

正交激励超声切削装置的椭圆轨迹偏转与校正

张俊, 皮钧, 罗文宇, 姜涛, 侯达盘, 曹中和

(集美大学海洋装备与机械工程学院, 福建 厦门 361021)

[摘要] 为研究超声椭圆振动切削(ultrasonic elliptical vibration cutting, UEVC)刀尖轨迹形成及控制, 解决刀尖轨迹非正椭圆问题, 建立二维正交柔性导波 UEVC 装置刀尖轨迹的运动学模型; 分析 90° 相位差下非正椭圆轨迹产生原因, 建立刀尖轨迹校正模型, 并推导出基于正椭圆轨迹下的刀尖轨迹偏转模型。通过实验对刀尖轨迹校正模型进行验证, 校正后轨迹偏离坐标轴 1.67° , 小于校正前偏离角度。实验结果表明, 该模型能够有效地校正刀尖轨迹, 可在轨迹控制方面为后续研究刀尖轨迹偏转及变刀尖轨迹超声振动加工提供理论基础。

[关键词] 超声椭圆振动切削; 刀尖轨迹; 轨迹校正; 正椭圆轨迹; 轨迹偏转

[中图分类号] TG 506

Elliptical Trajectory Deflection and Correction of Orthogonal Excitation Ultrasonic Vibration Cutting Device

ZHANG Jun, PI Jun, LUO Wenyu, JIANG Tao, HOU Dapan, CAO Zhonghe

(School of Marine Equipment and Mechanical Engineering, Jimei University, Xiamen 361021, China)

Abstract: A kinematic model of the tool tip trajectory of two-dimensional orthogonal flexible guided wave UEVC device is established in order to study the formation and control of the tool tip trajectory in ultrasonic elliptical vibration cutting (UEVC) and to solve the problem of non-orthogonal ellipse of the tool tip trajectory. The causes of non-orthogonal elliptic trajectory at 90° phase difference were analyzed theoretically, the tool tip trajectory correction model and the tool tip trajectory deflection model were then developed based on orthogonal elliptic trajectory. Experiments were finally conducted to verify the tool tip trajectory correction model. It shows that, in comparing with a deviation angle about 8.68° before the correction, the corrected trajectory brought about a deviation about 1.67° . It suggests that the model can effectively correct the tool tip trajectory and provide a theoretical basis for further research on tool tip trajectory deflection and variable tool tip trajectory ultrasonic vibration machining in terms of trajectory control.

Keywords: ultrasonic elliptical vibration cutting; tool tip trajectory; trajectory correction; orthogonal elliptic trajectory; trajectory deflection

[收稿日期] 2021-11-06

[基金项目] 福建省自然科学基金项目(2021J01850); 福建省中青年教师教育科研项目(JAT200251); 集美大学国家基金培育计划项目(ZP2020048)

[作者简介] 张俊(1996—), 男, 硕士生, 从事微细结构加工方向研究。通信作者: 皮钧(1962—), 男, 教授, 博士, 主要研究方向为微细结构设计及加工。E-mail: pi_jun@163.com

<http://xuebaobangong.jmu.edu.cn/zkb>

0 引言

二维 UEVC (ultrasonic elliptical vibration cutting) 技术^[1]相比于常规切削和一维超声振动切削具有更加优良的切削特性,二维 UEVC 自身特定的刀尖运动轨迹,可以改善加工表面的光洁度^[2],降低切削力^[3-4]。延长刀具使用寿命^[5],抑制再生颤振^[6]及毛刺^[7]等,从而大大提高 UEVC 的切削性能。

椭圆振动切削的切削性能不仅取决于刀尖椭圆轨迹的激励频率和振幅,还取决于椭圆轨迹的形状及偏转方向。Shamoto 等^[5]提出弯-弯共振模态的 EVC (elliptical vibration cutting) 装置,利用结构共振在固定谐振频率下产生椭圆切削轨迹,并将其应用于淬硬钢的超精密车削加工。Suzuki 等^[8-9]对该类型椭圆振动切削装置进行改进,通过二阶纵向振动和五阶弯曲振动叠加,研发出弯-纵共振模态的 UEVC 装置,并对钨合金模具进行切削实验。Guo 等^[10-11]采用柔性铰链连接两组朗之万换能器组成 UEVC 装置,通过仿真实验对其进行模态分析,并使用该装置对微结构表面进行切削实验。Kim 等^[12-14]通过刚性结构连接两组平行或垂直布置的压电陶瓷晶堆组成 UEVC 装置,利用这两种类型的装置进行微沟槽、金字塔等结构的切削实验,并对难切削材料加工性能和切屑形态进行了相关研究。上述装置结构设计复杂,刀尖椭圆轨迹精度较差且不易控制。

为解决刀尖椭圆轨迹不易控制和轨迹非正椭圆的问题,本文提出一种正交柔性导波 UEVC 装置,建立其刀尖轨迹运动学模型及校正模型,并推导出基于正椭圆轨迹下的刀尖轨迹偏转模型,通过实验验证该模型在校正非正椭圆刀尖轨迹方面的有效性。

1 正交柔性导波 UEVC 装置

1.1 理想运动学模型

本文提出的正交柔性导波 UEVC 装置如图 1 所示。两个压电换能器采用正交布置,运用导波传输激励信号,利用柔性导波在振动传输方向具有解耦负载干扰特性,提高双路激励信号的耦合效率,从而实现刀尖椭圆轨迹的正交输出及控制^[15-16]。

正交柔性导波 UEVC 装置的刀尖运动轨迹在 oxy 平面内由 x 、 y 方向两个相互垂直且同频率、具有一定相位差的简谐运动合成。对两个压电换能器输入高频正弦激励时, x 向柔性导波激励弯-纵工具头呈纵振模态; y 向柔性导波激励弯-纵工具头呈同频弯振模态,两个方向的振动耦合到金刚石刀尖,形成椭圆运动轨迹。

根据文献 [1, 17], 设 x 、 y 方向的简谐运动方程为:

$$\begin{cases} x = a\sin(2\pi ft + \theta_1), \\ y = b\sin(2\pi ft + \theta_2), \\ \theta = \theta_1 - \theta_2. \end{cases} \quad (1)$$

式中: f 为振动频率; t 为时间; a 为 x 方向简谐运动的振幅; b 为 y 方向简谐运动的振幅; θ_1 为 x 方向简谐运动的相位角; θ_2 为 y 方向简谐运动的相位角; θ 为两个方向简谐运动的相位差。消去参数 t , 得到 x 与 y 的函数关系为:

$$x^2/a^2 + y^2/b^2 - 2(xy/(ab)) \cos(\theta_1 - \theta_2) = \sin^2(\theta_1 - \theta_2). \quad (2)$$

式 (2) 表示一个斜的椭圆,随着相位差与振幅的改变,得到不同的刀尖椭圆运动轨迹,如图 2

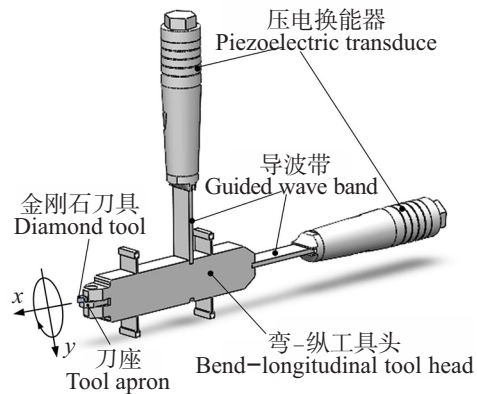


图1 正交柔性导波UEVC装置

Fig.1 Orthogonal flexible guided wave UEVC device

所示。

1.2 非正椭圆刀尖轨迹的产生原因

实际加工中, 正交柔性导波 UEVC 装置的两个换能器被输入相同频率且相位差为 90° 的高频正弦激励时, 刀尖运动轨迹并非为理论分析的正椭圆轨迹, 实际刀尖运动轨迹和理论刀尖运动轨迹均为椭圆形, 在椭圆轨迹的角度倾斜方面却存在一定的偏差, 如图 3 所示。 α 、 β 分别为单激励作用下刀尖运动轨迹于 x 、 y 轴之间的偏角。

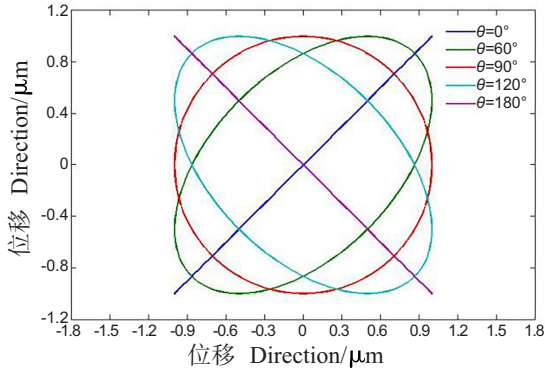


图2 不同相位差的刀尖椭圆轨迹
Fig.2 Tool tip elliptical trajectory at different phase differences

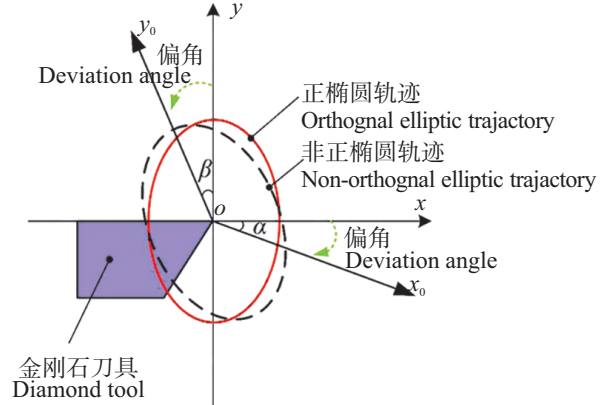


图3 非正椭圆轨迹的产生
Fig.3 Generation of non-orthogonal elliptical trajectory

2 轨迹校正模型和轨迹控制

2.1 刀尖轨迹校正模型

正交柔性导波 UEVC 装置的刀尖运动轨迹在偏角影响下可分解为两个在 oxy 平面内分别沿着 x_0 、 y_0 方向的频率相同且具有一定相位差的简谐运动, 其运动轨迹方程为:

$$\begin{cases} x_0(t) = a\sin(2\pi ft + \theta), \\ y_0(t) = b\sin(2\pi ft). \end{cases} \quad (3)$$

关于 UEVC 刀尖椭圆轨迹影响切削性能的研究多数是基于正椭圆轨迹的假设进行的^[18-20]。为了给后续研究刀尖轨迹偏转做准备, 需要对装置原始刀尖轨迹进行正椭圆化校正, 确定校正后正椭圆刀尖轨迹长、短轴的具体数值。校正后的正椭圆刀尖轨迹的运动方程可表示为:

$$\begin{cases} x_1(t) = u\cos(2\pi ft), \\ y_1(t) = v\sin(2\pi ft). \end{cases} \quad (4)$$

式中: u 、 v 为校正后得到的正椭圆刀尖轨迹的振幅数值。

为了消除装置中存在的偏角影响, 得到如式 (4) 表达的正椭圆刀尖轨迹, 将受偏角影响而倾斜的刀尖椭圆轨迹向正坐标系 oxy 上进行投影, 过程如图 4 所示。投影结束后, 得到正坐标系 oxy 下刀尖轨迹运动方程为:

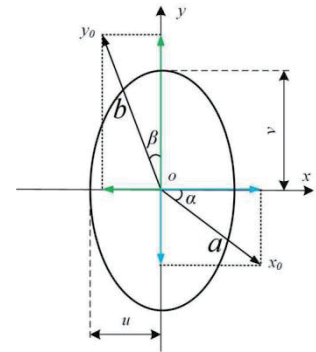


图4 刀尖运动轨迹的投影
Fig.4 Projection of tool tip trajectory

$$\begin{cases} x_1(t) = \sqrt{(a\cos\alpha\cos\theta - b\sin\beta)^2 + (a\cos\alpha\sin\theta)^2} \sin(2\pi ft + M), \\ y_1(t) = \sqrt{(b\cos\beta - a\sin\alpha\cos\theta)^2 + (a\sin\alpha\sin\theta)^2} \sin(2\pi ft - N). \end{cases} \quad (5)$$

式中: α 为实际刀尖横向位移与 x 轴的偏角; β 为实际刀尖纵向位移与 y 轴的偏角; M 、 N 分别为投影后装置两个方向激励信号的相位角。

$$\begin{cases} M = \arccos \left[\frac{a \cos \alpha \cos \theta - b \sin \beta}{\sqrt{(a \cos \alpha \cos \theta - b \sin \beta)^2 + (a \cos \alpha \sin \theta)^2}} \right], \\ N = \arccos \left[\frac{b \cos \beta - a \sin \alpha \cos \theta}{\sqrt{(b \cos \beta - a \sin \alpha \cos \theta)^2 + (a \sin \alpha \sin \theta)^2}} \right]. \end{cases} \quad (6)$$

求解式(5)和式(6),得到投影、校正后的刀尖椭圆轨迹的振幅 u 、 v 和相位差 φ 的方程表达式为:

$$\begin{cases} u = \sqrt{(a \cos \alpha \cos \theta - b \sin \beta)^2 + (a \cos \alpha \sin \theta)^2}, \\ v = \sqrt{(b \cos \beta - a \sin \alpha \cos \theta)^2 + (a \sin \alpha \sin \theta)^2}, \\ \varphi = M + N = \arccos \left[\frac{a \cos \alpha \cos \theta - b \sin \beta}{\sqrt{(a \cos \alpha \cos \theta - b \sin \beta)^2 + (a \cos \alpha \sin \theta)^2}} \right] + \\ \arccos \left[\frac{b \cos \beta - a \sin \alpha \cos \theta}{\sqrt{(b \cos \beta - a \sin \alpha \cos \theta)^2 + (a \sin \alpha \sin \theta)^2}} \right]. \end{cases} \quad (7)$$

从式(7)可得刀尖椭圆轨迹在校正前后的两个相位差 θ 与 φ 之间的关系。为获得正坐标系 oxy 下的正椭圆刀尖轨迹,令投影后的相位差 $\varphi = 90^\circ$ 。在原始振幅 a 、 b 及偏角 α 、 β 都是已知的情况下,求出可实现正椭圆刀尖轨迹实际所需相位差 θ 的值,将计算所得参数重新输入给装置,得到正坐标系 oxy 下长、短轴分别为 v 、 u 的正椭圆刀尖轨迹,如式(4)所示。

2.2 基于正椭圆轨迹下刀尖轨迹偏转控制

加工精度和表面光洁度会随着刀尖轨迹振幅的增加而提高^[14]。在高频率激励范围内,椭圆轨迹偏转角为影响加工质量的重要参数。目前,针对装置刀尖椭圆轨迹的研究,大多只是对其振幅^[21]或相位差^[10]单因素进行的,鲜有共时兼顾两种因素的研究。因此,笔者基于2.1节校正获得的正椭圆刀尖轨迹,进一步探究刀尖椭圆轨迹的偏转控制。

图5为UEVC刀尖椭圆轨迹偏转模型图。由图5可知,在 oxy 平面内正椭圆刀尖轨迹 L_1 变换为斜椭圆刀尖轨迹 L_2 ,其偏转角为 η 。正椭圆和斜椭圆轨迹相对于自身的坐标系,对应的振幅完全一致, x 和 y 方向的振幅分别为 u 和 v ,其中 $u \leq v$ 。但是,相对于正

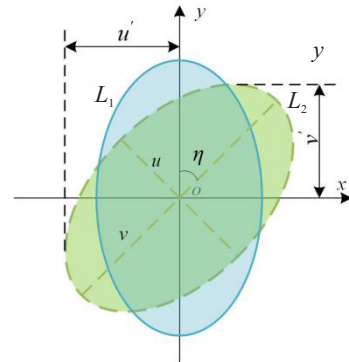


图5 刀尖椭圆轨迹偏转模型

Fig.5 Deflection model of tool tip elliptical trajectory

坐标系 oxy ,偏转后的斜椭圆 L_2 的刀尖振幅分别为 u' 和 v' 。将2.1节得到的正椭圆刀尖轨迹进行偏转控制,本质上就是将此正椭圆轨迹绕其中心进行坐标变化,即对式(4)进行中心旋转变换,得到:

$$\begin{bmatrix} x_2(t) \\ y_2(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \eta & \sin \eta \\ -\sin \eta & \cos \eta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_1(t) \\ y_1(t) \end{bmatrix}. \quad (8)$$

联立式(4)和式(8)得:

$$\begin{cases} x_2(t) = \sqrt{(v \sin \eta)^2 + (u \cos \eta)^2} \left[\frac{v \sin \eta}{\sqrt{(v \sin \eta)^2 + (u \cos \eta)^2}} \sin(2\pi f t) + \frac{u \cos \eta}{\sqrt{(v \sin \eta)^2 + (u \cos \eta)^2}} \cos(2\pi f t) \right], \\ y_2(t) = \sqrt{(v \cos \eta)^2 + (u \sin \eta)^2} \left[\frac{v \cos \eta}{\sqrt{(v \cos \eta)^2 + (u \sin \eta)^2}} \sin(2\pi f t) - \frac{u \sin \eta}{\sqrt{(v \cos \eta)^2 + (u \sin \eta)^2}} \cos(2\pi f t) \right]. \end{cases} \quad (9)$$

由式(9)可知,振幅和相位差是控制刀尖椭圆轨迹偏转变化的两个基本参数。同时,根据式(9)求解可知,在 oxy 平面内偏转后的刀尖轨迹 L_2 的振幅 u' 、 v' 和相位差 γ 的方程表达式为:

$$\begin{cases} u' = \sqrt{(v \sin \eta)^2 + (u \cos \eta)^2}, \\ v' = \sqrt{(v \cos \eta)^2 + (u \sin \eta)^2}, \\ \gamma = \arccos \left[\frac{v \sin \eta}{\sqrt{(v \sin \eta)^2 + (u \cos \eta)^2}} \right] + \arccos \left[\frac{v \cos \eta}{\sqrt{(v \cos \eta)^2 + (u \sin \eta)^2}} \right]. \end{cases} \quad (10)$$

当偏转角 $\eta > 90^\circ$ 时, 式 (4) 偏转后椭圆轨迹的振幅 u' 、 v' 存在限制, 部分成立, 因此偏转角度需要满足 $0^\circ \leq \eta \leq 90^\circ$ 。由刀尖椭圆轨迹偏转模型可知, 在正坐标系 oxy 平面内, 偏转角 $\eta > 90^\circ$ 与偏转角 $0^\circ \leq \eta \leq 90^\circ$ 的椭圆轨迹是对称关系, 当需要求解 $\eta > 90^\circ$ 偏转时的刀尖椭圆轨迹时, 只需改变 oxy 平面内两个方向简谐运动的相位超前关系。

式 (10) 表示偏转后刀尖椭圆轨迹振幅 u' 、 v' 、相位差 γ 与偏转前正椭圆刀尖轨迹振幅 u 、 v 及偏转角 η 的关系, 当振幅 u 、 v 及偏转角 η 为已知数值时, 将其带入式 (9), 即可获得偏转相应角度后的刀尖椭圆轨迹。

3 刀尖椭圆轨迹校正实验

3.1 实验装置及条件

为验证校正模型的有效性, 需对 UEVC 装置刀尖进行实验测量。实验采用自行研制的正交柔性导波 UEVC 装置, 系统示意图如图 6 所示。刀尖轨迹测量系统采用 Polytec 公司的设备, 其中数据采集盒的型号为 VIB-E-400, 可实现多组数据的同步采集, 激光测振仪的型号为 NLV-2500, 测量振动最高频率达到 1 MHz, 可实现高频振动下的振幅测量。

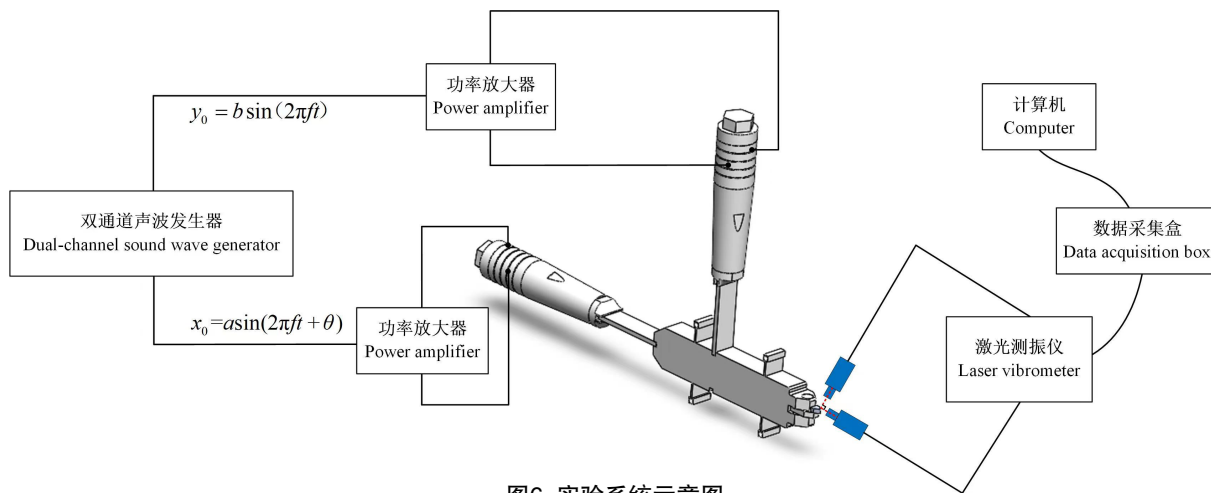


图6 实验系统示意图

Fig.6 Schematic diagram of the experimental system

实验时, 通过双通道声波发生器生成高频正弦激励信号, 该信号经过功率放大器放大后施加到两个压电换能器的电极上。UEVC 装置受到激励驱动后产生振动, 激光测振仪呈正交布置的两个激光头实时检测刀尖运动位置, 并将获得的信号传输至数据采集盒, 经 A/D 转换处理后传至计算机保存。具体的实验参数为: 谐振频率为 97 kHz; 激励电压 x 、 y 方向均为 6 V; 相位差 (θ) 为 90° ; 放大倍数为 60。

3.2 刀尖轨迹测量与验证

验证实验时, 首先对装置的两个换能器输入谐振频率为 97 kHz 且相位差为 90° 的正弦激励信号, 获得一个倾斜的刀尖椭圆轨迹, 然后依据刀尖轨迹校正模型对其进行校正, 使其刀尖轨迹正椭圆化。

实验中, 单独激励装置的 x 或 y 方向换能器, 得到刀尖运动轨迹如图 7 所示。在高频率激励下, 装置两个方向激励信号的相位滞后现象变得愈加明显, 同时测量过程中两个方向的激光不能在刀尖处完全

重合于一点,导致测得刀尖振动轨迹存在部分扭曲变形,并非完美的直线轨迹,需对数据进行拟合处理。拟合后得到与两坐标轴成一定偏角(α 和 β)的直线轨迹,其刀尖振幅 a 、 b 分别为 $0.157\ \mu\text{m}$ 、 $0.318\ \mu\text{m}$,偏角 α 、 β 分别为 36.8° 和 3.7° 。最后,根据椭圆轨迹校正模型,经式(7)计算得到正椭圆轨迹实际所需激励的相位差 θ ,其值为 116.1° 。

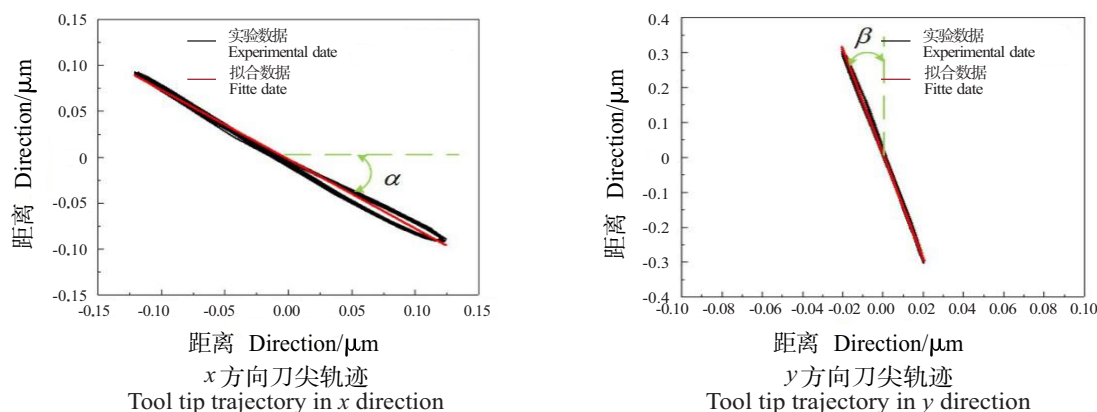


图7 单激励下刀尖运动轨迹

Fig.7 Tool tip trajectory under single excitation

校正前后刀尖椭圆轨迹如图8所示。切削装置在 90° 相位差下得到的是一个倾斜的刀尖椭圆轨迹,与坐标轴存在一定偏离,其角度为椭圆轨迹长轴与 y 轴之间夹角,其值为 8.68° 。校正时,将校正模型计算所得相位差作为激励信号输入,完成对刀尖椭圆轨迹的校正,校正后正椭圆轨迹与坐标轴的偏离角度为 1.67° 。由此表明正椭圆轨迹与理论分析有较好的一致性,校正模型能够对UEVC装置刀尖椭圆轨迹起到有效的校正作用。

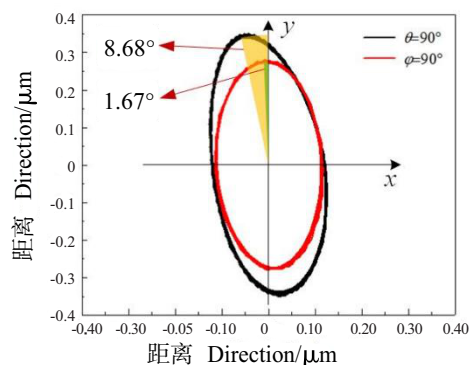


图8 校正前后的刀尖椭圆轨迹

Fig.8 Tool tip elliptical trajectory before and after correction

4 结论

本文基于二维正交柔性导波UEVC装置建立刀尖轨迹的运动学模型及校正模型,推导出基于正椭圆轨迹下的刀尖轨迹偏转模型。通过理论分析与实验结果对比,主要得到以下结论。

1) 明确了超声椭圆振动切削工艺参数与正交柔性导波UEVC装置运动学模型参数的对应关系,同时分析可知,装置在 90° 相位差下刀尖轨迹存在非正椭圆现象,其现象产生的根本原因是装置在 x 、 y 方向存在两个偏角 α 和 β ;

2) 建立了装置刀尖椭圆轨迹校正模型,通过校正模型计算出实际相位差为 116.1° 时得到正椭圆刀尖轨迹,原始刀尖椭圆轨迹于坐标轴偏离 8.68° ,校正后刀尖椭圆轨迹于坐标轴偏离 1.67° ,在误差允许范围内,实验测量结果与理论分析的正椭圆轨迹一致性良好,表明了轨迹校正模型的有效性。

[参考文献]

- [1] SHAMOTO E, MORIWAKI T. Study on elliptical vibration cutting[J]. CIRP Annals, 1994, 43(1): 35-38.
- [2] ZHANG X, KUMAR A S, RAHMAN M, et al. Experimental study on ultrasonic elliptical vibration cutting of hardened steel using PCD tools[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011, 211(11): 1701-1709.
- [3] MA C X, SHAMOTO E, MORIWAKI T. Study on the thrust cutting force in ultrasonic elliptical vibration cutting[J] 2004,

471;396-400.

- [4] 张德远, 张成茂. 飞机交点孔超声椭圆振动精密加工技术[J]. 中国机械工程, 2012, 23(1): 39-41.
- [5] SHAMOTO E, MORIWAKI T. Ultraprecision diamond cutting of hardened steel by applying elliptical vibration cutting[J]. CIRP Annals, 1999, 48(1): 441-444.
- [6] MA C, MA J, SHAMOTO E, et al. Analysis of regenerative chatter suppression with adding the ultrasonic elliptical vibration on the cutting tool[J]. Precision Engineering, 2011, 35(2): 329-338.
- [7] MA C, SHAMOTO E, MORIWAKI T, et al. Suppression of burrs in turning with ultrasonic elliptical vibration cutting[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005, 45(11): 1295-1300.
- [8] SUZUKI N, HARITANI M, YANG J, et al. Elliptical vibration cutting of tungsten alloy molds for optical glass parts[J]. CIRP annals, 2007, 56(1): 127-130.
- [9] SUZUKI N, YAN Z, HINO R, et al. Ultraprecision micro-machining of single crystal germanium by applying elliptical vibration cutting[C]//IEEE International Symposium on Micro Nano Mechanical and Human Science. [S. l.]: TIEEE, 2006: 1-6.
- [10] GUO P, EHMANN K F. Development of a tertiary motion generator for elliptical vibration texturing[J]. Precision Engineering, 2013, 37(2): 364-371.
- [11] KURNIAWAN R, KO T J, PING L C, et al. Development of a two-frequency, elliptical-vibration texturing device for surface texturing[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2017, 31(7): 3465-3473.
- [12] LOJ B G, KIM G D. Correcting distortion and rotation direction of an elliptical trajectory in elliptical vibration cutting by modulating phase and relative magnitude of the sinusoidal excitation voltages[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2012, 226(5): 813-823.
- [13] KIM G D, LOH B G. Machining of micro-channels and pyramid patterns using elliptical vibration cutting[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2010, 49(9): 961-968.
- [14] KIM G D, LOH B G. Characteristics of elliptical vibration cutting in micro-V grooving with variations in the elliptical cutting locus and excitation frequency[J]. Journal of Micromechanics and Microengineering, 2007, 18(2): 025002.
- [15] PI J, XIAO J, ZHANG Y, et al. A novel method for effecting flexible guided wave propagation in elliptical vibration cutting[J]. Precision Engineering, 2021, 72: 437-447.
- [16] JIANG Y, PI J, ZHANG Y, et al. Research on the tool tip trajectory deflection control and cutting characteristics of elliptical vibration cutting based on guided wave transmission[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020, 108(9): 3101-3117.
- [17] 宗昌生. 难加工材料的超声椭圆振动切削技术研究[D]. 成都: 西南石油大学, 2016.
- [18] ZAHNG J, ZAHNG J, ROSENKRANZ A, et al. Frictional properties of surface textures fabricated on hardened steel by elliptical vibration diamond cutting[J]. Precision Engineering, 2019, 59: 66-72.
- [19] ZHU W L, HE Y, EHMANN K F, et al. Modeling of the effects of phase shift on cutting performance in elliptical vibration cutting[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 92(9): 3103-3115.
- [20] 戴晨伟, 殷振, 赵盟月, 等. 超声椭圆振动切削轨迹倾斜角度及速比对工件表面微观形貌的影响[J]. 工具技术, 2021, 55(02): 34-38.
- [21] ZAHNG J, SUZUKI N, SHAMOTO E, et al. Dynamic contour error compensation in micro/nano machining of hardened steel by applying elliptical vibration sculpturing method[J]. Precision Engineering, 2021, 71: 250-262.

(责任编辑 陈 敏 英文审校 郑青榕)