 Schematic of coordinate system for origin calibration of the measurement system

假设测头的读数为 d (该实验使用的测头读数恒为负数),则测量点在测量坐标系下的坐标为 $(0, 0, d)^T$ 。在整个测量过程中,测头不发生转动,因此世界坐标系 M 向测头坐标系 R 的转换矩阵中旋转分量始终恒定,即测量点在世界坐标系下的表达式为

$$\begin{pmatrix} x_M \\ y_M \\ z_M \\ 1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_M^R & T_M^R \\ 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ d \\ 1 \end{pmatrix}, \quad (12)$$

式中: R_M^R 为刚体变换矩阵旋转分量; T_M^R 为刚体变换矩

阵平移分量。假设测头原点 O_R 在世界坐标系下的初始位置为 $(x_R^0, y_R^0, z_R^0)^T$,第 i 个测点对应的测头原点 O_R 在世界坐标系下相对初始位置的偏置为 $(x_{bias}^i, y_{bias}^i, z_{bias}^i)^T$,即有

$$T_M^R = \begin{pmatrix} x_R^0 + x_{bias}^i \\ y_R^0 + y_{bias}^i \\ z_R^0 + z_{bias}^i \end{pmatrix}. \quad (13)$$

为方便在世界坐标系下分析,将 Z_R 的正方向单位矢量沿世界坐标系分解,则第 i 个测量点的世界坐标

表达为

$$\begin{pmatrix} x_{\text{Meas}}^i \\ y_{\text{Meas}}^i \\ z_{\text{Meas}}^i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x_{\text{R}}^0 + x_{\text{bias}}^i + ud^i \\ y_{\text{R}}^0 + y_{\text{bias}}^i + vd^i \\ z_{\text{R}}^0 + z_{\text{bias}}^i + wd^i \end{pmatrix}, \quad \left\| \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix} \right\| = 1. \quad (14)$$

假设球心坐标系原点 O_s 在世界坐标系的初始坐

标为 $(x_s^0, y_s^0, 0)^T$, 在 C 轴旋转过程中, 世界坐标系固定, 球坐标系沿世界坐标系旋转。对于第 i 个测量点, 其对应的 C 轴旋转角度为 θ_i , 在笛卡儿坐标系下, 球心坐标可表示为

$$\begin{pmatrix} x_s^i \\ y_s^i \\ z_s^i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x_s^0 + \sqrt{(x_s^0)^2 + (y_s^0)^2} \times \cos[\arctan(y_s^0/x_s^0) + \theta_i] \\ y_s^0 + \sqrt{(x_s^0)^2 + (y_s^0)^2} \times \sin[\arctan(y_s^0/x_s^0) + \theta_i] \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (15)$$

从式(14)不难看出, \arctan 函数的值域仅覆盖 $[-\pi/2, \pi/2]$, 无法覆盖全部空间, 因此将圆的表达式改进至极坐标系。假设初始相位为 φ_0 , 球心所在圆的半径为 ρ_0 , 其隐含的转换关系为

$$\varphi_0 = \begin{cases} \arctan(y_s^0/x_s^0), & x_s^0 > 0 \\ \arctan(y_s^0/x_s^0) + 180^\circ, & x_s^0 < 0 \end{cases}, \quad (16)$$

$$\rho_0 = \sqrt{(x_s^0)^2 + (y_s^0)^2}. \quad (17)$$

根据式(14)和式(15), 可以得出在极坐标系下球心的坐标表达为

$$\begin{pmatrix} x_s^i \\ y_s^i \\ z_s^i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \rho_0 \cos(\varphi_0 + \theta_i) \\ \rho_0 \sin(\varphi_0 + \theta_i) \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (18)$$

根据球面的约束条件, 测量点和球坐标系原点在

世界坐标系下的距离为球的半径, 即

$$\left\| \begin{pmatrix} x_s^i \\ y_s^i \\ z_s^i \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} x_{\text{Meas}}^i \\ y_{\text{Meas}}^i \\ z_{\text{Meas}}^i \end{pmatrix} \right\| = R_0. \quad (19)$$

由于所有测量点均在球面上, 为准确求解球坐标系的两个自由度和测头坐标系的 6 个自由度, 根据式(13)、(16)~(18)可以创建如下的最小二乘问题:

$$\min F(x_{\text{R}}^0, y_{\text{R}}^0, z_{\text{R}}^0, u, v, w, \rho_0, \varphi_0) = \sum_{i=1}^N \left(R - \left\| \begin{pmatrix} x_{\text{R}}^0 + x_{\text{bias}}^i + ud^i \\ y_{\text{R}}^0 + y_{\text{bias}}^i + vd^i \\ z_{\text{R}}^0 + z_{\text{bias}}^i + wd^i \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} \rho_0 \cos(\varphi_0 + \theta_i) \\ \rho_0 \sin(\varphi_0 + \theta_i) \\ 0 \end{pmatrix} \right\| \right)^2. \quad (20)$$

$$\text{s.t.} \begin{cases} u^2 + v^2 + w^2 = 1 \\ \rho_0 \geq 0 \\ 180^\circ \geq \varphi_0 \geq -180^\circ \end{cases}$$

该最小二乘问题可以通过内点法进行求解^[23]。需要注意的是, 由于本系统中测头沿世界坐标系 Y 轴的转动通过 B 轴旋转实现, 而 B 轴旋转会引入测头坐标系沿世界坐标系 X 轴移动, 因此上述过程需要执行两次: 第一次, 校准转角误差; 第二次, 校准平移误差。

4 实验与分析

4.1 温度补偿结果验证

本节对 3.2 节提出的温度补偿方法进行有效性验证。将温度相关性验证中所采集的数据作为控制点, 利用高斯回归模型对温度-测量误差进行拟合, 并将测量数据重新作为所建模型的输入, 以评估温度补偿效果。

实验中使用白光干涉仪标定后峰谷(PV)值为 21 nm 的超精密光学平面作为测量对象。图 6(a)、(b)

分别为未经过补偿和经过温度补偿的扫描结果, 将二者沿扫描方向进行平均化, 结果如图 6(c)所示。可以看到, 经过温度补偿后表面形貌的 PV 值由 151 nm 下降至 59 nm。同时, 从频谱分析结果可以看出, 由温度引发的一阶谐振主峰在经过温度补偿后强度显著下降, 如图 6(d)所示, 已经不是该表面测量结果的主要误差来源。二者均证实了该模型在温度补偿上具有较好的效果, 可使得表面形貌误差 PV 值下降至补偿前的 39%, 更加贴近光学平面的真实 PV 值。

4.2 测头标定优化函数鲁棒性验证

为验证 3.3 节中描述的方法, 将一标定半径为 39.977540 mm 的球面安装至机床主轴上, 通过千分表使其回转中心与主轴的回转中心初步重合, 并通过移动机床 X 轴和 Y 轴使得测头初步对准球面最高点。通过 C 轴旋转配合机床 X 轴和 Z 轴的移动, 在球面上测

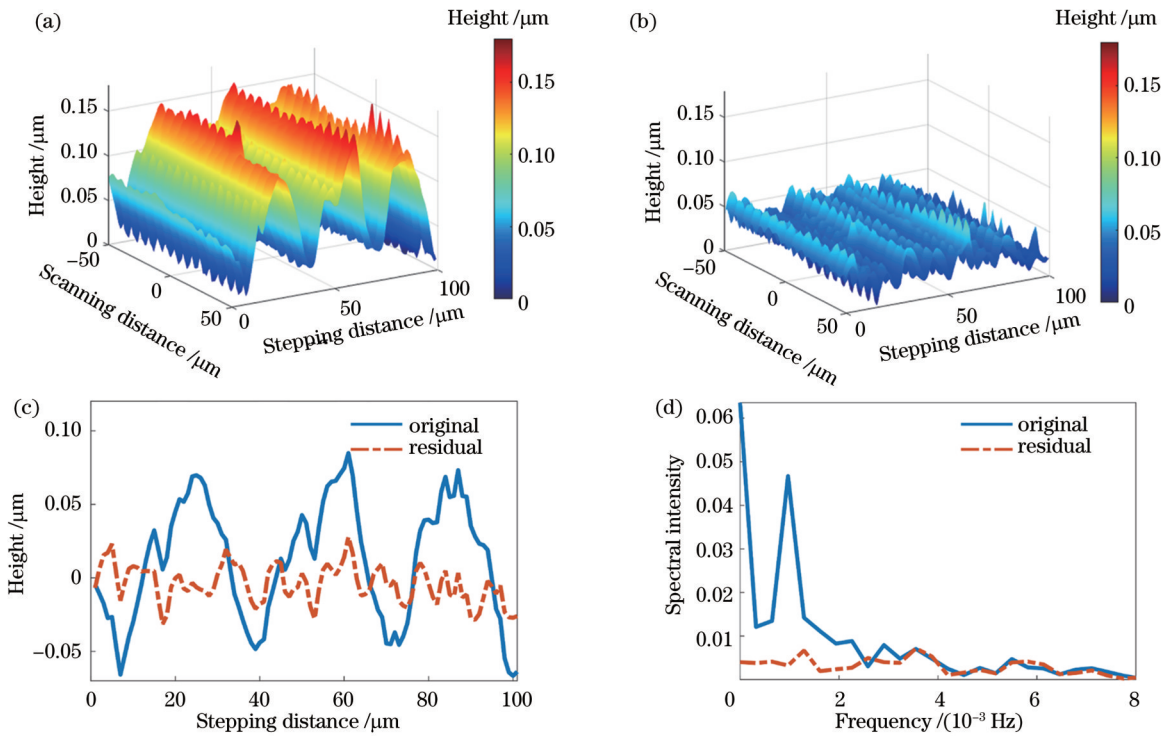


图 6 温度补偿算法验证。(a)原始表面形貌;(b)温度补偿后表面形貌;(c)温度补偿前后沿扫描方向的平均形貌对比;(d)温度补偿前后平均形貌频谱分析

Fig. 6 Temperature compensation algorithm verification. (a) Original surface topography; (b) surface topography after temperature compensation; (c) comparison of mean topography along scanning direction before and after temperature compensation; (d) mean topography spectrum analysis before and after temperature compensation

量 10 条曲线,用于测头位姿计算,具体实验参数如表 2 所示。

表 2 测头标定实验参数设定
Table 2 Parameters for probe calibration

Item	Parameter	Setting
Standard sphere	Calibrated radius	39977.540 μm
	Calibrated length	10000.000 μm
	Scanning times	10
Scanning path	X-axis offset interval	500.000 μm
	Z-axis offset interval	100.000 μm
	Scanning frequency	50 Hz
Probe setting	Method	Interior point
	Termination tolerance on X	10 ⁻⁵⁰
	Termination tolerance on function	10 ⁻⁵⁰
	Maximum iterations	Infinite

该扫描过程执行两次:第一次,只通过 B 轴调整测头矢量;第二次,对测头原点位置进行调整。为分析优化函数的鲁棒性,在测头旋转矢量调整完成后,使用不同的优化初始值对 Xi 等^[22]使用的优化函数和本文使用的优化函数进行评估,结果如表 3 和表 4 所示,其中优化初值仅对于测头参考零点的 x_R^0, y_R^0 坐标位置进行改变,其他初始值均不变。对于表 3,其余变量的优化初值选择为(41434, 0, 0, 1, 0, 0.1);对于表 4,其余变量的优化初值选择为(41434, 0, 0, 1, 0, 0)。

从表 3 和表 4 的对比可以看出,改进的优化函数在本实验工况下的鲁棒性更好。当优化初值的偏移量达到 100 μm 时,优化函数输出结果的极差与原始方法相比降低了至少一个数量级。同时,由于原始优化函数中 arctan 函数的值域存在无法覆盖完整世界坐标系的问题,因此表 3 中最后两个变量的优化结果出现了正负颠倒的现象,这显然不符合实际物理坐标的含义。综合来看,所提出的改进方法在本实验工况下表现出更加优异的鲁棒性。

表 3 原优化方程优化初值与对应结果

Table 3 Optimization initial value and corresponding results for original optimization equation

Parameter	Initial value of optimization				Maximum deviation
	(0, 0)	(100, 100)	(100, -100)	(-100, -100)	
$x_R^0 / \mu\text{m}$	82.37166	81.93131	81.66810	80.27421	2.09745
$y_R^0 / \mu\text{m}$	-289.60924	-287.37639	-303.12874	-283.24341	19.88533
$z_R^0 / \mu\text{m}$	40434.69249	40434.68058	40434.53479	40434.61210	0.15771
u	-0.00017	-0.00004	0.00021	0.00037	0.00054
v	0.00310	0.00797	-0.02607	0.01875	0.04482
w	1.00000	0.99997	0.99966	0.99982	0.00034
$\Delta x / \mu\text{m}$	193.85000	193.60421	-195.46880	-193.02804	389.31880
$\Delta y / \mu\text{m}$	-206.61631	-206.85537	205.38973	207.46654	414.32191

表 4 本文改进的优化方程优化初值与对应结果

Table 4 Optimization initial value and corresponding results for optimization equation proposed in this work

Parameter	Initial value of optimization				Maximum deviation
	(0, 0)	(100, 100)	(100, -100)	(-100, -100)	
$x_R^0 / \mu\text{m}$	82.89883	82.36304	82.68023	82.63738	0.53579
$y_R^0 / \mu\text{m}$	-292.09877	-289.60783	-291.52141	-291.72633	2.49094
$z_R^0 / \mu\text{m}$	40434.69146	40434.69235	40434.69615	40434.69442	0.00469
u	-0.00016	-0.00017	-0.00023	-0.00024	0.00008
v	-0.00370	0.00317	-0.00196	-0.00164	0.00687
w	0.99999	0.99999	1.00000	1.00000	0.00001
$\rho_0 / \mu\text{m}$	283.34333	283.31593	283.32717	283.32135	0.02740
$\varphi_0 / (^\circ)$	-46.71952	-46.82735	-46.74763	-46.75793	0.10783

4.3 光谱共聚焦在位测量结果分析

作为对比,实验中使用传统在位测量系统的光谱共聚焦传感器对加工结构进行测量。实验使用深圳立仪科技有限公司生产的光谱共聚焦传感器对菲涅耳结构进行测量,结果如图 7(a)所示。可以看到,测量结果与实际面形差距较大,其中两处测量结果显著异常,一处位于菲涅耳结构中心,另一处位于菲涅耳的拔模面。

菲涅耳中心的测量缺陷可能是由局部类圆形结构产生的虚焦点导致的,如图 7(b)所示。光谱共聚焦设备的出射光经过透镜后变为散射光,假设波长为 λ_2 的光恰好通过局部的圆心 O ,而实际的测量点所对应的光波长为 λ_1 。此时,波长为 λ_2 的光经过圆心后原路返回,而波长为 λ_1 的光需要经过多次反射才会返回传感器,这导致传感器接收的波长为 λ_1 的光强会低于波长为 λ_2 的光强。根据光谱共聚焦传感器的原理,传感器此时会认为 G 为测量点而并非实际测量点 M ,从而产生一个虚焦点误差 Δd ,最终造成测量数值比实际测量点距离小。

拔模面与水平面的夹角接近 88° ,而光谱共聚焦光斑的大小约为 $10 \mu\text{m}$,这使得光斑会完全覆盖倾斜面。同时,由于倾斜角过大,照射在倾斜面上的光线无法集中返回测头,而照射到齿顶和齿底的光强会更高。从

图 7(c)所示的光谱强度可以看到,1号峰和2号峰分别对应光轴中心对准拔模面时测头接收的齿顶和齿底的光强,这也导致了光谱共聚焦传感器在拔模面上测量时数据的不确定性与不可靠性。本研究采用的点自动对焦传感器射出的是单色激光,其对焦原理与白光共聚焦传感器不同,因而不会产生虚焦点,同时其光斑大小($1 \mu\text{m}$)远小于光谱共聚焦传感器产生的光斑,因此可以更有效地评估拔模面形貌。

4.4 点自动对焦传感器测量结果与误差分析

通过对在线测量和离线测量的结果进行对比,对所搭建的在位测量系统进行评估。由于球面菲涅耳光学结构具有特殊性,使用球面弧长 S 代替 X 轴距离,使用径向误差代替 Z 向误差来对测量结果进行分析。图 8 所示为球面菲涅耳结构,其中 M 为测量点, D 为对应的设计点, O 为球心坐标。

对于测量点 $M(x_M, z_M)$,其在球面上对应的相位角 θ 可以通过反正切函数求出:

$$\theta = \arctan\left(\frac{x_M}{z_M - z_O}\right) \quad (21)$$

假设球的半径为 R ,则测量点 M 与设计点 D 之间的弧长为 $S = \theta R$ 。将弧长 S 代入菲涅耳设计方程即可得出理论设计长度 d_{OD} ,此时误差数值为

$$r_{\text{error}} = |d_{OM} - d_{OD}| \quad (22)$$

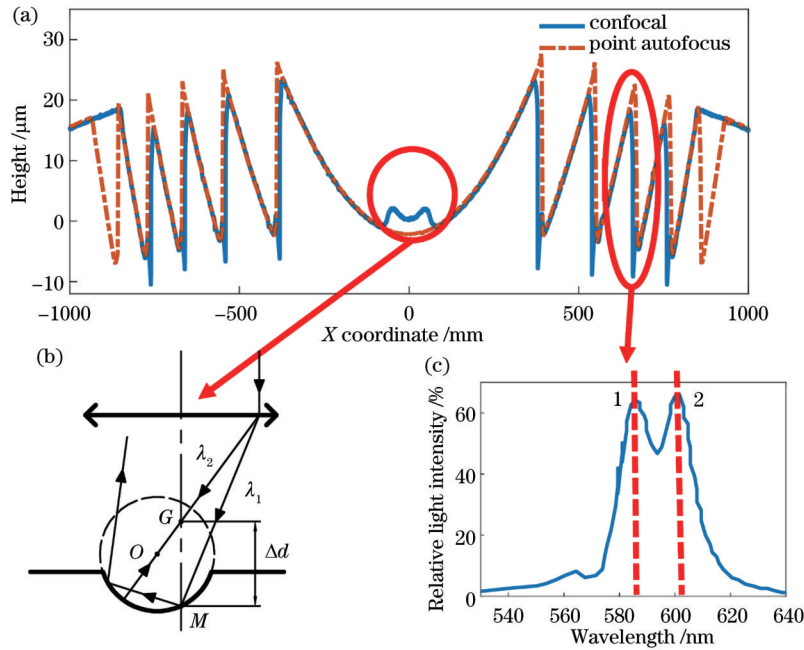


图 7 菲涅耳结构测量结果。(a)传统共聚焦与点自动对焦传感器测量的表面形貌对比;(b)中心缺陷原因分析;(c)拔模面处设备接收的光强曲线

Fig. 7 Measurement results of Fresnel structure. (a) Comparison of surface topography measured by conventional confocal sensor and point autofocus sensor; (b) cause analysis of central defect; (c) light intensity curve received by the equipment at the draft surface

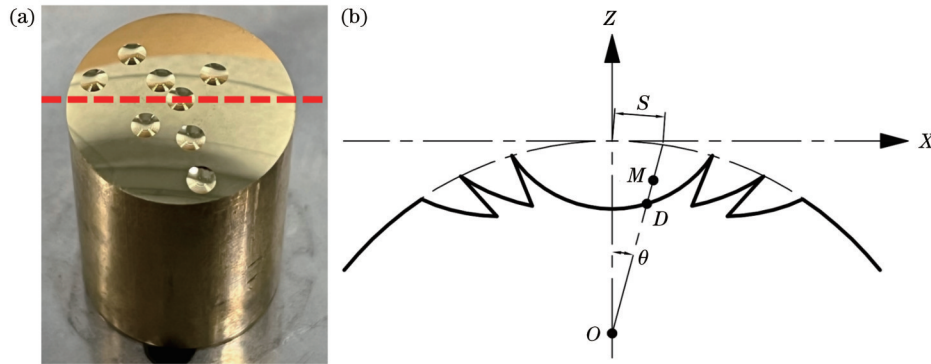


图 8 球面菲涅耳工件与误差评定示意图。(a) 球面菲涅耳微结构工件;(b) 球面菲涅耳误差评估示意图

Fig. 8 Schematic of spherical Fresnel workpiece and error evaluation. (a) Spherical Fresnel microstructure workpiece; (b) spherical Fresnel error evaluation process

按该误差计算方法,分别对 ZYGO 离线白光干涉仪、离线 Mitaka 点自动对焦测量设备、所搭建的在位点自动对焦测量系统的测量结果进行评估分析,结果如图 9 所示。

从图 9 可以看出:离线白光干涉仪由于倾斜面测量能力不足,测量后误差 PV 值与其他测量方法有较大差距;离线点自动对焦设备的测量误差最小,误差 PV 值为 502.3 nm,同时其形貌曲线的波动也较小,因此以其为参考真值;所搭建的在位测量系统在温度补偿前误差 PV 值与参考真值的差距较大,在温度补偿后误差 PV 值与参考真值的差值从 282.2 nm 下降到 210.3 nm,降低了约 26%,且温度补偿后误差曲线整体形貌对称性更好,误差曲线左端与右端的差值从

200 nm 下降到 20 nm,与离线测量结果的吻合性有所提升,这为后续的形貌补偿过程提供更加准确有效的参考。从 PV 数值和误差形貌两个角度综合评估,发现补偿后曲线相较于补偿前更加贴合离线测量结果,这表明本文方法可以在一定程度上反映实际的表面形貌,同时所提出的温度补偿方法可以进一步提高测量精度。

5 结 论

构建了一套基于点自动对焦原理的超精密在位测量系统和补偿方法。通过对设备温度与读数频谱分析,验证了二者的相关性,并通过高斯过程对这一非线性关系进行拟合,使得测量值与真值之差降低到补偿

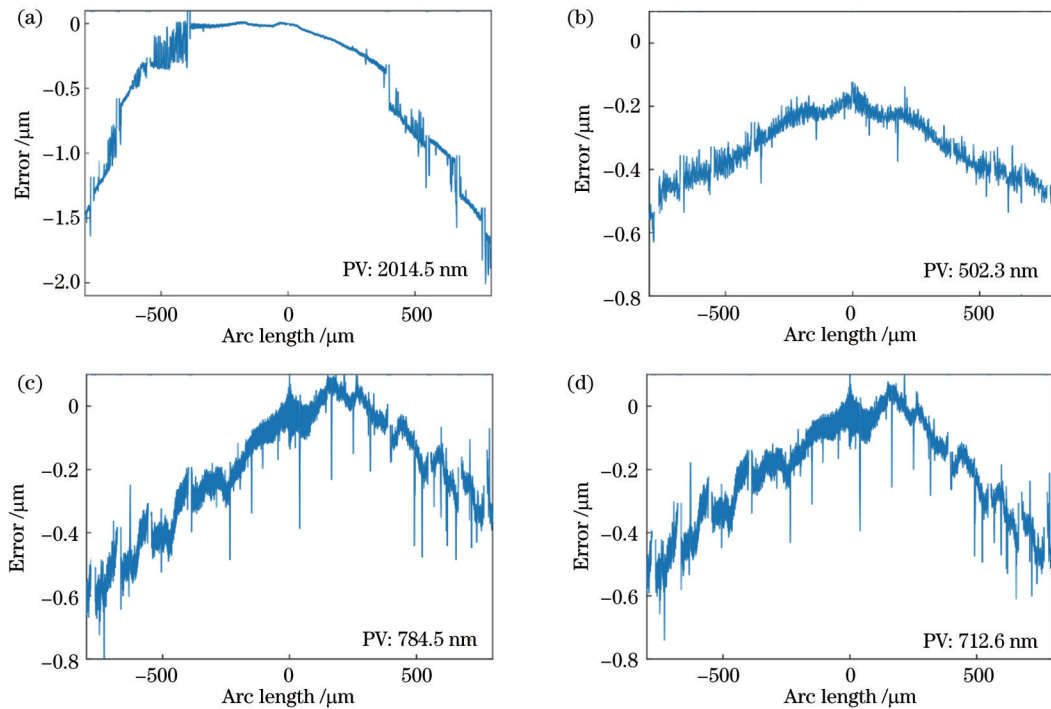


图9 不同测量设备下菲涅耳结构误差。(a)离线白光干涉仪;(b)离线点自动对焦设备;(c)无温度补偿的在位点自动对焦设备;(d)有温度补偿的在位点自动对焦设备

Fig. 9 Error of Fresnel structure under different measuring equipments. (a) Offline white light interferometer; (b) offline point autofocus instrument; (c) on-machine point autofocus instrument without temperature compensation; (d) on-machine point autofocus instrument with temperature compensation

前的39%。同时,改进了光轴矢量标定方法,相比原始的优化方法,改进方法具有更强的鲁棒性。该方法可使得光轴与机床C轴完全重合,从而无需通过后处理即可实现测量数据与理论数据的坐标对齐。基于上述改进,利用该套设备实现了球面菲涅耳微结构的测量。与离线白光测量设备相比,所搭建系统的测量误差PV值下降了50%以上;与离线点自动对焦设备相比,所搭建系统在测量误差数值和形貌上均与离线测量结果保持了较好的一致性。未来的研究工作将继续探索系统的其他误差来源,进一步减小误差,提升在位测量系统的测量精度;同时,将探索基于虚拟B轴的测量方式,使得超大倾斜角表面的超精密测量成为可能。

参 考 文 献

- [1] Kim J, Kim S U, Lee B Y, et al. Lenticular lens array based on liquid crystal with a polarization-dependent focusing effect for 2D-3D image applications[J]. *Journal of Information Display*, 2015, 16(1): 11-15.
- [2] 李湘, 蓝天, 王云, 等. 室内可见光通信系统中菲涅耳透镜接收天线的设计研究[J]. *物理学报*, 2015, 64(2): 024201.
Li X, Lan T, Wang Y, et al. Design and study of Fresnel lens for an antenna in indoor visible light communication system[J]. *Acta Physica Sinica*, 2015, 64(2): 024201.
- [3] 杨通, 段瓔哲, 程德文, 等. 自由曲面成像光学系统设计: 理论、发展与应用[J]. *光学学报*, 2021, 41(1): 0108001.
Yang T, Duan Y Z, Cheng D W, et al. Freeform imaging optical system design: theories, development, and applications [J]. *Acta Optica Sinica*, 2021, 41(1): 0108001.
- [4] Noda T. Temperature compensation with DOE for zoom lens[J]. *Proceedings of SPIE*, 2019, 11106: 111060C.
- [5] Brizuela F, Bravo H, Vaschenko G, et al. Nanoscale ablation with soft X-ray lasers[J]. *Proceedings of SPIE*, 2007, 6702: 67020L.
- [6] Cirino G A, Barcellos R, Morato S P, et al. Design, fabrication, and characterization of Fresnel lens array with spatial filtering for passive infrared motion sensors[J]. *Proceedings of SPIE*, 2006, 6343: 634323.
- [7] 朱日宏, 孙越, 沈华. 光学自由曲面形检测方法与展望[J]. *光学学报*, 2021, 41(1): 0112001.
Zhu R H, Sun Y, Shen H. Progress and prospect of optical freeform surface measurement[J]. *Acta Optica Sinica*, 2021, 41(1): 0112001.
- [8] Xu J, Min C J, Zhang Y Q, et al. Imaging ultrafast evolution of subwavelength-sized topography using single-probe structured light microscopy[J]. *Photonics Research*, 2022, 10(8): 1900-1908.
- [9] Zhang X D, Zeng Z, Liu X L, et al. Compensation strategy for machining optical freeform surfaces by the combined on- and off-machine measurement[J]. *Optics Express*, 2015, 23(19): 24800-24810.
- [10] Li D, Wang B, Tong Z, et al. On-machine surface measurement and applications for ultra-precision machining: a state-of-the-art review[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, 104(1): 831-847.
- [11] Gao W, Haitjema H, Fang F Z, et al. On-machine and in-process surface metrology for precision manufacturing[J]. *CIRP Annals*, 2019, 68(2): 843-866.
- [12] 孙梦楠, 董祉序, 徐威, 等. 基于激光三角位移传感器的双头螺杆在机测量系统[J]. *中国激光*, 2023, 50(14): 1404002.
Sun M N, Dong Z X, Xu W, et al. A laser-based on-machine measuring system for double-headed screw rotor[J]. *Chinese*

- Journal of Lasers, 2023, 50(14): 1404002.
- [13] 刘祥, 王振亮, 姚鹏, 等. 三维形貌的线结构光精密旋转测量与误差补偿方法[J]. 中国激光, 2022, 49(21): 2104004.
Liu X, Wang Z L, Yao P, et al. Measurement and error compensation of 3D morphology with precision rotation line structured light[J]. Chinese Journal of Lasers, 2022, 49(21): 2104004.
- [14] 李乾, 薛俊鹏, 张启灿, 等. 利用相机响应曲线实现高反光元件三维面形测量[J]. 光学学报, 2022, 42(7): 0712001.
Li Q, Xue J P, Zhang Q C, et al. Three dimensional shape measurement of high reflective elements using camera response curve[J]. Acta Optica Sinica, 2022, 42(7): 0712001.
- [15] Miao Z X, Zhang Q C. Dual-frequency fringe for improving measurement accuracy of three-dimensional shape measurement [J]. Chinese Optics Letters, 2021, 19(10): 102601.
- [16] Tong Z, Zhong W B, Zeng W H, et al. Closed-loop form error measurement and compensation for FTS freeform machining[J]. CIRP Annals, 2021, 70(1): 455-458.
- [17] Chen Z Z, Wang Z D, Ren M J, et al. Development of an on-machine measurement system for ultra-precision machine tools using a chromatic confocal sensor[J]. Precision Engineering, 2022, 74: 232-241.
- [18] Leach R. Optical Measurement of Surface Topography[M]. Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011.
- [19] Maculotti G, Feng X B, Galetto M, et al. Noise evaluation of a point autofocus surface topography measuring instrument[J]. Measurement Science and Technology, 2018, 29(6): 065008.
- [20] Fukatsu H, Yanagi K. Development of an optical stylus displacement sensor for surface profiling instruments[J]. Microsystem Technologies, 2005, 11(8): 582-589.
- [21] Miura K, Nose A, Suzuki H, et al. Development and practicality of a scanning point autofocus instrument for high speed areal surface texture measurement[J]. Advanced Materials Research, 2014, 1017: 675-680.
- [22] Xi M M, Wang Y Q, Liu H B, et al. Calibration of beam vector deviation for four-axis precision on-machine measurement using chromatic confocal probe[J]. Measurement, 2022, 194: 111011.
- [23] Byrd R H, Gilbert J C, Nocedal J. A trust region method based on interior point techniques for nonlinear programming[J]. Mathematical Programming, 2000, 89(1): 149-185.

Ultra-Precision on-Machine Measurement of Fresnel Microstructure Based on Point Autofocus Sensor

Yang Zhikai, Chen Zaozao, Mo Liangliang, Zhang Xinquan*

School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China

Abstract

Objective Topography measurement is an indispensable part of mechanical processing, which has important guiding significance for processing quality evaluation and compensation. Topography measurement can be divided into on-machine measurement and offline measurement. Among them, offline measurement requires secondary clamping and repeated positioning, which will introduce machining errors and reduce the overall production efficiency and processing quality. However, on-machine measurement can avoid these problems. According to the measurement principle, on-machine measurement can be further divided into contact measurement and non-contact measurement. Contact measurement is not suitable for measuring optical precision structures due to the formation of scratches on the measurement surface and the destruction of microstructures. Therefore, how to realize accurate and efficient non-contact on-machine measurement has become an important research direction in the evaluation of optical components. Meanwhile, in optical design, the Fresnel structure has been widely used due to its smaller volume compared with traditional lenses. However, there is still a lack of effective on-machine non-contact evaluation methods for optical devices with Fresnel microstructures. The conventional chromatic confocal probe often used in on-machine measurement cannot effectively evaluate the Fresnel structure due to its small measurement angle and large focus spot. In this paper, an on-machine non-contact measurement system based on the point autofocus principle is established. With the developed temperature compensation and modified coordinate calibration algorithm, the accurate evaluation of Fresnel microstructures can be realized.

Methods In traditional measurement, due to the inconsistency and uncertainty of the transformation matrix between the measurement coordinate and the workpiece coordinate, methods such as the iterative closest point (ICP) algorithm are often used to alternate the measured point cloud to coincide with the model point cloud. However, the ICP algorithm suffers from problems such as high computation complexity and sensitivity to initial values. Especially for a two-dimensional contour measurement problem, the transformed point cloud cannot be guaranteed to pass through the generatrix, which will cause undesired errors during evaluation. To solve this problem, this paper analyzes the relative position between coordinate systems based on the proposed on-machine measurement equipment first (Fig. 5). Then, an optimization model is established based on the measurement data and the sphere constraint by scanning a calibrated sphere through the on-machine measurement system. By solving the optimization problem, the coincidence of the measurement coordinate system and the workpiece coordinate system can be realized. In addition, in order to obtain more accurate

measurement values, a temperature-based compensation algorithm is developed in this paper. First, according to the frequency analysis of the measurement results for an optical plane (Fig. 4), the correlation between the measurement error and the temperature of the sensor is validated. Then, the Gaussian process is applied to establish the implicit mapping relationship among the temperature, temperature variation rate, and measurement error. Finally, the effectiveness of the system and algorithm proposed in this paper is verified by the measurement results for the optical plane (Fig. 6) and the spherical Fresnel structure (Fig. 9).

Results and Discussions Through the measurement of an optical plane (Fig. 6), the temperature compensation algorithm proposed in this paper successfully reduces the measurement error by approximately 60%. Moreover, the spectrum analysis also verifies that the main peak of the spectrum due to the temperature variation no longer exists after compensation. The optimization method for pose calibration proposed in this paper reduces the deviation of calculation results under different optimization initial values to about 10% (Table 3 and Table 4), thus improving the accuracy of probe coordinate calibration. Finally, the on-machine measurement system proposed in this paper is comprehensively evaluated through the measurement of the spherical Fresnel structure. The deviation between the measurement result after compensation and optical design [Fig. 9(d)] is consistent with the offline measurement result [Fig. 9(b)] in terms of both value and morphology, with a maximum detection error of 210 nm. Additionally, the result provided by the conventional chromic confocal sensor is presented (Fig. 8), and there are significant defects. The possible causes of the defects are explained from the perspectives of local topography and reflected spectral intensity. Through comparison, the point autofocus on-machine measurement system manifests significant advantages while measuring the complex Fresnel microstructure.

Conclusions In this paper, a highly precise on-machine measurement system is established based on a point autofocus instrument and an ultra-precision machine tool. Additionally, a temperature compensation method based on the Gaussian process and an optimized coordinate calibration method are developed. Through spectrum analysis, a positive correlation between the probe reading and its temperature is validated. Furthermore, the Gaussian process model is conducted to reduce the error to 39% before compensation. Meanwhile, the improved optimization method in this paper further improves the accuracy of the probe pose calibration. When measuring the spherical Fresnel structure, the system developed in this paper reveals an excellent consistency with the results of the offline point autofocus measurement system, and the maximum deviation is about 210 nm, which is significantly better than those of the offline white light interferometer and the traditional online confocal sensor. In summary, the on-machine measurement system constructed in this paper provides a feasible solution for the ultra-precise on-machine non-contact measurement of complex and high-steep optical microstructures.

Key words measurement; on-machine measurement; Fresnel microstructure; Gaussian process; temperature compensation