【材料科学 / Materials Science】

金刚石车削刀高误差下表面特征及力学表现

戴玉琦, 张国庆, 周梦华

深圳大学机电与控制工程学院, 广东深圳 518060

摘要: 为探究工件中心刀具干涉的形成机理, 实现刀高误差的在线辨识, 围绕刀高误差存在情况下, 刀具干涉的产生及加工过程参数的影响等方面展开研究. 通过分别建立车削行程中工件中心圆台及刀具后刀面的三维形貌方程, 基于两者间的位置关系推导刀具干涉区域半径的数学模型, 探讨加工过程参数对刀具干涉区域三维形貌的影响. 根据所推导的数学模型, 利用刀具与工件挤压面积的投影来表征切削力的变化, 建立刀高误差的预测模型. 理论与试验研究结果表明, 刀高误差、切削深度、刀尖半径及刀具后角直接影响刀具干涉区域的范围与形貌, 工件刀高误差可通过监测切削行程中的切削力进行在线辨识.

关键词: 切削理论; 金刚石车削; 刀高误差; 中心圆锥; 刀具干涉; 切削力

中图分类号: TH161

文献标志码: A

doi: 10.3724/SP.J.1249.2020.05543

Surface characteristics and mechanical performance of diamond turning under tool height error

DAI Yuqi, ZHANG Guoqing, and ZHOU Menghua

College of Mechatronics and Control Engineering, Shenzhen University, Shenzhen 518060, Guangdong Province, P. R. China

Abstract: In order to explore formation mechanism of the tool interference at the workpiece center and realize the on-line identification of tool height error, tool interference generation and the influence of the processing parameters were investigated under the condition of the tool height error. By establishing the equations of the three-dimensional (3D) topography of round platform and the tool clearance face respectively during the turning process, a mathematical model for calculating the radius of tool interference zone was derived based on the relationship between the two positions. Meanwhile, the influence of processing parameters on the 3D topography of the tool interference zone was discussed. According to the derived mathematical model, the cutting force was characterized by the projection of the extrusion area between tool and workpiece, whereby a prediction model for the tool height error was established. The theoretical and experimental results show that the tool height error, cutting depth, tool nose radius and tool clearance angle directly affect the range and shape of the tool interference zone. The tool height error can be identified online by monitoring cutting force during the turning process.

Key words: cutting theory; diamond turning; tool height error; center cone; tool interference; cutting force

单点金刚石车削是一种利用单晶金刚石刀具进行超精密加工的技术手段^[1]. 由于单晶金刚石具有

纳米级的边缘锋利度和极高的硬度, 可直接用于加工具有纳米级表面粗糙度和亚微米级面形精度的超

Received: 2019-04-12; **Accepted:** 2019-10-08

Foundation: Natural Science Foundation of Guangdong Province (2017A030313295); Shenzhen Peacock Technology Innovation Project (KQJSCX20170727101318462)

Corresponding author: Associate professor ZHANG Guoqing. E-mail: zhanggq@szu.edu.cn

Citation: DAI Yuqi, ZHANG Guoqing, ZHOU Menghua. Surface characteristics and mechanical performance of diamond turning under tool height error [J]. Journal of Shenzhen University Science and Engineering, 2020, 37(5): 543-550. (in Chinese)

光滑表面^[2], 被广泛应用于光学工程、航空航天及军事装备等相关领域^[3-4]. 在单点金刚石车削过程中, 机床误差的存在直接影响加工表面的面形精度及表面粗糙度. 单点金刚石车削中的机床误差通常包括主轴振动误差、导轨行进误差、刀具振动误差、机床热误差及刀具偏移误差等^[5-7]. 随着对光学产品表面加工精度的要求越发严格, 单点金刚石车削中表面生成与误差控制研究日趋重要^[8].

近年来, 国内外诸多学者对单点金刚石车削中误差来源及对加工表面粗糙度的影响进行深入研究. ZHANG 等^[9]基于轴承流体动力学建立主轴电机磁力分析模型, 研究主轴不平衡引起强迫振动的动态特性及其对加工表面的影响. KHIM 等^[10]利用传递函数和轨道形状误差之间的几何关系, 探究线性导轨形状对运动误差的影响. WANG 等^[11]通过对切削力信号的监测提出一种具有刀尖振动效应的几何模型, 指出刀尖振动和过程阻尼效应是影响工件表面粗糙度的主要因素. ABDULSHAHED 等^[12]提出一种基于自适应神经模糊推理系统 (Anfis) 的热误差建模法, 使机床精度提升 80%. 然而, 有关单点金刚石车削过程中刀具中心误差的研究却鲜有报道.

在单点金刚石车削中, 加工表面成形于刀具几何形貌沿其轨迹上的复印, 故刀具与工件中心偏离所产生的刀具中心误差, 将直接影响加工表面质量. 相关研究表明, 因刀具在水平方向上没有对中所产生的中心偏移误差可分为刀具欠中心偏差和刀具过中心偏差, 其根据加工表面形状的凹凸不同将导致 W 形误差或 M 形误差^[13]. 刀具在竖直方向上没有对中所产生的误差可分为刀高误差与刀低误差, 前者将导致在切削行程末端, 因刀具后刀面与工件之间的干涉在工件表面中心形成中心圆锥, 而后者将导致工件表面中心圆柱的形成. 与以往研究不同, 本研究发现当存在刀高误差时, 加工表面中心圆锥周围将形成圆台状的特征凸起. 该圆台的高度高于工件表面, 且相较于中心圆锥具有更大区域, 但在中心圆柱的形成中却未见相似特征. 为此, 本研究根据刀具与工件之间的切削运动学关系建立刀具干涉区域计算几何模型, 探讨刀具干涉的产生机理及演变规律. 通过对切削过程中的切削力分析建模, 进一步阐明干涉过程中刀具-工件的干涉面积与切削力之间的作用关系, 建立基于干涉作用力的刀高误差预测模型.

1 刀具干涉模型

1.1 中心圆台侧面方程

在车削过程中, 主轴转速恒定, 工件通过真空吸盘被吸附在主轴上, 金刚石刀具以恒定的进给速率完成对工件的端面切削. 当存在刀高误差时, 为描述车削过程中刀具与工件的空间位置, 建立如下坐标系: 以工件中心为原点 o 建立工件坐标系 $o-xyz$, 其中, x 轴正向与刀具进给方向相反, z 轴正方向垂直于工件表面向外; 以刀尖为原点 o' 建立刀具坐标系 $o'-x'y'z'$, 其各坐标轴方向与坐标系 $o-xyz$ 相同, 如图 1.

图 1 刀高误差下刀具切削示意图

Fig. 1 Schematic of tool cutting under tool height error

本研究所采用金刚石刀具的切削刃为圆弧切削刃, 其几何形状可在坐标系 $o'-x'y'z'$ 中用圆弧方程进行描述, 如图 1 (b). 经过坐标系平移变换, 切削刃在工件坐标系 $o-xyz$ 中可表示为

$$\begin{cases} (x_1 - s)^2 + (z_1 - R)^2 = R^2 \\ y_1 = h \\ 0 \leq z_1 \leq a_p \end{cases} \quad (1)$$

其中, 点 (x_1, y_1, z_1) 为切削刃上任意点坐标; R 为刀尖圆弧半径; a_p 为切削深度; h 为刀高误差; s 为切削刃尖端与原点 o 之间的水平距离.

因中心圆台由刀具圆弧切削刃切削工件而形成, 故其侧面方程为刀具圆弧切削刃方程绕工件坐标系 z 轴旋转而形成的回转方程. 刀具坐标系 $o'-x'y'z'$ 相对于工件坐标系 $o-xyz$ 在 x 和 y 方向分别具有偏移量 s 和 h . 图 1 (b) 中切削刃上任意一点的回转半径 R' 为

$$R' = \sqrt{x^2 + y^2} = \sqrt{x_1^2 + h^2} \quad (2)$$

结合式 (1) 和式 (2) 可得中心圆台的侧面方程为

$$\begin{cases} (\sqrt{x^2 + y^2 - h^2} - s)^2 + (z - R)^2 = R^2 \\ 0 \leq z \leq a_p \end{cases} \quad (3)$$

1.2 金刚石刀具后刀面方程

在单点金刚石车削中, 所用金刚石刀具后刀面为圆锥形后刀面, 其几何示意图如图2.

图2 金刚石刀具几何示意图

Fig. 2 Geometric schematic of diamond tool

根据图2的刀具几何形貌, 考虑实际加工中切削深度的限制, 后刀面在工件坐标系 $o-xyz$ 下的几何方程可通过坐标变换表示为

$$\begin{cases} (x - s)^2 + (z - R)^2 = \left(\frac{y - h + R \cot \delta}{\cot \delta} \right)^2 \\ -\sqrt{2Ra_p - a_p^2} \leq x - s \leq \sqrt{2Ra_p - a_p^2} \\ (-a_p \cot \delta + h) \leq y \leq h \end{cases} \quad (4)$$

其中, δ 为刀具后角.

1.3 刀具干涉区域模型建立

在实际加工中, 为达到所需的表面微纳结构, 通常需要对工件进行多层车削. 对于首层表面车削, 中心圆锥完全由中心圆台侧面与工具后刀面之间的接触干涉生成. 而对于多层车削, 上层车削所形成的中心圆锥可能首先会接触到刀具后刀面, 从而影响本层切削中刀具干涉状态, 进而改变刀具干涉的初始位置, 如图3. 可见, 当刀具存在刀高误差时, 会导致车削表面始终残留中心圆锥微结构特征, 该特征在 $o-xyz$ 坐标系中可表示为

$$\begin{cases} x^2 + y^2 = (h - (z - a_p) \cot \delta)^2 \\ a_p \leq z \leq h \tan \delta + a_p \end{cases} \quad (5)$$

图3 刀具与上层车削残留中心圆锥示意图

Fig. 3 Schematic of the relation between tool and residual center cone generated from upper layer turning

给定切削参量为 $h = 120 \mu\text{m}$ 、 $a_p = 10 \mu\text{m}$ 、 $\delta = 10^\circ$ 及 $R = 0.281 \text{ mm}$ 时, 计算得刀具后刀面与上层车削残留中心圆锥之间初始干涉点位置坐标为 $x = 86.76 \mu\text{m}$ 、 $y = 82.90 \mu\text{m}$, 而刀具后刀面与中心圆台侧面初始干涉位置坐标为 $x = 179.90 \mu\text{m}$ 、 $y = 120.00 \mu\text{m}$. 比较可得后者干涉初始位置离工件中心更远, 故刀具后刀面与中心圆台侧面先发生干涉, 再与上层车削所形成的中心圆锥发生2次干涉.

随着刀具以恒定速率从工件边缘进给到工件中心, 中心圆台的直径逐渐变小. 刀具后刀面会在刀具进给的某一位置与工件中心圆台侧面发生干涉. 对于刀具进给到任意处形成的工件中心圆台, 其截面圆半径随着中心圆台高度的增加逐渐减小, 而曲率逐渐增大, 即当 $a_{p3} < a_{p2} < a_{p1}$ 时, 工件中心圆台截面圆弦切角 $\alpha_3 < \alpha_2 < \alpha_1$, 如图4. 因此, 最大弦切角出现在中心圆台的顶圆平面内, 弦切角在顶圆平面内顶点坐标为 $(s - \sqrt{2Ra_p - a_p^2}, h, a_p)$. 顶圆平面内的弦切角可通过求其正切值进行计算, 即

$$\frac{\partial y}{\partial x} = -\frac{s - \sqrt{2Ra_p - a_p^2}}{h} \quad (6)$$

对于金刚石刀具而言, 随着切深的增加, 切深平面与刀具后刀面交线的曲率也相应变化. 如图4所示, 随着切深的增加 ($a_{p3} < a_{p2} < a_{p1}$), 刀具后刀面与中心圆台在切深平面交点处的弦切角 β 会越小 ($\beta_3 > \beta_2 > \beta_1$), 刀具后刀面最大弦切角出现在中心圆台顶面内. 当切深平面与中心圆台顶面重合时, 刀具后刀面与中心圆台顶面交点 $(s - \sqrt{2Ra_p - a_p^2}, h, a_p)$ 处交线弦切角 β 的正切值为

$$\frac{\partial y}{\partial x} = -\frac{\sqrt{R^2 - (a_p - R)^2}}{R \tan \beta} \quad (7)$$

由于 β 与 α 成负相关关系, 故可判断 $\alpha_1 = \beta_1$ 为刀具干涉发生的临界点, 刀具干涉最先出现在中心圆台顶圆平面内. 此外, α 随着刀具从工件边缘进给到工件中心越来越大, 而 β 在此过程中保持不变, 则刀具干涉临界点发生在 α 取值最大时.

联立式(6)和式(7), 便可求得刀具发生临界干涉时所处的水平位置为

$$i_s = \left(\frac{h}{R \tan \delta} + 1 \right) \sqrt{2Ra_p - a_p^2} \quad (8)$$

当刀具在车削过程中存在刀高误差 h 时, 刀具干涉区域半径为

图 4 中心圆台不同截面处刀具与工件干涉位置
Fig. 4 Interference location diagram of tool and workpiece at different sections of center circular table

$$r = \sqrt{(2Ra_p - a_p^2) \left(\frac{h}{R \tan \delta} + 1 \right)^2 + h^2} \quad (9)$$

由式(9)可见, 刀尖半径、刀具后角、切削深度及刀高误差将直接影响刀具干涉区域的范围。

2 试验验证与结果对比

2.1 试验设备及试验方案

本研究中工件的端面切削试验由 Nanotech 450UPL 单点金刚石车床完成, 试验搭建如图 5。加工工件通过夹具夹持后吸附在真空吸盘上, 金刚石刀具安装在 3 通道 Kistler 9017C 测力计上, 测力计通过夹具固定在可调刀座上。金刚石刀具在机床 y 轴方向的刀高误差通过机床附带可调刀座与千分表配合进行精确调节, 直接得到期望的刀高误差。为避免刀具水平方向误差对刀高误差的分析产生影响, 需在对刀过程中将其控制在 $0.1 \mu\text{m}$ 以内。

为探究加工过程参数与刀具干涉区域拓扑形貌之间的交互关系, 车削试验在不同加工过程参数及刀高误差下进行。表 1 为开展车削试验的加工过程参数, 采用金刚石刀具主要从刀具后角、刀尖圆弧半径、切削深度及进给速率对刀具干涉的影响展开。在完成对工件端面的切削后, 分别利用光学显

图 5 试验搭建图
Fig. 5 Experimental setup

微镜 (Leica DM 2700M) 和白光干涉仪 (Bruker GT-X) 测量工件表面, 观察工件表面因刀具干涉所引起的几何特征创成。

表 1 黄铜工件试验切削参数

Table 1 Cutting conditions used in experiment

加工过程参数	参数值
刀具前角/(°)	0
刀具后角/(°)	5、10、15
刀尖圆弧半径/mm	0.10、0.25、0.50、0.75、1.00
切削深度/ μm	1~20
进给速率/($\mu\text{m} \cdot \text{r}^{-1}$)	5、10、20、30

2.2 工件中心刀具干涉分析

在单点金刚石车削过程中, 当刀具进给轨迹低于工件回转中心 ($h < 0$) 时, 由于切削刃无法完成对工件中心部分的切削将在工件表面残留中心圆柱, 如图 6 (a); 刀具进给轨迹高于工件回转中心 ($h > 0$) 时, 将在工件表面残留中心圆锥, 如图 6 (b)。由白光干涉仪的测量结果可知, 当工件表面形成中心圆锥时, 在其周围会形成圆台状凸起的干涉区域, 而中心圆柱周围却无类似的干涉区域。

2.3 加工过程参数对干涉区域形貌的影响

图 7 为不同切削深度与进给速度下的刀具干涉区域示意图。由图 7 (a) 可见, 从凸状干涉圆台边缘到中心圆锥底圆, 其截面曲线可划分为 4 个曲线段, 记为 S_1 、 S_2 、 S_3 和 S_4 。其中, S_1 和 S_3 较为平缓, 而 S_2 和 S_4 曲线斜率较大, 大斜率截面曲线的形成是由于金刚石刀具在干涉作用下, 在该段切削区域经历被动抬升, 因此, S_2 和 S_4 曲线可以反映刀具干涉作用力幅值与方向的变化情况。

从 S_1 曲线刀具干涉开始到 S_2 刀具被动抬升, 干涉作用力有一个明显增加的过程, 可认为刀具的

图6 中心圆柱与中心圆锥形成示意图及三维形貌
Fig. 6 Schematic diagrams and 3D topography of center cylinder and cone

图7 不同加工过程参数下刀具干涉区域图
Fig. 7 Tool interference area diagrams under different processing parameters

被动抬升作用力有一个阈值. 当干涉作用力垂直加工表面的分力大于该阈值时, 刀具被动抬升从而形成干涉圆台; 反之, 即使刀具发生了干涉, 因干涉作用力小于刀具抬升阈值, 也无法使金刚石刀具抬升而形成干涉圆台. 当改变切削深度与刀尖半径时, 中心圆锥周围的干涉圆台形貌变成凹状干涉圆台, 如图7(b). 从凹状干涉圆台边缘到中心圆锥底圆, 凹状干涉圆台的截面曲线只划分为 S_1 和 S_2 段, 并无平滑过渡的干涉曲线段, 证明凸状或凹状干涉圆台的形成与加工过程参数有关.

2.4 理论与试验结果对比

为研究刀高误差、切削深度、刀具半径和刀具后角对刀具干涉的影响, 设置如下试验, 参数如表2.

图8为不同刀尖半径、刀具后角、切削深度和刀高误差等加工过程参数作用下, 刀具干涉区域半径理论值和试验值比较. 如试验1与试验2、试验3、试验4相比较, 当分别增加刀高误差、切削深度及刀具半径时, 刀具干涉区域均增大; 试验4与

试验5为改变刀具后角时, 刀具干涉区域随着刀具后角的减小而增加. 同时, 刀具干涉区域理论值均略大于试验值且最大相对误差为6.71%. 结果表明, 刀具干涉过程中存在干涉作用力阈值, 只有当刀具所受的干涉作用力大于刀具抬升阈值时, 刀具才会被抬起并形成干涉区域.

表2 试验切削参数
Table 2 Experimental cutting parameters

切削过程参数	试验1	试验2	试验3	试验4	试验5
刀具后角/(°)	15	15	15	15	5
刀尖半径/mm	0.5	0.5	0.5	1.0	1.0
切削深度/ μm	6	6	12	6	6
刀高误差/ μm	40	100	40	40	40

图8 刀具干涉区域半径理论值与试验值对比图
Fig. 8 Comparison of theoretical and experimental values of tool interference area radius

3 基于切削力的刀高误差表征

3.1 中心刀具干涉与切削力分析

刀具干涉区域是在刀具后刀面与中心圆台之间干涉力作用下, 由刀具的被动抬升所形成. 试验研究发现, 刀具干涉作用力与刀具干涉区域拓扑形貌之间存在密切联系. 因此, 可通过监测切削力实现刀高误差的在线辨识.

图9为中心圆柱和中心圆锥形貌及与之对应切削力形态. 由图9(a)可见, 当工件表面形成中心圆柱时, 切削力在切削行程中无明显突变; 而当工件表面形成中心圆锥时, 切削力在切削行程末端有显著突变, 呈力脉冲形式. 由图9(b)和(c)可见, 当 h 从 $29.84 \mu\text{m}$ 变为 $49.91 \mu\text{m}$ 时, 切削力的3个分量力脉冲幅值均有较大增幅. 因此, 在中心圆锥形成过程中, 刀具后刀面对工件材料挤压而产生刀具干涉, 从而在切削行程末端产生脉冲形式的干涉

图 9 不同刀高误差下的切削力

Fig. 9 Cutting force under different tool height errors

图 10 不同刀高误差下干涉作用力形态

Fig. 10 Interference force shapes under different tool height errors

3.2 切削力 F_x 分量的拟合

图 11 为刀具干涉区域投影图。由图 11 (a) 可见, 刀具与工件的干涉位置最先发生在中心圆台顶面与刀具切削刃相交的点处, 随着刀具的持续进给, 干涉边界一方面会在中心圆台顶面内沿刀具后刀面方向迁移, 另一方面会沿着切削刃向圆锥底部迁移。由于在干涉过程中切削力分量 F_x 的变化最明显, 抗误差干扰能力最强, 故利用 F_x 与干涉区域形貌之间的映射关系表征刀高误差。由图 11 可见, 干涉区域在 xoy 平面的投影为封闭曲面 ABC 。

<http://journal.szu.edu.cn>

作用力。干涉作用力与刀高误差关系密切, 刀高误差越大, 干涉作用力幅值也越大。

图 10 为不同刀高误差下刀具干涉过程中的干涉作用力形态。由图 10 (a) 可见, 在中心圆柱形成过程中, 切削行程末端未发现脉冲状切削力; 而在中心圆锥形成时, 随着刀高误差的增加, 其 3 个方向上的切削力分量均有很大增加, 其中, F_x 的幅值改变最明显, 代表了干涉作用力的敏感方向。表 3 比较了 $h = 29.84 \mu\text{m}$ 及 $h = 49.91 \mu\text{m}$ 时的切削力幅度, $h = 49.91 \mu\text{m}$ 处的干涉作用力分量 F_x , F_y 和 F_z 均大于 $h = 29.84 \mu\text{m}$ 处的干涉作用力分量, 且这两处刀高误差下各干涉作用力分量的比值 ($F_{49.91}/F_{29.84}$) 分别为 2.15、2.05 及 2.26, 稳定在 2.1 左右, 证明干涉作用力于各个方向上的分量的变化趋势也基本相同。

表 3 不同刀高误差下的干涉作用力幅值
Table 3 The amplitude of interference force under different tool height errors

$h/\mu\text{m}$	F_x/N	F_y/N	F_z/N	F_x/F_y	F_x/F_z	F_y/F_z
29.84	0.96	-0.20	-0.23	-4.80	-4.17	0.87
49.91	2.06	-0.41	-0.52	-5.02	-3.96	0.79

因封闭曲面 ABC 的 BC 边长度较短, 可近似为直线, 故可将封闭曲面 ABC 简化为三角形 ABC 。

点 A 为中心圆台顶面与刀具前刀面相交点, 其位于切削刃上, 则其 x 轴坐标为

$$x_A = \begin{cases} s - \sqrt{2Ra_p - a_p^2}, & \sqrt{2Ra_p - a_p^2} \leq s \leq i_s \\ 0, & 0 \leq s \leq \sqrt{2Ra_p - a_p^2} \end{cases} \quad (10)$$

由图 11 (b) 可见, 点 B 为干涉点向下迁移的边界点。对于 xoy 截面与刀具后刀面交线的斜率为

图 11 刀具干涉区域投影图

Fig. 11 Projection of tool interference area

$$\frac{\partial y}{\partial x} = \frac{(x-s)\cot^2\delta}{y-h+R\tan\delta} \quad (11)$$

因点 B 在切削刃上, 其 y 值恒为 h . 同时, 对于刀具后刀面和中心圆台, 两者干涉点处斜率相等, 代入式(11)可得

$$-\frac{x}{h} = \frac{x-s}{R\tan\delta} \quad (12)$$

求解式(12)可得到点 B 的 x 轴坐标为 $x_B = \frac{sh}{R\tan\delta + h}$. 点 C 为中心圆台顶面圆与刀具后刀面的交点, 其坐标点 (x_c, y_c, z_c) 为

$$\begin{cases} (x_c - s)^2 + (z_c - R)^2 = \left(\frac{y_c - h + R\tan\delta}{\cot\delta} \right)^2 \\ \frac{s - x_c}{(y_c - h + R\tan\delta)\tan\delta^2} = \frac{x_c}{y_c} \\ z_c = a_p \end{cases} \quad (13)$$

将三角形 ABC 的面积带入下式, 便可计算干涉作用力幅值为

$$F_x = \begin{cases} K \left(\frac{-sR\tan\delta}{R\tan\delta + h} + c \right) \left(\frac{h - y_c}{2} \right), & c \leq s \leq i_s \\ \frac{Ksh}{R\tan\delta + h} \left(\frac{h - y_c}{2} \right), & 0 \leq s \leq c \end{cases} \quad (14)$$

其中, $c = \sqrt{2Ra_p - a_p^2}$; K 通过标定获得, $K =$

$9.2 \times 10^9 \text{ N/m}^2$.

用时间 t 替换式(14) 中的水平距离 s , 可得到干涉作用力随时间变化的表达式为

$$F_x = \begin{cases} K \left[\frac{(tf_r - i_s)R\tan\delta}{R\tan\delta + h} + c \right] \left(\frac{h - y_c}{2} \right), & \frac{c}{f_r} \leq t \leq \frac{i_s}{f_r} \\ \frac{Kh(i_s - tf_r)}{R\tan\delta + h} \left(\frac{h - y_c}{2} \right), & 0 \leq t \leq \frac{c}{f_r} \end{cases} \quad (15)$$

其中, f_r 为刀具的进给速率.

图 12 为在相同切削参量下 (刀尖半径为 0.5 mm 、刀具后角为 15° 、切削深度为 $10 \text{ } \mu\text{m}$ 及刀高误差为 $49.91 \text{ } \mu\text{m}$), F_x 随时间变化的模拟值与试验值对比结果. 可见, 随着刀具的持续进给, 刀具干涉作用力先增加后减小.

图 12 干涉作用力分量 F_x 的模拟值与试验值对比图Fig. 12 Comparison of simulated and experimental values of interference force F_x

对比不同刀高误差下 (刀尖半径为 0.5 mm 、刀具后角为 15° 及切削深度为 $10 \text{ } \mu\text{m}$) 刀具干涉作用力分量 F_x 的模拟值与试验值, 如图 13. 随着刀

图 13 不同刀高误差下切削力分量 F_x 幅值Fig. 13 The amplitude of the cutting force F_x under different tool height errors

高误差的增加, F_x 分量的模拟值与试验值都相应地趋于线性增加, 且两值在增加过程中吻合较好, 证明利用干涉作用力进行刀高误差表征方法可行. 因此, 加工中可通过监测车削行程中的切削力, 无需拆卸工件即可将刀高误差值控制在极小范围内.

结 语

本研究根据工件与刀具之间的切削运动学关系建立刀具干涉区域的几何计算模型, 系统讨论刀具干涉的演化生成机理, 利用刀具与工件之间挤压面积的变化推导刀具干涉行程中力学特征模型. 结合试验分析比较发现, 因刀具抬升阈值的存在, 刀具干涉区域理论值均略大于试验值, 且该几何计算模型的最大相对误差为 6.71%; 通过对刀具干涉行程中切削力的监测可实现刀高误差的在线辨识, 将极大提升单点金刚石车削加工的效率, 也为实现智能化加工提供理论基础.

基金项目: 广东省自然科学基金资助项目 (2017A030313295); 深圳市孔雀技术创新计划资助项目 (KQJSCX20170727101318462)

作者简介: 戴玉琦 (1995—), 深圳大学硕士研究生. 研究方向: 超精密加工技术. E-mail: daiyuqi2017@email.szu.edu.cn

引 文: 戴玉琦, 张国庆, 周梦华. 金刚石车削刀高误差下表面特征及力学表现[J]. 深圳大学学报理工版, 2020, 37(5): 543-550.

参考文献 / References:

- [1] TAUHIDUZZAMAN M, VELDHUIS S C. Effect of material microstructure and tool geometry on surface generation in single point diamond turning [J]. Precision Engineering, 2014, 38(3): 481-491.
- [2] 陈增源, 李莉华, 李荣彬, 等. 基于超精密复眼加工的光场成像研究[J]. 机械工程学报, 2016, 52(17): 50-57.
CHEN Zengyuan, LI Lihua, LI Rongbin, et al. Research on light field imaging based on compound eye ultra-precision machining [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52(17): 50-57. (in Chinese)
- [3] XIONG Yupeng, DAI Yifang, CHEN Shanyong, et al. Design and experimental demonstration of coaxially folded all-reflective imaging system [J]. Current Optics and Photonics, 2019, 3(3): 227-235.
- [4] 梁迎春, 陈国达, 孙雅洲, 等. 超精密机床研究现状与展望[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2014, 46(5): 28-39.
LIANG Yingchun, CHEN Guoda, SUN Yazhou, et al. Research status and outlook of ultra-precision machine tool [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2014, 46(5): 28-39. (in Chinese)
- [5] HE C L, ZONG W J, CAO Z M, et al. Theoretical and empirical coupled modeling on the surface roughness in diamond turning [J]. Materials & Design, 2015, 85(2): 216-222.
- [6] LUO Xuan, XIE Fugui, LIU Xinjun, et al. Error modeling and sensitivity analysis of a novel 5-degree-of-freedom parallel kinematic machine tool [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2019, 233(6): 1637-1652.
- [7] 黄昆涛, 房丰洲, 宫 虎. 超精密车削表面微观形貌对光学特性的影响[J]. 光学精密工程, 2013, 21(1): 101-107.
HUANG Kuntao, FANG Fengzhou, GONG Hu. Effect of surface microscopic topology generated by ultra-precision turning on optical characteristics [J]. Optics and Precision Engineering, 2013, 21(1): 101-107. (in Chinese)
- [8] XIAO Huapan, LIANG Rongguang, SPIRES O, et al. Evaluation of surface and subsurface damages for diamond turning of ZnSe crystal [J]. Optics Express, 2019, 27(20): 28364-28382.
- [9] ZHANG Shaojian, TO S, WANG Haitao. A theoretical and experimental investigation into five-DOF dynamic characteristics of an aerostatic bearing spindle in ultra-precision diamond turning [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2013, 71(8): 1-10.
- [10] KHIM G, OH J S, PARK C H. Analysis of 5-DOF motion errors influenced by the guide rails of an aerostatic linear motion stage [J]. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 2014, 15(2): 283-290.
- [11] WANG H, TO S, CHAN C Y. Investigation on the influence of tool-tip vibration on surface roughness and its representative measurement in ultra-precision diamond turning [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2013, 69(3): 20-29.
- [12] ABDULSHAHED A M, LONGSTAFF A P, FLETCHER S. The application of ANFIS prediction models for thermal error compensation on CNC machine tools [J]. Applied Soft Computing, 2015, 27(7): 158-168.
- [13] LEE W B, CHEUNG C F, CHIU W M, et al. An investigation of residual form error compensation in the ultra-precision machining of aspheric surfaces [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2000, 99(1/2/3): 129-134.

【中文责编: 方 圆; 英文责编: 溯 心】