

# 多轴联动超精密车削的对心误差补偿技术

袁家斌 郭曦鹏 李 蓉 尹韶辉\*

湖南大学国家高效磨削工程技术研究中心,长沙,410082

**摘要:**针对非球面加工面形误差无法有效补偿的问题,提出了 XZB 三轴联动超精密加工方法。分析了车刀对心误差、车刀半径误差、刀尖对 B 轴回转中心误差对工件面形精度的影响,并提出相应的补偿方法。开展了镀镍凸非球面工件车削加工实验。采用 XZB 三轴联动车削加工方式后,工件面形误差由  $0.6774 \mu\text{m}$  降为  $0.0749 \mu\text{m}$ 。实验结果表明,相较于 XZ 两轴联动车削加工方式,XZB 三轴联动车削加工能有效提高小口径非球面的面形精度和表面质量。

**关键词:**多轴联动;超精加工;面形误差;误差补偿

**中图分类号:**TP202

**DOI:**10.3969/j.issn.1004-132X.2025.07.001

**开放科学(资源服务)标识码(OSID):**



## Ultra-precision Turning Alignment Error Compensation Technology in Multi-axis Simultaneous Operations

YUAN Jiabin GUO Xipeng LI Rong YIN Shaohui\*

National Engineering Research Center for Efficient Grinding, Hunan University, Changsha, 410082

**Abstract:** To address the issues of ineffective compensation for aspheric machining figure errors, an XZB three-axis ultra-precision machining method was proposed. The impact of errors in tool alignment, tool radius and the deviation of tool tip relative to the B-axis rotation center on workpiece surface accuracy was analyzed, and the corresponding compensation methods were presented. Turning experiments of nickel-plated convex aspherical workpieces were conducted. Figure errors of the workpieces were reduced from  $0.6774 \mu\text{m}$  to  $0.0749 \mu\text{m}$ , with the XZB three-axis linked turning method. Experimental results show that the XZB three-axis linked turning process significantly improves the surface shape accuracy and surface quality of small-diameter aspherical surfaces, compared with the XZ two-axis linked turning method.

**Key words:** multi-axis simultaneous; ultraprecision machining; figure error; error compensation

### 0 引言

由于航空航天、军用装备的快速发展,高精度零部件的加工需求不断提高。超精密加工技术<sup>[1-4]</sup>已成为衡量一个国家制造水平的重要标志之一,非球面加工<sup>[5-12]</sup>作为超精密加工的关键技术之一,正吸引学者越来越多的关注和研究。

单点金刚石车削是非球面超精密加工的重要方式。车削前的手动对刀不可避免地存在对刀误差,严重影响非球面加工精度。SUN 等<sup>[13]</sup>建立了加工形状预测模型,分析了刀尖圆半径和对心误差对加工质量的影响。LI 等<sup>[14]</sup>基于多体系统理论,建立了快速车刀伺服车削加工的光学非球面加工误差模型,分析了几何误差对光学非球面加工精度的影响。DAI 等<sup>[15]</sup>研究了车刀偏差对

凸球面面形精度和切削力的影响,推导出基于力的车刀偏差模型,通过切削力识别车刀偏差并进行补偿。以上对刀误差分析主要针对 XZ 两轴联动加工方式。该加工方式只能在 X 向和 Z 向进给,车刀姿态无法有效调整。加工过程中,车削点在车刀上的位置不固定,呈圆弧段分布,若该圆弧段内出现车刀磨损,则需要修整或更换车刀,这会降低加工效率与加工精度。

精加工后,加工误差导致需要对非球面进行补偿加工,以达到预期的面形精度。李世杰等<sup>[16]</sup>以面形检测数据为基础,反馈修正车削加工程序,有效提高了加工精度。唐林峰等<sup>[17]</sup>建立了刀具对刀误差对非球面加工面形误差影响的仿真模型,通过误差补偿加工得到的非球面工件面形精度 PV(peak to valley)值为  $0.179 \mu\text{m}$ ,表面粗糙度均方根为  $0.0454 \mu\text{m}$ 。徐俊东等<sup>[18]</sup>将砂轮对刀误差和砂轮轮廓半径磨损误差作为主要面形误差来源,建立误差修正补偿模型,提出了基于直接补

收稿日期:2024-11-30

基金项目:湖南省自然科学基金(2021JC0005);湖南省科技创新计划(2023GK2008);湖南省研究生科研创新项目(QL20220088);第二十七届中国科协年会学术论文

偿的点补偿法,有效减小了面形误差。张彦超等<sup>[19]</sup>采用砂轮直径补偿法对非球面工件进行补偿加工,最终得到的工件面形精度为  $0.245\ \mu\text{m}$ 、表面粗糙度为  $0.016\ \mu\text{m}$ 。

目前,对 XZB 三轴联动加工误差补偿方式的研究不够全面。由于 B 轴参与车削,因此车削前需要将车刀刀尖对准 B 轴回转中心。车刀刀尖点未完全对准 B 轴回转中心时,产生的误差对车削精度造成较大影响,因此需对其进行充分分析。笔者提出基于 B 轴控制的非球面工件 XZB 三轴联动车削加工方法,分析了该加工方式中各误差对面形精度的影响,并提出相应补偿策略。XZB 三轴联动加工和 XZ 两轴联动加工试验验证了所提方法的有效性。

## 1 实验用超精密非球面加工机床

研究使用的超精密加工车床整体结构见图

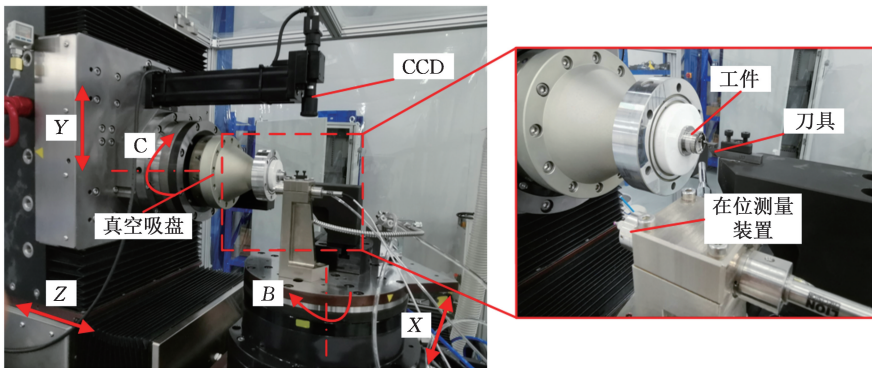


图 1 机床实物图

Fig.1 Physical drawing of the machine tool

## 2 XZ 两轴联动车削的误差影响分析

传统的超精密非球面车削主要采用 XZ 两轴联动加工方式。车刀中心的运动轨迹根据工件轮廓偏置车刀半径获得。车刀的实际半径与理论半径的误差导致实际加工轮廓与理想加工轮廓存在偏差,对非球面工件加工精度造成不利影响。此外,两轴联动车削时,车削点在车刀上的位置随车削位置的不同而改变。如图 2 所示,由于车刀轮廓存在不均匀误差,车削过程中,车刀的轮廓误差

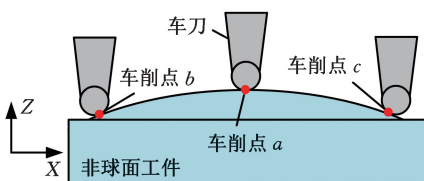


图 2 XZ 两轴联动单点车削示意图

Fig.2 Schematic diagram of XZ two-axis simultaneous single-point turning

1. 在大理石工作台上布置了 T 形的 2 条油静压导轨(分别构成机床的 X 轴和 Z 轴,直线度误差均在  $0.2\ \mu\text{m}/100\ \text{mm}$  以下)。X 轴上安装有高刚性油静压 B 轴转台,Z 轴上安装有 Y 轴丝杠导轨,Y 轴丝杠导轨上装有超精密气浮主轴。气浮主轴端部的真空吸盘吸附工件,实现工件的高速转动。XZ 两轴联动车削时,将车刀圆弧中心点作为参考点进行路径规划,故实际加工路径需在非球面轮廓线的基础上进行车刀半径偏置,PMAC 数控系统控制 X 轴和 Z 轴进给,实现非球面工件 XZ 两轴联动的超精密车削。XZB 三轴联动车削时,通过 CCD(charge coupled device)对刀实现车刀刀尖点与 B 轴回转中心的重合。车削过程中,保持刀尖点与工件的接触,不需要进行车刀半径偏置,由运动控制系统控制 X、Z 轴进给、B 轴旋转,实现非球面 XZB 三轴联动的固定点车削。

直接复印到工件面形轮廓上,增加后续补偿加工的难度,降低工件面形质量。车刀的半径误差和轮廓误差、对刀偏差显著影响工件表面的加工质量。

### 2.1 车刀 Y 向对心误差的影响分析

车刀 Y 向对心误差导致工件在中心区域出现欠加工,增大加工范围,但对工件表面的面形精度影响较小。车刀在 Y 向的偏高和偏低对工件中心的影响不同,因此通常采用试加工平面的方式校正车刀 Y 向对心误差。试验用单点金刚石车刀前刀面(切削面)与基面的夹角通常为  $0^\circ$ ,为避免后刀面与工件之间的摩擦,切削面与后刀面的夹角为锐角,如图 3 所示。

存在 Y 向对心误差时,工件中心处存在加工残余区域。车刀加工点在工件回转中心上方或下方时,工件中心残余区域形状为圆锥或圆柱。

车刀刀尖点在工件回转中心上方时,如图 4 所示,车刀 Y 向对心误差  $\Delta y > 0$ 。车刀从工件中

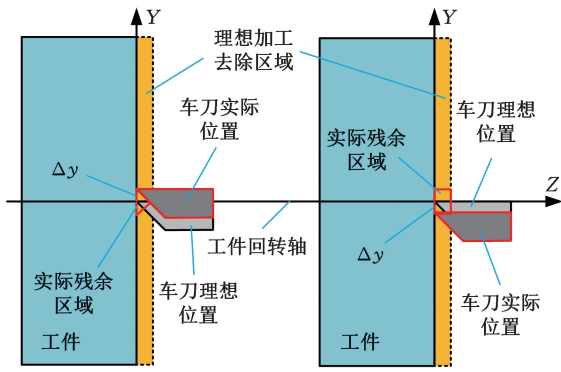


图3 车刀Y向对心误差对工件形貌影响示意图

Fig.3 Schematic of the effect of tool Y-axis eccentricity on workpiece surface shape

心向X轴正方向车削加工后,工件中心存在底面半径为 $\Delta y$ 的圆锥区域。实际车削半径与理想半径 $r_0$ 之间的差值

$$\Delta r = \sqrt{r_0^2 + (\Delta y)^2} - r_0 \quad (1)$$

车削后,非球面轮廓上点*i*处的理论误差为

$$e_i = f(x_i) - f(\sqrt{x_i^2 + (\Delta y)^2}) \quad \Delta y \leq x_i \leq r_0 \quad (2)$$

式中: $f(x_i)$ 为非球面曲线上点*i*处的纵坐标值。

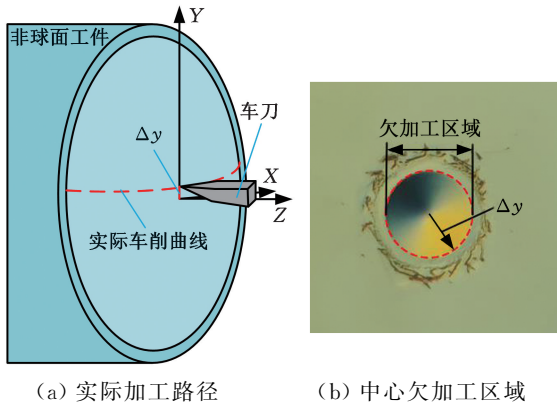


图4 车刀Y向正对心误差示意图

Fig.4 Schematic diagram of positive Y deviation error of tool alignment

车刀刀尖点在工件回转中心下方时,车刀Y向对心误差 $\Delta y < 0$ ,加工后的工件中心存在底面半径为 $|\Delta y|$ 的圆柱形区域。通过分析可知,车刀Y向对心误差在工件中心处的影响较大,在边缘处的影响较小。因此补偿Y向对心误差 $\Delta y$ 时,可通过光学显微镜得到中心欠加工区域的半径 $|\Delta y|$ ,若欠加工区域为圆锥形,则车刀存在Y轴正向偏移误差,需将车刀向Y轴负方向调整 $|\Delta y|$ ;若欠加工区域为圆柱形,则车刀存在Y轴负向偏移误差,需向Y轴正方向调整 $|\Delta y|$ 。

采用曲率半径0.5 mm的车刀加工曲率半径20 mm、球面部分有效口径30 mm的凸球面工件。将 $\Delta y = 20 \mu\text{m}$ 代入式(2),得到工件边缘处

的误差仅有 $0.015 \mu\text{m}$ 。Y向对心误差对工件面形精度的影响较小,因此不易通过面形误差直接计算得到车刀Y向对心误差,一般通过试切法观察中心处残余区域的形状及底面半径进行调整。

## 2.2 X方向对心误差的影响分析

加工回转对称的非球面工件时,通常控制车刀从工件中心加工至边缘或从边缘加工至中心。车刀中心与工件中心存在X向偏差时,车刀按照原NC程序进给会导致实际的加工轨迹沿X向偏移,使工件表面PV值增大。

如图5所示,从工件中心向边缘加工时,若车刀中心在工件中心的X正向,则对心误差 $\Delta x > 0$ ;反之, $\Delta x < 0$ 。以加工凸非球面工件为例, $\Delta x > 0$ 时,若车刀从工件中心向X轴正向车削,则工件中心存在半径为 $\Delta x$ 的未加工区域。整个车削过程呈现欠切状态,越靠近工件边缘,欠切量越大; $\Delta x < 0$ 时,整个车削过程呈现过切状态,且越靠近工件边缘,过切量越大。

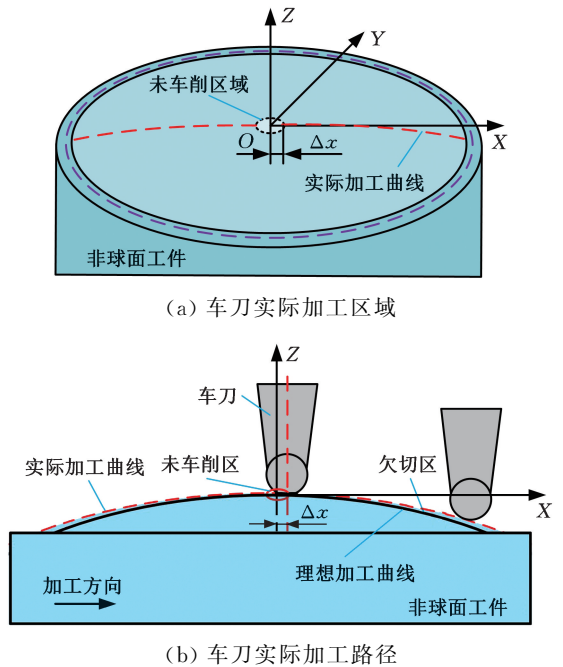


图5 车刀X向对心误差示意图

Fig.5 Schematic diagram of the X deviation error of the tool center

实际加工过程中,非球面与球面的差别很小,且对心误差对二者的影响具有相似性,因此可采用球面工件进行误差分析。加工凸球面工件时,工件曲率半径为 $R_w$ 。车刀按照理想加工轨迹运动,若不存在X向对心误差,则车刀在工件上的理想加工痕迹公式为

$$z(x, R_w) = R_w - \sqrt{R_w^2 - x^2} \quad (3)$$

式中: $x$ 为凸球面子午线方程中对应车削点处的横坐标。存在 $\Delta x$ 时,车刀在工件上的实际加工痕迹公式为

$$z(x + \Delta x, R_w) = R_w - \sqrt{R_w^2 - (x + \Delta x)^2} \quad (4)$$

$\Delta x$  对面形误差的影响为

$$E_x = z(x + \Delta x, R_w) - z(x, R_w) \quad (5)$$

以曲率半径 0.5 mm 的车刀加工曲率半径 20 mm、球面部分有效口径 30 mm 的凸球面工件。车刀 X 向对心误差  $\Delta x$  分别为  $\pm 1$ 、 $\pm 5$ 、 $\pm 10 \mu\text{m}$  时,工件面形误差曲线的 PV 值分别为 1.1、5.7、11.3  $\mu\text{m}$ ,如图 6 所示。由图 6 可知,从工件中心出发加工凸球面工件, $\Delta x > 0$  时,加工过程呈现欠切,因此面形误差曲线中间低、边缘高; $\Delta x < 0$  时,加工过程呈现过切,面形误差曲线中间高、边缘低。从工件中心出发加工凹球面, $\Delta x > 0$  时,加工过程呈现过切,因此面形误差曲线中间高、边缘低; $\Delta x < 0$  时,加工过程呈现欠切,最终的面形误差曲线中间低、边缘高。

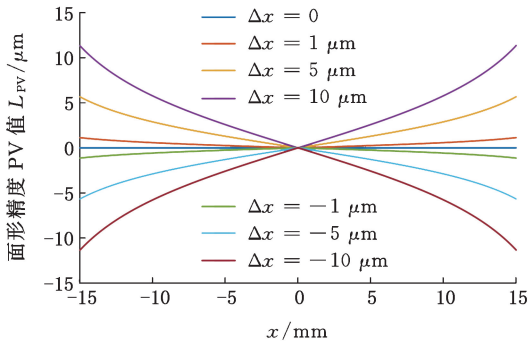


图 6 车刀 X 向对心误差的影响

Fig.6 The influence of X deviation error of the tool center

综上所述,XZ 两轴联动加工过程中,即使  $\Delta x$  很小,其对工件面形精度的影响也很大,因此需要对面形误差进行辨识并校正。以凸非球面工件为例,图 7 显示了  $\Delta x > 0$  时, $\Delta x$  与任意车削点  $G_i$  处误差  $e_i$  的关系:

$$f(x_i) + e_i = f(x_i - \Delta x) \quad (6)$$

其中, $f(x_i)$ 、 $f(x_i - \Delta x)$  为理想非球面曲线上横坐标为  $x_i$ 、 $x_i - \Delta x$  处点的纵坐标。

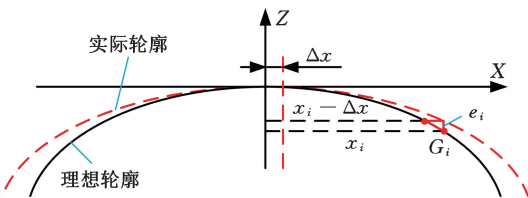


图 7 X 方向误差影响

Fig.7 X-direction deviation effect

由图 7 可知,车刀在 X 方向上的对心误差  $\Delta x$  与理想非球面上点  $i$  处的误差  $e_i$  的关系为

$$\Delta x = e_i / |k_i| \quad (7)$$

式中, $k_i$  为理想非球面曲线上点  $i$  处的切线斜率。

由式(7)可知  $\Delta x$  与  $e_i$  和  $k_i$  有关。结合斜率

$k_i$  及 UA3P 轮廓仪测得的  $e_i$ ,便能得到对心误差  $\Delta x$ 。为提高计算精度,将  $\Delta x$  的均值  $\overline{\Delta x}$  作为最终补偿量。得到车刀 X 向对心误差后,根据 UA3P 测量误差曲线,调整车刀位置进行车刀 X 方向对心误差补偿。加工凸非球面时,若测量得到整体呈过切,则说明存在 X 负方向对心误差,需向 X 正方向补偿  $\overline{\Delta x}$ ,反之,向 X 负方向补偿  $\overline{\Delta x}$ 。同理,加工凹非球面时,若测量得到整体呈过切,则说明存在 X 正方向对心误差,需向 X 负方向补偿  $\overline{\Delta x}$ ,反之,向 X 正方向补偿  $\overline{\Delta x}$ 。

### 2.3 车刀半径误差影响分析

非球面车削所用单点金刚石车刀通常由超精密设备加工制得,由于存在加工误差,车刀实际半径  $r_{\text{actual}}$  与理想半径  $r_{\text{ideal}}$  之间存在偏差,即车刀半径误差  $\Delta r$ 。这使得车刀按照理想半径的 NC 程序进给时,实际加工轮廓偏移理论轮廓,导致工件表面 PV 值增大。

不同车刀半径误差对非球面加工面形精度有不同影响。如图 8 所示,车刀从工件中心向 X 正方向车削凸非球面时,若  $\Delta r > 0$ ,则实际加工轮廓相对理想加工轮廓向下偏移,工件整体呈过切状态;反之,则实际加工轮廓相对理想加工轮廓向上偏移,整体车削呈欠切状态。越靠近工件边缘,实际加工轮廓与理想加工轮廓在 Z 方向的偏移越大。

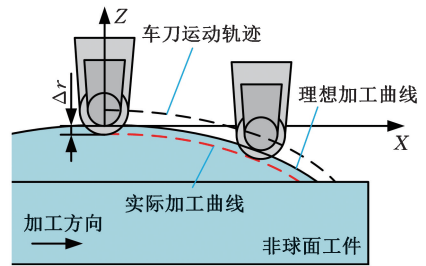


图 8 车刀半径误差示意图

Fig.8 Schematic diagram of turning tool radius error

加工凸球面工件时,车刀在工件上的理想加工痕迹公式为式(3)。由于车刀半径误差的影响,车刀在凸球面工件上的实际加工痕迹变为

$$z(x, R_w + \Delta r) = (R_w + \Delta r) - \sqrt{(R_w + \Delta r)^2 - x^2} \quad (8)$$

实际加工痕迹与理想加工痕迹的偏差即为车刀半径误差对面形误差的影响:

$$E_r = z(x, R_w + \Delta r) - z(x, R_w) \quad (9)$$

由此可得凸球面加工时车刀半径误差对面形精度的影响。采用曲率半径 0.5 mm 的车刀加工曲率半径 20 mm、球面部分有效口径 30 mm 的凸球面工件。车刀半径误差  $\Delta r$  分别为  $\pm 1$ 、 $\pm 5$ 、 $\pm 10$

$\mu\text{m}$  时,计算得到的凸球面 PV 值分别为 0.5、2.6、5.1  $\mu\text{m}$ ,如图 9 所示。

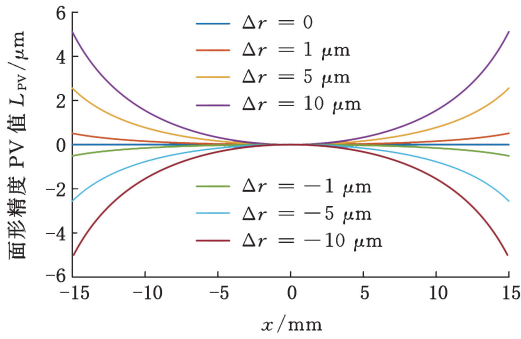


图 9 车刀半径误差对面形精度影响

Fig.9 The influence of tool radius error on surface form accuracy

车刀实际半径小于理想半径时,整个车削过程呈欠切,且随着车刀远离工件中心,欠切量增大,工件的面形误差曲线为 U 形。车刀实际半径大于理想半径时,整个车削过程呈过切,且随着车刀远离工件中心,过切量会增大,工件的面形误差曲线为  $\cap$  形。

综上所述,XZ 两轴联动车削时,车刀半径误差对工件面形精度具有较大影响,因此需辨识并校正面形误差。存在车刀半径误差时,由于车刀中心轨迹不变,非球面各个车削点处的法向误差始终为  $\Delta r$ ,故点  $i$  处的实际误差为

$$e_i = \frac{\Delta r(1 - \cos \theta_i)}{\cos \theta_i} \quad (10)$$

式中: $\theta_i$  为理想非球面上点  $i$  处切线与 X 轴之间的夹角。进而得到真实车刀半径与理论车刀半径的误差

$$\Delta r = \frac{e_i \cos \theta_i}{1 - \cos \theta_i} \quad (11)$$

由式(11)可知,车刀半径误差  $\Delta r$  与加工轮廓上点  $i$  的 Z 向误差  $e_i$  和夹角  $\theta_i$  有关。车削完成后,通过 UA3P 轮廓仪测量工件面形误差可得点  $i$  处的误差  $e_i$ ,将  $e_i$  代入式(11)便能得到车刀的半径误差值  $\Delta r$ 。为提高车刀半径误差的计算精度,将各测量点半径误差的均值  $\overline{\Delta r}$  作为最终的补偿量。得到车刀半径误差后,根据图 9 所示的车刀半径误差影响重新规划车刀车削轨迹、进行误差补偿。

### 3 XZB 三轴联动车削误差的影响分析

车刀存在一定的轮廓误差,因此采用 XZ 两轴联动加工边缘斜率较大的非球面工件时,工件边缘的加工效果较差,且很难通过面形误差补偿方法改善,于是提出基于 B 轴联动的单点金刚石车削加工方案。车削前,将车刀刀尖点对准 B 轴回转中心。车削过程中,控制 B 轴旋转使车刀与

非球面轮廓线上各点接触时,接触点处的切线始终与车刀面对称中心线成固定夹角。该车削方式能使车削过程中的车削点在车刀上的位置不变。相对于 XZ 两轴联动车削,XZB 三轴联动车削不会将车刀形状误差复印到工件表面,减小工件面形误差波动,降低误差补偿的难度,有利于得到精度更高的车削表面,如图 10 所示。

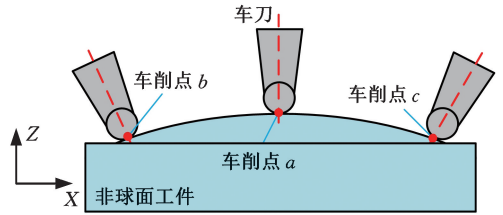


图 10 XZB 三轴联动单点车削示意图

Fig.10 Schematic diagram of XZB three-axis linkage single-point turning

XZB 三轴联动加工同样存在 XZ 两轴联动中提到的 Y 向对心误差。该误差对 XZB 三轴联动车削与 XZ 两轴车削的影响相同,因此不对 XZB 三轴联动车削中的车刀 Y 向对心误差作重复分析。此外,加工时的车刀刀尖点对准 B 轴回转中心,所以车刀半径改变不会导致车削点位置偏移,不存在车刀半径误差的影响,如图 11 所示。

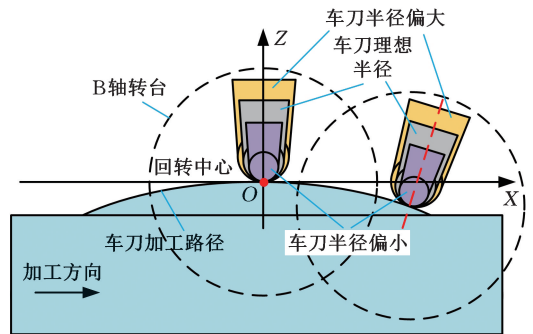


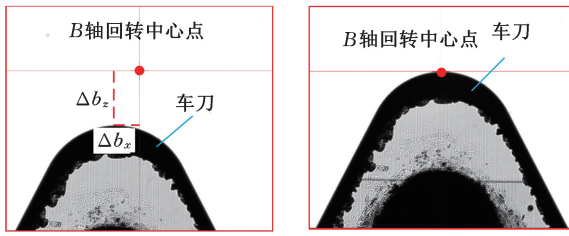
图 11 车刀半径误差示意图

Fig.11 Schematic of tool radius error

B 轴参与车削,因此需借助 CCD 相机让车刀刀尖点对准 B 轴回转中心。对刀前,刀尖点和 B 轴回转中心在 X 向、Z 向存在较大的偏差即车刀 X 向中心误差和车刀 Z 向中心误差,如图 12a 所示。这两种误差是影响该方式加工表面质量的关键因素。虽然通过 CCD 对刀能在加工前大幅减小这两种误差,如图 12b 所示,但 CCD 自身的误差导致车刀刀尖不能绝对对准 B 轴回转中心。因此,需要进一步分析这两种误差对加工工件面形精度的影响。

#### 3.1 车刀 X 向中心误差的分析

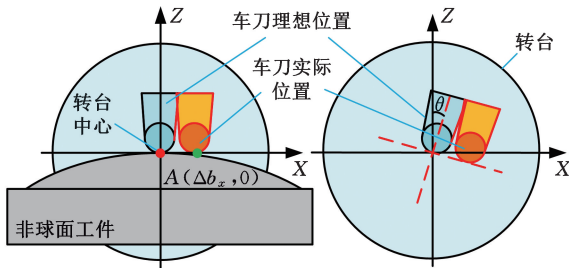
三轴联动车削加工非球面工件时,若刀尖点未对准 B 轴回转中心即刀尖点由理想位置偏移



(a) 刀尖未对准 B 轴回转中心 (b) 刀尖对准 B 轴回转中心

图 12 刀尖点关于 B 轴回转中心的 CCD 对准  
Fig.12 The tip point is aligned with respect to the CCD of the B-axis rotation center

至实际位置  $A(\Delta b_x, 0)$ , 其中,  $\Delta b_x$  为车刀 X 向中心误差, 如图 13 所示。若仍按照原 NC 代码进行加工, 刀尖点实际运动轨迹与理想运动轨迹的偏移量会导致工件表面 PV 值增大。



(a) 加工起始车刀位置 (b) B 轴旋转  $\theta$  角度车刀位置

图 13 车刀 X 向中心误差分析

Fig.13 Analysis of X-direction error when the tool is aligned with the B-axis center

加工前, 若刀尖点位于 B 轴回转中心的 X 正方向, 如图 13a 所示, 则车刀 X 向中心误差  $\Delta b_x$  为正, 反之, 误差  $\Delta b_x$  为负。以加工凸非球面为例,  $\Delta b_x > 0$  时, 若车刀从工件中心向工件边缘加工, 则实际车削轮廓相对理想车削轮廓向上偏移, 整个车削过程呈欠切状态, 越靠近工件边缘, 欠切量越大, 如图 14 所示。

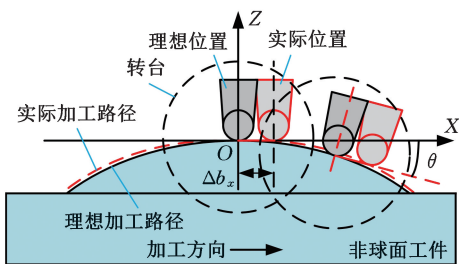


图 14 车刀 X 向中心误差示意图

Fig.14 Schematic diagram for X-center error of the turning tool

为方便计算, 采用工件曲率半径  $R_w$  的凸球面工件进行误差分析。车刀沿刀尖点轨迹加工时, 车刀在凸球面工件上的理想加工轨迹公式为式(3)。

实际加工痕迹为曲率半径  $R_w^{actual}$  的圆弧, 它与理想加工痕迹的曲率半径存在如下关系:

$$R_w^{actual} = \sqrt{R_w^2 + (\Delta b_x)^2} \quad (12)$$

车刀 X 向中心误差对面形误差的影响为

$$E_{bx} = \frac{\Delta b_x k_i}{\sqrt{k_i^2 + 1}} \quad (13)$$

如图 15 所示,  $\Delta b_x$  分别为  $\pm 1, \pm 5, \pm 10 \mu m$  时, 工件面形误差曲线 PV 值分别为 0.75、3.75、7.50  $\mu m$ 。

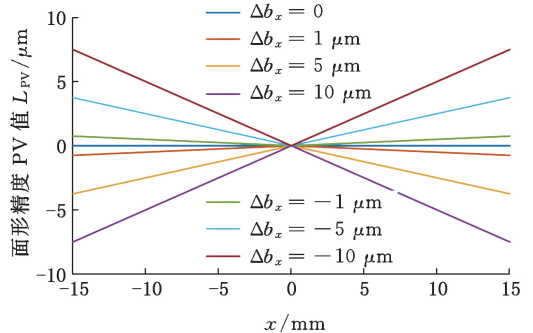


图 15 车刀 X 向中心误差对面形精度影响

Fig.15 The influence of X-direction error when the tool is aligned with the B-axis center on the surface shape accuracy

车削凸球面工件时, 若  $\Delta b_x > 0$ , 则工件表面呈现欠加工状态, 因此面形误差曲线中间低、边缘高, 呈 V 形; 若  $\Delta b_x < 0$ , 则工件表面呈现过加工状态, 因此面形误差曲线中间高、边缘低, 呈倒 V 型。车削凹球面时, 若  $\Delta b_x > 0$ , 则工件表面呈现过加工状态, 因此面形误差曲线中间高、边缘低, 呈倒 V 型; 若  $\Delta b_x < 0$ , 则工件表面呈现欠加工状态, 因此面形误差曲线中间低、边缘高, 呈 V 形。

综上所述, XZB 三轴联动车削过程中, 车刀 X 向中心误差对工件面形精度的影响是不可忽略的, 因此需要辨识并校正面形误差。由分析可知, 车削后非球面表面点  $i$  处的实际轮廓误差  $e_i$  与误差  $\Delta b_x$  存在以下关系:

$$e_i = \frac{\Delta b_x k_i}{\sqrt{k_i^2 + 1}} \quad (14)$$

由此得到  $\Delta b_x$  的计算公式:

$$\Delta b_x = \frac{e_i \sqrt{k_i^2 + 1}}{k_i} \quad (15)$$

通过上述分析发现  $\Delta b_x$  与  $e_i, k_i$  有关, 通过 UA3P 轮廓仪测量工件面形误差可得测量点  $i$  处的  $e_i$ 。将  $e_i, k_i$  代入式(15), 便能得到  $\Delta b_x$ , 为提高计算精度, 将各测量点  $\Delta b_x$  的均值  $\overline{\Delta b_x}$  作为最终补偿量。得到  $\overline{\Delta b_x}$  后, 根据图 15 所示的对心误差影响曲线, 调整车刀位置进行 X 向中心误差补偿。工件为凸非球面时, 若加工表面呈欠加工状

态,则  $\Delta b_x > 0$ ,车刀需要向  $X$  轴负向移动;若加工表面呈过加工状态,则  $\Delta b_x < 0$ ,需要车刀向  $X$  轴正向移动。工件为凹非球面时,若加工表面呈欠加工状态,则  $\Delta b_x < 0$ ,车刀需要向  $X$  轴正向移动;若加工表面呈过加工状态,则  $\Delta b_x > 0$ ,车刀需要向  $X$  轴负向移动。

### 3.2 车刀 $Z$ 向中心误差的分析

三轴联动车削加工非球面工件时,若刀尖点由理想位置偏移至实际位置  $A(0, \Delta b_z)$ ,其中,  $\Delta b_z$  为车刀  $Z$  向中心误差,如图 16 所示。按照原 NC 代码加工时,车刀刀尖点实际运动轨迹与理想运动轨迹存在偏移量,导致工件表面 PV 值增大。

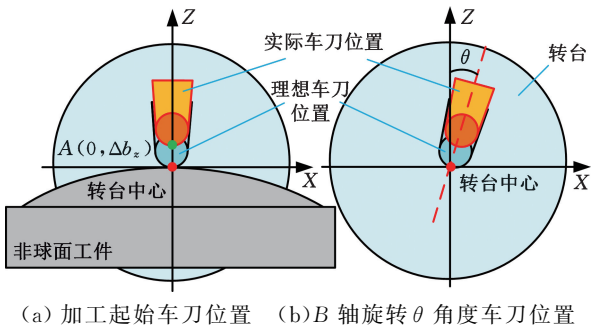


图 16 车刀  $Z$  向中心误差分析

Fig.16 Analysis of  $Z$ -direction error when the tool is aligned with the  $B$ -axis center

加工前,若刀尖点位于  $B$  轴回转中心的正  $Z$  方向,如图 16a 所示,则  $\Delta b_z > 0$ ,反之,  $\Delta b_z < 0$ 。

以车削凸非球面为例,当存在车刀  $Z$  向中心误差  $\Delta b_z$  时,车刀从工件中心向工件边缘的车削如图 17 所示。  $\Delta b_z > 0$  时,整个车削过程呈欠切状态,越靠近工件边缘,欠切量越大;  $\Delta b_z < 0$  时,整个车削过程呈过切状态,越靠近工件边缘,过切量越大。

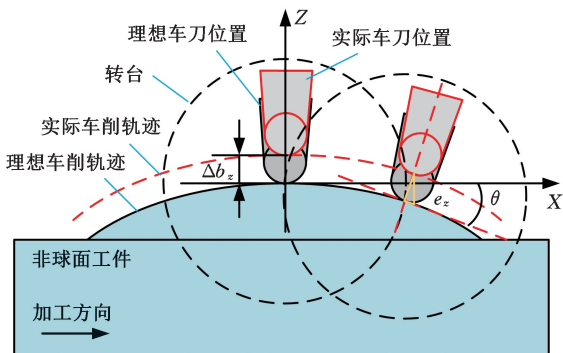


图 17 车刀  $Z$  向中心误差示意图

Fig.17 Schematic diagram for  $Z$ -center error of the turning tool

为方便计算,采用工件曲率半径  $R_w$  的凸球面工件进行误差分析。车刀沿刀尖点轨迹加工

时,车刀在凸球面工件上的理想加工轨迹公式为式(3)。

存在对心误差  $\Delta b_z$  时,实际加工轨迹的曲率半径与理想加工痕迹的曲率半径存在如下关系:

$$R_w^{\text{actual}} = R_w - \Delta b_z \quad (16)$$

则刀尖点的实际加工轨迹为

$$z(x, R_w^{\text{actual}}) = R_w^{\text{actual}} - \sqrt{(R_w^{\text{actual}})^2 - x^2} \quad (17)$$

因此  $XZB$  三轴联动车削过程中,误差  $\Delta b_z$  对工件面形误差的影响为

$$E_{bz} = z(x, R_w^{\text{actual}}) - z(x, R_w) \quad (18)$$

误差  $\Delta b_z$  分别为  $\pm 1, \pm 5, \pm 10 \mu\text{m}$  时,计算得到的工件面形误差曲线 PV 值分别为  $0.5, 2.6, 5.1 \mu\text{m}$ 。由图 18 可知,  $\Delta b_z > 0$  时,工件面形误差曲线形状为 U 形;  $\Delta b_z < 0$  时,工件面形误差曲线形状为倒 U 型。

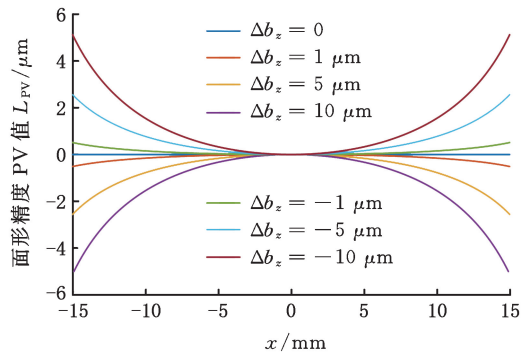


图 18 车刀  $Z$  向中心误差对面形精度影响

Fig.18 The influence of  $Z$ -direction error when the tool is aligned with the  $B$ -axis center on the surface shape accuracy

综上所述,  $\Delta b_z$  对工件面形精度有一定影响,因此需要辨识并校正面误差。通过分析得到车削后非球面表面点  $i$  处的实际误差  $e_i$  与误差  $\Delta b_z$  的关系:

$$e_i = \frac{\Delta b_z (1 - \cos \theta_i)}{\cos \theta_i} \quad (19)$$

由此得到

$$\Delta b_z = \frac{e_{zi} \cos \theta_i}{1 - \cos \theta_i} \quad (20)$$

上述分析可知,  $\Delta b_z$  与  $e_i$  和  $\theta_i$  有关。通过 UA3P 轮廓仪可得点  $i$  处的  $e_i$ ,结合  $\theta_i$ ,便能得到  $\Delta b_z$ 。为提高计算精度,将  $\Delta b_z$  的均值  $\overline{\Delta b_z}$  作为最终补偿量。得到  $\overline{\Delta b_z}$  后,根据图 18 所示的对心误差影响情况调整车刀中心位置,补偿对心误差。加工凸非球面时,若表面为欠切,则实际误差为正,需要向  $Z$  轴负向调整车刀位置;若表面为过切,则实际误差为负,需要向  $Z$  轴正向调整车刀位置。加工凹非球面时,若表面为欠切,则实际误差为正,需要向  $Z$  轴负向调整车刀位置;若表面为过

切,则实际误差为负,需要向 Z 轴正向调整车刀位置。

#### 4 多轴联动加工及误差补偿试验

为验证 XZB 三轴联动车削对非球面工件面形精度的影响,选取镀镍凸非球面工件开展车削加工及误差补偿试验。表 1 所示为非球面工件相关系数,其中,  $R$  为非球面顶点处的曲率半径,  $K$  为圆锥常数,  $A_2 \sim A_{10}$  为高次非球面系数;表 2 所示为加工工艺参数。

表 1 非球面系数

Tab.1 Aspheric coefficient of turning

系数	值	系数	值
$R$	-10.5447	$A_6$	$-4.6917 \times 10^{-14}$
$K$	-1.289 92	$A_8$	$3.627 46 \times 10^{-9}$
$A_2$	$-6.045 34 \times 10^{-3}$	$A_{10}$	$-4.930 89 \times 10^{-11}$
$A_4$	$9.1282 \times 10^{-6}$		

表 2 车削加工工艺参数

Tab.2 Turning data table

参数	数值
工件转速 / ( $r \cdot \text{min}^{-1}$ )	1300
进给速度 / ( $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$ )	1
切削深度 / $\mu\text{m}$	1
加工次数	3
车刀类型	单点金刚石
车刀半径 / $\text{mm}$	0.509

首先采用 XZ 两轴联动方式精加工,然后根据 UA3P 轮廓仪的测量结果补偿车刀 X 向对心误差和车刀半径误差,最后对工件进行形状误差补偿加工。

非球面工件面形精度的测量结果如图 19 所示。精加工后,工件面形误差曲线呈倒 V 形, PV 值为  $0.6337 \mu\text{m}$ 。根据前文的分析,非球面工件此次加工的面形误差主要来自车刀的 X 向对心误差,根据测量结果计算得到车刀 X 向对心误差为  $-0.91 \mu\text{m}$ ,工件表面呈现过切状态。车刀 X 向对心误差补偿后,工件面形误差曲线 PV 值减小为  $0.6261 \mu\text{m}$ 。精加工后的面形误差曲线为非标准倒 V 型,仅通过补偿车刀 X 向对心误差很难提高面形精度。最后,为减小其他误差的影响,对工件进行形状误差补偿加工,工件面形误差下降到  $0.1470 \mu\text{m}$ ,相比于补偿前,面形误差降低了 76.8%。

采用 XZB 三轴联动加工非球面工件,先对工件进行精加工,然后根据 UA3P 轮廓仪的测量结果补偿车刀中心误差,最后对加工的非球面工件进行形状误差补偿加工。

UA3P 轮廓仪的面形精度测量结果如图 20 所示。精加工后,非球面工件的面形误差曲线呈

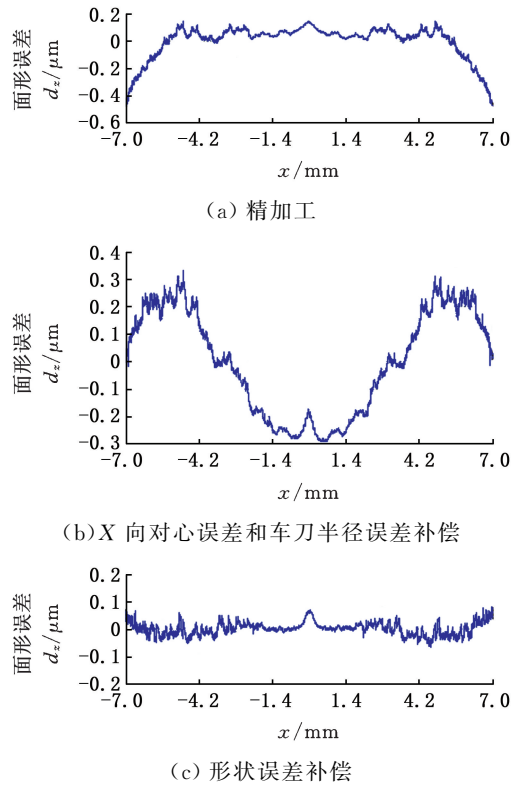


图 19 XZ 两轴联动加工面形精度结果

Fig.19 XZ two-axis linkage machining surface form accuracy results

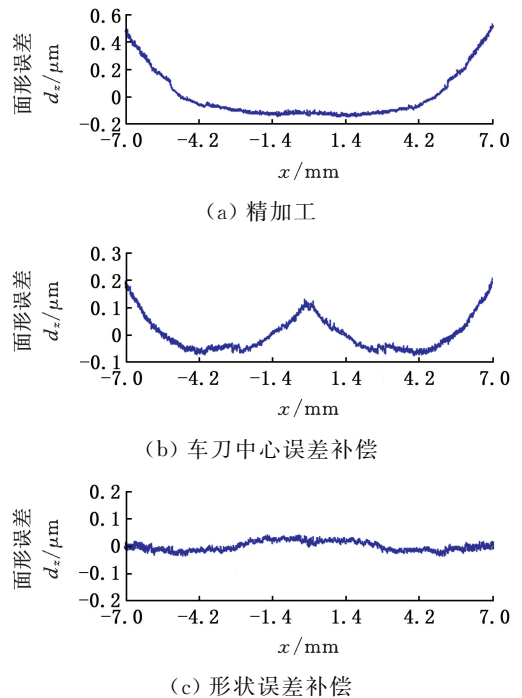


图 20 XZB 三轴联动加工面形精度结果

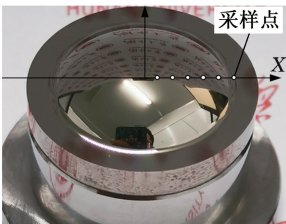
Fig.20 XZB three-axis linkage machining surface form accuracy results

U 形, PV 值为  $0.6774 \mu\text{m}$ 。根据前文的分析,工件此次加工的面形误差主要来自车刀 Z 向中心误差。计算测量结果得到车刀 Z 向中心误差  $2.768 \mu\text{m}$ ,工件表面呈现欠切状态。根据误差进行补偿

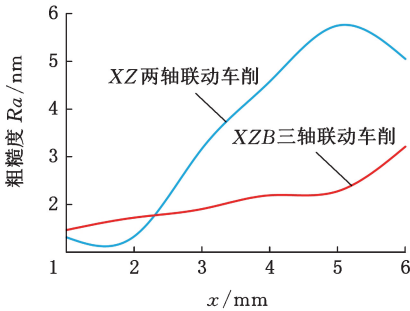
后,工件面形误差减小为  $0.2797 \mu\text{m}$ 。最后,为降低其他误差的影响,对工件进行形状误差补偿加工,工件面形误差下降到  $0.0749 \mu\text{m}$ ,相比于补偿前,面形误差降低了 88.9%。

通过实验结果可以看出,XZ 两轴联动车削的误差补偿能将工件面形误差曲线 PV 值从  $0.6337 \mu\text{m}$  降低至  $0.1470 \mu\text{m}$ ,但工件边缘处的面形波动较大,表面较粗糙。对于 XZB 三轴联动车削,两次补偿加工后,工件面形误差为  $0.0749 \mu\text{m}$ ,并且工件边缘处的面形波动较小,表面较光滑。

为确认车削方式对工件表面粗糙度的影响,对 XZ 两轴联动、XZB 三轴联动的车削非球面工件进行等间距采样,如图 21a 所示。使用 UA3P 轮廓仪测量非球面工件表面粗糙度,结果如图 21b 所示。车削非球面时,XZB 三轴联动得到的表面粗糙度比 XZ 两轴联动小 39.7%,且整体粗糙度波动较小。



(a) 粗糙度采样点示意图



1.XZ 两轴联动车削 2.XZB 三轴联动车削  
(b) 粗糙度测量结果

图 21 不同车削方式的工件表面粗糙度 Ra

Fig.21 The Ra value of the workpiece surface for different turning methods

XZ 两轴加工模式下,精加工完成后,工件的面形误差主要来源于对心误差,车刀形状误差在工件表面的复印误差,环境温度、机床等其他外界因素引发的误差。偏心误差补偿后,工件的形状误差主要由车刀形状误差的复制误差、环境温度 and 机床等因素造成的误差构成。形状误差补偿后,虽然通过补偿加工消除了部分误差,但车刀形状误差以及环境温度、机床等外界因素带来的误差仍难以完全去除。

XZB 三轴联动加工模式下,精加工完成后,工件的面形误差主要由对心误差,环境温度、机床等外界因素引起的误差组成。偏心误差补偿完成后,工件的形状误差仅由环境温度、机床等因素引发的误差组成。形状误差补偿完成后,补偿加工有效减小了环境温度、机床等外界因素导致的误差。偏心误差补偿后,工件的形状精度不再受车刀圆弧切削刃形状误差的影响,这是 XZB 三轴加工工件的面形精度优于 XZ 两轴加工的原因。

## 5 结论

本文采用基于 B 轴控制的光学非球面超精密车削加工方法,分析了车刀 Y 向对心误差、X 向对心误差、X 向中心误差、Z 向中心误差、车刀半径误差对非球面工件面形精度的影响,并提出了对应的误差补偿方法。其中,X 向对心误差、车刀半径误差对非球面面形精度影响较大。凸非曲面工件的车削实验表明,XZB 三轴联动车削得到了 PV 值为  $0.0749 \mu\text{m}$ 、 $R_a$  为  $2.1298 \text{ nm}$  的非球面,二者比 XZ 两轴联动车削方式的对应值分别减小 68.1% 和 39.7%。相较于 XZ 两轴联动车削,XZB 三轴联动车削更能保证工件面形精度,得到更优的表面质量。

## 参考文献:

- [1] 陈顺发,王佳宁,刘畅,等.超精密车削中精度层次渐进的两步对刀法[J].光学学报,2024,44(13):239-247.  
CHEN Shunfa, WANG Jianing, LIU Chang, et al. Two-step Tool Setting Method with Progressive Accuracy Levels in Ultra-precision Turning[J]. Acta Optica Sinica, 2024, 44(13):239-247.
- [2] 马善意,杨辉,赵宏鑫,等.端面超精密车削中的面型误差辨识技术研究[J].机床与液压,2022,50(21):103-106.  
MA Shanyi, YANG Hui, ZHAO Hongxin, et al. Research on Surface Error Identification Technology in End Face Ultra Precision Turning[J]. Machine Tool & Hydraulics, 2022, 50(21):103-106.
- [3] YIN Shaohui, JIA Hongpeng, ZHANG Guanhua, et al. Review of Small Aspheric Glass Lens Molding Technologies[J]. Frontiers of Mechanical Engineering, 2017, 12(1):66-76.
- [4] 王之岳,陈灶灶,朱利民,等.微透镜阵列单点金刚石车削补偿技术[J].光学精密工程,2022,30(7):813-820.  
WANG Zhiyue, CHEN Zaozao, ZHU Limin, et al. Single Point Diamond Turning and Compensation

- for Micro-lens Array[J]. Optics and Precision Engineering, 2022, 30(7):813-820.
- [5] GUO Xipeng, YIN Shaohui, SHU Chengsong, et al. Contact On-machine Measurement Probe Error Correction Method for Optical Aspheric Surface Ultra-precision Machining [J]. Measurement, 2023, 214:112731.
- [6] 徐闻. 超精密非球面在位测量校正方法及补偿加工[D]. 长沙:湖南大学, 2022.  
XU Wen. Correction Method of On-machine Measurement and Compensation Machining for Ultra-precision Aspheric Surface[D]. Changsha: Hunan University, 2022.
- [7] 张亮, 郭曦鹏, 王定文, 等. 光学非球面超精密切削的在位测量及补偿加工[J]. 金刚石与磨料磨具工程, 2022, 42(1):18-22.  
ZHANG Liang, GUO Xipeng, WANG Dingwen, et al. On-machine Measurement and Compensation Machining for Ultra-precision Cutting of Optical Aspheric Surface[J]. Diamond & Abrasives Engineering, 2022, 42(1):18-22.
- [8] 郭曦鹏, 徐闻, 王定文, 等. 纳米精度在位测量系统测头误差校正方法[J]. 中国机械工程, 2022, 33(9):1084-1089.  
GUO Xipeng, XU Wen, WANG Dingwen, et al. Probe Error Correction Method for Nano-precision On-machine Measurement Systems[J]. China Mechanical Engineering, 2022, 33(9):1084-1089.
- [9] 朱振涛, 于正林. 非球面加工工艺实验研究[J]. 机械工程师, 2019(3):17-19.  
ZHU Zhentao, YU Zhenglin. Experimental Research on the Processing Technology of Aspheric Surface[J]. Mechanical Engineer, 2019(3):17-19.
- [10] WENZEL C, GÖTZEN G, KOSSE P. Advanced Alignment Turning of Mounted Aspheric and Infrared Optics [C] // SPIE Defense + Commercial Sensing 2022. Orlando, 2022;10.1117/12.2618505.
- [11] TANG Longlong, ZHOU Tianfeng, ZHOU Jia, et al. Research on Single Point Diamond Turning of Chalcogenide Glass Aspheric Lens[J]. Procedia CIRP, 2018, 71:293-298.
- [12] PENG Yunfeng, SHEN Bingyi, WANG Zhenzhong, et al. Review on Polishing Technology of Small-scale Aspheric Optics[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2021, 115(4):965-987.
- [13] SUN Linhe, DUAN Wenhong, WU Hanqiang, et al. Investigation on the Ultra-precision Diamond Turning of ZnSe Aspheric Surfaces Using Straight-nosed Cutting Tools[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2023, 104:108-122.
- [14] LI Yingchun, ZHANG Yaoyao, LIN Jieqiong, et al. Effects of Machining Errors on Optical Performance of Optical Aspheric Components in Ultra-precision Diamond Turning [J]. Micromachines, 2020, 11(3):331.
- [15] DAI Yuqi, JIANG Jiankai, ZHANG Guoqing, et al. Forced-based Tool Deviation Induced Form Error Identification in Single-point Diamond Turning of Optical Spherical Surfaces[J]. Precision Engineering, 2021, 72:83-94.
- [16] 李世杰, 田荣, 王守义, 等. 红外光学元件的补偿加工技术研究[J]. 西安工业大学学报, 2020, 40(2):146-152.  
LI Shijie, TIAN Rong, WANG Shouyi, et al. Research on Compensation Processing Technology for Infrared Optical Components[J]. Journal of Xi'an Technological University, 2020, 40(2):146-152.
- [17] 唐林峰, 李云, 吕保斌. 非球面超精密车削对刀误差补偿[J]. 现代制造工程, 2023(5):74-78.  
TANG Linfeng, LI Yun, L Baobin. Tool Setting Error Compensation Technology in Ultra-precision Turning of Aspheric Surfaces[J]. Modern Manufacturing Engineering, 2023(5):74-78.
- [18] 徐俊东, 殷跃红. 非球面超精密磨削误差建模与补偿研究[J]. 机床与液压, 2023, 51(2):87-93.  
XU Jundong, YIN Yuehong. Research on Error Modeling and Compensation of Aspheric Ultra-precision Grinding[J]. Machine Tool & Hydraulics, 2023, 51(2):87-93.
- [19] 张彦超, 付秀华, 贾宗合, 等. 非球面制造中的加工误差修正补偿[J]. 长春理工大学学报(自然科学版), 2015, 38(1):13-16.  
ZHANG Yanchao, FU Xiuhua, JIA Zonghe, et al. Correction Compensation of the Machining Error for Aspheric Surface Manufacturing[J]. Journal of Changchun University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2015, 38(1):13-16.

(编辑 张 洋)

**作者简介:**袁家斌,男,2001年生,硕士研究生。研究方向为自由曲面磨削加工轨迹优化及补偿加工。E-mail:2922396436@qq.com。  
尹韶辉\*(通信作者),男,1967年生,教授、博士研究生导师。研究方向为非球面光学透镜及光学模具的超精密加工工艺与装备研发。发表论文 40 余篇。E-mail:yinshaohui@hnu.edu.cn。

**本文引用格式:**

袁家斌,郭曦鹏,李蓉,等.多轴联动超精密车削的对心误差补偿技术[J].中国机械工程,2025,36(7):1397-1406.

YUAN Jiabin, GUO Xipeng, LI Rong, et al. Ultra-precision Turning Alignment Error Compensation Technology in Multi-axis Simultaneous Operations [J]. China Mechanical Engineering, 2025, 36(7):1397-1406.