

文章编号 1004-924X(2024)14-2211-14

刀具磨损和变摩擦系数对切削力的影响

郅吉才^{1,2*}, 段云乾^{1,2}, 李 新¹, 刘石安¹, ARDASHEV Dmitrii Valerievich³

(1. 河南理工大学 机械与动力工程学院, 河南 焦作 454003;

2. 河南省先进电子封装材料精密成形国际联合实验室, 河南 焦作 454003;

3. 南乌拉尔国立大学, 俄罗斯 车里雅宾斯克 454080)

摘要: 刀具磨损和摩擦系数对切削力、表面质量有显著影响。为进一步研究刀具磨损和摩擦系数对切削力的影响规律, 提出了同时考虑刀具磨损和变摩擦系数的切削力模型。首先分析了刀具磨损对刃口半径的影响规律, 指出随刀具磨损增加, 刃口半径增加; 其次明确了刀具磨损及刃口半径对最小切削厚度的影响规律, 认为最小切削厚度随刀具磨损、刃口半径的增加而增加。进一步用单晶金刚石刀具切削铝合金, 并在切削深度、进给速度、刀具刃口半径、刀具磨损宽度以及恒定摩擦系数与变摩擦系数等方面进行了对比。研究表明, 随切削深度、进给速度增加, 法向切削力与切向切削力增加; 随刃口半径从 150 nm 增加到 450 nm, 切向力增加了 1.13 倍, 法向力增加了 2.12 倍; 随刀具磨损宽度从 0 增加到 0.55 μm , 切向力增加了 1 倍, 法向力增加了约 7 倍; 恒定摩擦系数切削力最大误差高达 41%, 变摩擦系数切削力最大误差在 11% 以内。因此, 同时考虑了刀具磨损与变摩擦系数的切削模型与实际切削过程更加吻合。

关键词: 切削力模型; 刀具磨损; 变摩擦系数; 金刚石刀具

中图分类号: TG580 **文献标识码:** A **doi:** 10.37188/OPE.20243214.2211

Effect of tool wear and variable friction coefficient on cutting force

KUAI Jicai^{1,2*}, DUAN Yunqian^{1,2}, LI Xin¹, LIU Shian¹, ARDASHEV Dmitrii Valerievich³

(1. Henan Polytechnic University, School of Mechanical and Power Engineering,
Jiaozuo 454003, China;

2. Henan International Joint Laboratory of Advanced Electronic Packaging Materials Precision
Forming, Jiaozuo 454003, China;

3. South Ural State University, Department of Automation Engineering,
Chelyabinsk 454080, Russia)

* Corresponding author, E-mail: hitgjc@163.com

Abstract: Tool wear and friction coefficients have a big impact on the cutting force and surface quality. To study the effect of tool wear and friction coefficients on cutting force, an cutting force model was developed, taking into account tool wear and variable friction coefficients. First, the edge radius for worn tool was looked at. It was shown that the edge radius gets bigger as the tool wears down. Next, the minimum cutting thickness for worn tool was explained. It was thought that the minimum cutting thickness gets big-

收稿日期: 2024-03-10; 修订日期: 2024-04-26.

基金项目: 国家自然科学基金项目 (No. 51475147); 河南省攻关项目 (No. 222102520003); 俄罗斯联邦科学与高教部项目 (No. FENU-2020-0020)

ger as tool wear and edge radius get bigger. Lastly, the cutting of Al alloy was researched by single crystal diamond tool, and compared the variations in cutting force with respect to cutting depth, feed speed, tool edge radius, tool wear width, and constant and variable friction coefficients. It was shown that the normal and tangential cutting forces increase with increasing depth of cut and feed rate. When the edge radius went from 150 nm to 450 nm, the tangential force went up by 1.13 times and the normal force went up by 2.12 times. When the tool wear width went from 0 to 0.55 μm , the tangential force went up by 1 time and the normal force went up by about 7 times, and the constant friction coefficient model has a maximum error in cutting force of 41%, whereas the variable friction coefficient model has a maximum error within 11%. Hence, the cutting model, which accounts for both tool wear and changing friction coefficients, aligns more closely with the real cutting process.

Key words: cutting force model; variable friction coefficient; tool wear; diamond tool

1 引言

金刚石刀具超精密切削技术广泛用于透镜、反射镜等光学元件制造^[1-2],在航空、航天、激光武器、导弹等军工领域,以及相机、手机、精密仪器仪表等民用领域有极其重要的地位。超精密切削是刀具-工件相互作用的力热耦合过程,常常伴随切削力、切削热、切削振动,以及摩擦、磨损等现象,切削力与切削热、切削振动,以及摩擦磨损密切相关,因而众多研究者对切削力进行了广泛的研究,提出了许多研究模型。早在 1945 年,Merchant M. E. 提出了著名的 Merchant 模型^[3],描述了稳态切削过程中锋利刀具的切削力,该模型至今仍在被广泛应用。随后, Abebe M., Shi T., Kudo H., Kopalinsky E. M. 等陆续提出滑移线场理论^[4-6],一些研究者 Jin X., Johnson W., Rebaioli L., Waldorf D. J. 等基于此理论相继提出了滑移线场切削力模型^[7-9]。上述模型显著特点是没有考虑刀屑之间的接触摩擦特性,以及切削过程中刀具磨损的影响。

后续一些研究者基于变摩擦系数理论,提出了一些变摩擦系数切削力模型。Arrazola P. J. 利用有限元计算切削力,发现传统恒定摩擦系数计算结果偏离实验结果高达 50% 以上,而利用变摩擦系数计算结果则取得较好的一致性^[10]。Mane S. 等研究了钛合金 Ti-6Al-4V 的切削力和热分配,采用变摩擦系数使得理论误差由 22% 降低到 13%^[11]。O'zel T. 研究了不同摩擦模型的低碳钢切削行为,研究显示,变摩擦系数模型计算结果和实测结果更加接近^[12]。李晓晨等提出

了变摩擦因数的铣削力预测模型,理论计算结果与实验结果有较好的一致性^[13]。张程焱等提出局部摩擦系数理论,并分别建立前刀面、刃口圆弧、后刀面切削力预测模型,计算结果与实测结果基本吻合^[14]。

另一些研究者针对刀具磨损对切削力的影响进行了研究。谭云成等考虑了刀具后刀面磨损的情况,建立了钝刀的切削力模型,该模型较好地反映了切削力随刀具磨损的变化规律,是著名的 Merchant 模型的特例^[15]。景岗、张宝金等把刀具磨损宽度 VB 引入传统刀具磨损指数模型,建立了钝刀的切削力模型,该模型在实验参数范围内和实际数据吻合较好^[16-17]。Huang Y. 等研究了 CBN 刀具切削力模型,模型理论计算结果与实测结果匹配较好^[18]。Smithey D. W. 等建立了考虑刀具磨损的切削力模型^[19-20], Li K. M. 等在 Smithey D. W. 的研究基础上,建立了干切削情况下切削力模型,模型理论预测与实验结果的误差为切向力 14%,轴向力 21%,径向力 30%^[21]。

上述研究基于传统切削理论,从变摩擦系数和刀具磨损视角提出了一些切削力模型,对于金刚石刀具,则更多是基于传统切削理论的拓展。Wu L. 等利用全连接神经网络建立金刚石刀具磨损模型,切削力模型,研究了无磨损、轻微磨损情况下切削力,预测精度为 85%^[22]。HUANG P. 等建立了金刚石刀具切削铝合金的切削力模型,考虑了刃口半径的影响,理论计算与实际吻合较好^[23]。另有一些研究者针对典型材料 KDP 晶体^[24]、铝基复合材料^[25]、单晶材料^[26]等建立切

削力模型,也有一些研究者针对典型应用技术,如快刀慢刀伺服切削技术^[27]、微切削技术^[28]等建立切削力模型。由于金刚石刀具硬度极高,耐磨性极高,对于有色金属等塑性材料,切削路程长达几十公里,而刀具几乎不磨损或轻微磨损,摩擦系数几乎不发生变化,因而对钝化金刚石刀具的切削力模型及变摩擦系数情况下的切削力模型的研究极少。

综上所述,对于普通刀具,在摩擦系数、刀具磨损对切削力的影响这一领域研究者做了许多研究。对于金刚石刀具,摩擦系数、刀具磨损等对切削力的共同影响规律的研究极少。基于此,文章在分析了切削过程中刀具磨损与刃口半径、最小切削厚度的关系的基础上,建立了切削力模型,讨论了金刚石刀具磨损、变摩擦系数、刃口半径对切削力的影响,实测了金刚石刀具切削铝合金的切削力,并与模型计算结果进行了分析比较。

2 切削力模型

2.1 未钝化刀具的切削力

СИЛИН С. С. 未考虑刀尖圆弧和后刀面的影响,提出了锋锐刀具切削力,图1为锋锐刀具前刀面的受力分析^[29]。图1所示前刀面受力为切向力 F_f 和法向力 F_n ,两者合力为成屑力 F_r ,由材料力学可知, F_r 和剪切面 AB 呈 45° 角, F_r 沿剪切面的分力为 F_s , F_r 沿水平方向和垂直方向的分力为 F_z, F_y 。由图1几何关系可得, F_r 与 F_z 的夹角为

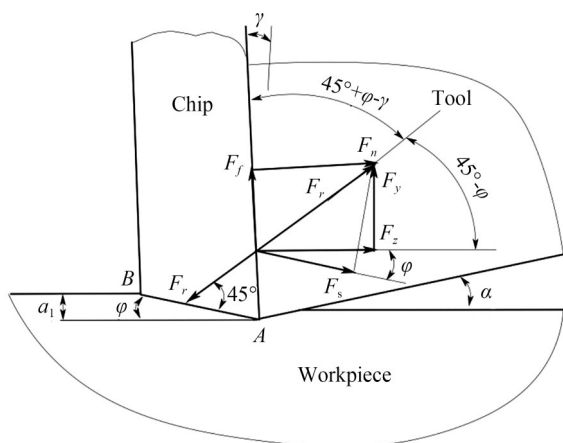


图1 锋锐刀具切削力

Fig. 1 Cutting force of the sharp tool

$45^\circ - \varphi$, F_r 与 F_y 的夹角为 $45^\circ + (\varphi - \gamma)$, F_z 与 F_s 的夹角为 φ 。

根据以下公式确定剪切面上剪切力 F_s :

$$F_s = \tau_p \frac{a_1 b_1}{\sin \varphi}, \quad (1)$$

式中: τ_p 为剪切强度,MPa; a_1 为切削厚度,mm; b_1 为切削宽度,mm; φ 为剪切角。

成屑力 F_r 可以记为:

$$F_r = \sqrt{2} F_s = \sqrt{2} \tau_p \frac{a_1 b_1}{\sin \varphi}. \quad (2)$$

成屑力 F_r 的切向与径向分量 F_z, F_y :

$$F_z = F_r \cos\left(\frac{\pi}{4} - \varphi\right) = \frac{F_r}{\sqrt{2}} (\cos \varphi + \sin \varphi), \quad (3)$$

$$F_y = F_r \sin\left(\frac{\pi}{4} - \varphi\right) = \frac{F_r}{\sqrt{2}} (\cos \varphi - \sin \varphi) \quad (4)$$

把式(2)代入式(3)和式(4),可得:

$$F_z = \tau_p a_1 b_1 \left(1 + \frac{1}{B}\right), \quad (5)$$

$$F_y = \tau_p a_1 b_1 \left(\frac{1}{B} - 1\right), \quad (6)$$

式中, $B = \tan \varphi$ 。

2.2 考虑刃口圆弧及刀具磨损增加的切削力

考虑刃口圆弧及后刀面磨损的切削力模型如图2所示,可以分为AE,EP,PD三段,A为中性点,中性点以上的切削部分形成切屑,沿前刀面流出,中性点以下的部分被刃口圆弧及后刀面挤压,形成已加工表面。AE为刃口圆弧段中性点以下部分;EP为后刀面磨损部分,其磨损宽度

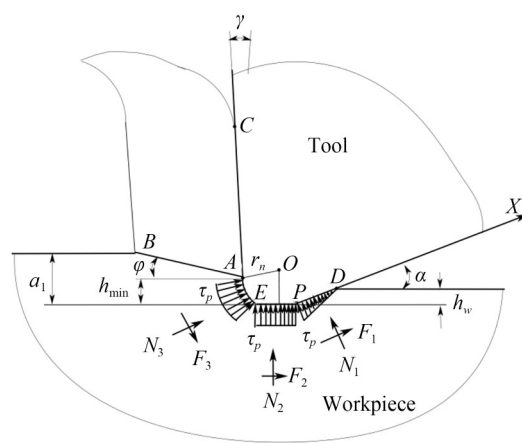


图2 钝化刀具切削力

Fig. 2 Cutting force of the worn tool

用 $\overline{VB}$ 表示;PD 为已加工表面弹性回复,和后刀面发生摩擦的区域。

2.2.1 PD 段切削力

(1) PD 段长度的确定

PD 段变形前高度为 $h_{\min}$, 变形后高度为 h_w , 则此时的变形系数 ξ 为:

$$\xi = \frac{h_{\min}}{h_w} = \frac{\cos(\varphi - \gamma)}{\sin \varphi} = \frac{\cos \gamma + B \sin \gamma}{B}, \quad (7)$$

式中: $h_{\min}$ 为最小切削厚度, mm; h_w 为弹性回复高度, mm; γ 为前角。

由参考文献^[29-30], 在极小切削厚度情况下, 近似认为中性角 $\theta \approx \varphi$, 因而有:

$$h_{\min} = r_n(1 - \cos \theta) \Rightarrow h_{\min} = r_n \left(1 - \cos \varphi \right) = r_n \left(1 - \frac{1}{\sqrt{1+B^2}} \right), \quad (8)$$

式中: r_n 为刃口半径, mm。

由式(7), 式(8)可得:

$$h_w = \frac{r_n \left(1 - \frac{1}{\sqrt{1+B^2}} \right) B}{\cos \gamma + B \sin \gamma}. \quad (9)$$

由图示几何关系, 可得 PD 段长度:

$$\overline{PD} = \frac{h_w}{\sin \alpha}. \quad (10)$$

(2) PD 段剪切应力

PD 段剪切应力满足 P 点应力 $\tau = \tau_p$, D 点应力 $\tau = 0$ 的条件, 可以描述为以下函数:

$$\tau = \tau_p \left(1 - \frac{x}{\overline{PD}} \right). \quad (11)$$

此式的平均应力为 $\bar{\tau} = 0.5\tau_p$ 。

因此由后刀面弹性变形 PD 段引起的增加的摩擦力和法向力可以描述为:

$$F_1 = \bar{\tau} b \overline{PD} = 0.5\tau_p b \overline{PD}, \quad (12)$$

式中: F_1 为后刀面 PD 段摩擦力; b 为参与切削的切削刃总长度; $\overline{PD}$ 为后刀面弹性变形宽度。

$$N_1 = \frac{F_1}{\mu_1} = \frac{0.5\tau_p b \overline{PD}}{\mu_1}, \quad (13)$$

式中: N_1 为后刀面 PD 段法向力; μ_1 为后刀面摩擦系数。

把后刀面受到的摩擦力 F_1 和法向力 N_1 在水平和垂直方向进行分解, 可得到 PD 段的水平分

量和垂直分量:

$$F_{1H} = 0.5\tau_p b h_w \left(\cot \alpha - \frac{1}{\mu_1} \right), \quad (14)$$

$$N_{1V} = 0.5\tau_p b h_w \left(1 + \frac{1}{\mu_1 \cot \alpha} \right), \quad (15)$$

式中: F_{1H} 为后刀面受力 F_1, N_1 的水平分量, N_{1V} 为后刀面受力 F_1, N_1 的垂直分量。

2.2.2 EP 段切削力

EP 段为刀具后刀面磨损部分, 刀具磨损宽度为 $\overline{VB}$, 此阶段发生塑性变形, 应力达到剪切强度 τ_p , 水平摩擦力和垂直方向压力可以表示为:

$$F_{2H} = F_2 = \tau_p b \overline{VB}, \quad (16)$$

$$N_{2V} = N_2 = \frac{F_2}{\mu_1} = \frac{\tau_p b \overline{VB}}{\mu_1}, \quad (17)$$

式中: F_2, N_2 为刀具后刀面 EP 段切向力和法向力; F_{2H}, N_{2V} 为刀具后刀面 EP 段水平分力和垂直分力; $\overline{VB}$ 为后刀面磨损带宽度。

2.2.3 AE 圆弧段切削力

AE 圆弧段为中性点以下圆弧切削刃段, 挤压 $h_{\min}$ 部分, 发生塑性变形, 形成已加工表面, 此阶段应力达到剪切强度 τ_p 。

对任一微元 $d\theta$, 对应的微力 dF_3, dN_3 为:

$$dF_3 = \tau_p b r_n d\theta, \quad (18)$$

$$dN_3 = \frac{\tau_p b r_n d\theta}{\mu_1}, \quad (19)$$

式中: dF_3, dN_3 , AE 圆弧微元 $d\theta$ 段的摩擦力和法向力;

则微力的水平和垂直分量为:

$$dF_{3H} = \tau_p b r_n \left(\frac{\sin \theta}{\mu_1} + \cos \theta \right) d\theta, \quad (20)$$

$$dN_{3V} = \tau_p b r_n \left(\frac{\cos \theta}{\mu_1} - \sin \theta \right) d\theta, \quad (21)$$

式中: dF_{3H}, dN_{3V} 为微元 $d\theta$ 的微力 dF_3, dN_3 的水平和垂直分力, θ 为中性角。

在 $0 \sim \theta$ 上积分, 得整个切削刃圆弧的水平分力和垂直分力为:

$$F_{3H} = \tau_p b r_n \left(\sin \theta - \frac{\cos \theta}{\mu_1} + \frac{1}{\mu_1} \right), \quad (22)$$

$$N_{3V} = \tau_p b r_n \left(\frac{\sin \theta}{\mu_1} + \cos \theta - 1 \right), \quad (23)$$

式中: F_{3H} , N_{3V} 为 AE 圆弧部分受力的水平分力和垂直分力。

2.3 钝化刀具切削力模型

由以上 PD, EP, AE 的切削力, 可以得到考虑刃口圆弧及后刀面磨损增加的切削力, 则可得切削力模型:

切向力:

$$\begin{aligned} F_T = F_z + F_{1H} + F_{2H} + F_{3H} = \\ \tau_p a_1 b_1 \left(1 + \frac{1}{B} \right) + 0.5 \tau_p b h_w \left(\cot \alpha - \frac{1}{\mu_1} \right) + \\ \tau_p b \sqrt{VB} + \tau_p b r_n \left(\sin \theta - \frac{\cos \theta}{\mu_1} + \frac{1}{\mu_1} \right). \end{aligned} \quad (24)$$

法向力:

$$\begin{aligned} F_C = F_y + N_{1V} + N_{2V} + N_{3V} = \tau_p a_1 b_1 \left(\frac{1}{B} - 1 \right) + \\ 0.5 \tau_p b h_w \left(1 + \frac{1}{\mu_1 \cot \alpha} \right) + \frac{\tau_p b \sqrt{VB}}{\mu_1} + \\ \tau_p b r_n \left(\frac{\sin \theta}{\mu_1} + \cos \theta - 1 \right), \end{aligned} \quad (25)$$

式中, F_T , F_C 为总的切向力和法向力。

3 实验设备方法与模型参数

3.1 实验设备与材料

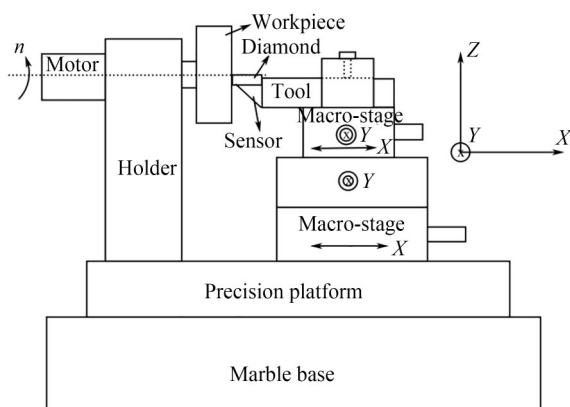
SBT970 测力仪 (广州斯巴拓电子科技有限公司

公司)、自行搭建的金刚石刀具切削力测试实验台, 如图 3 所示, 图 3(a) 为实验平台各轴的运动关系, 图 3(b) 为实验平台及软件, 图 3(c) 为切削刀具局部及测力传感器局部视图, 图 3(d) 为集成了数据采集、AD/DA 转换的测力仪, 图 3(e) 为测力软件窗口。

为保证平台刚度及稳定性, 实验平台整体以精密平板为支撑, 以大理石为底座。主轴采用电主轴, 运动精度为径向跳动 0.001 mm, 端面跳动 0.001 mm; 进给轴采用粗进给和精进给相结合的方式, 粗进给采用手动进给, X, Y 轴进给精度 0.02 mm, 精进给采用步进电机 + 滚珠丝杠驱动, X, Y 轴进给精度 0.001 mm。

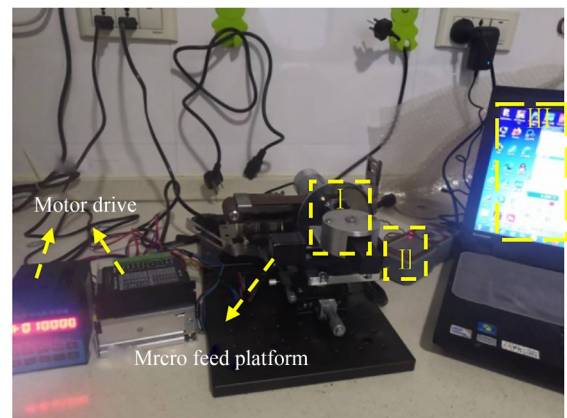
测力仪的量程为 0~2 N, 精度为 0.01 N, 为保证测力准确性, 避免偶然误差影响, 每个数据测 5 次, 对每次测量取最大值, 再对 5 次测量的结果取平均值作为实验结果。

单晶金刚石刀具 (郑州市钻石精密制造有限公司), 如图 4 所示, 图 4(a) 为单晶金刚石刀具产品光学照片, 图 4(b) 为 SEM 显微镜测得金刚石刀具刃圆弧微观形貌, 图 4(c) 为刃口截面微观轮廓, 可见刃口微观轮廓上有很多细小的十几 nm 的锯齿, 对其进行最小二乘拟合, 求得测得的刃口半径约 150 nm; 图 4(d) 为切削刃 SEM 照片。利用超景深显微镜测量刀具磨损宽度 $\sqrt{VB}$, 利用 SEM 扫描电镜测量刀具微观形貌及刃口半径, 试件为铝合金 6061 ($\varphi 80 \times 3$ mm)。



(a) 实验平台轴运动关系

(a) Motion relationship of spindle and feed axis



(b) 实验平台及软件

(b) Experimental equipment

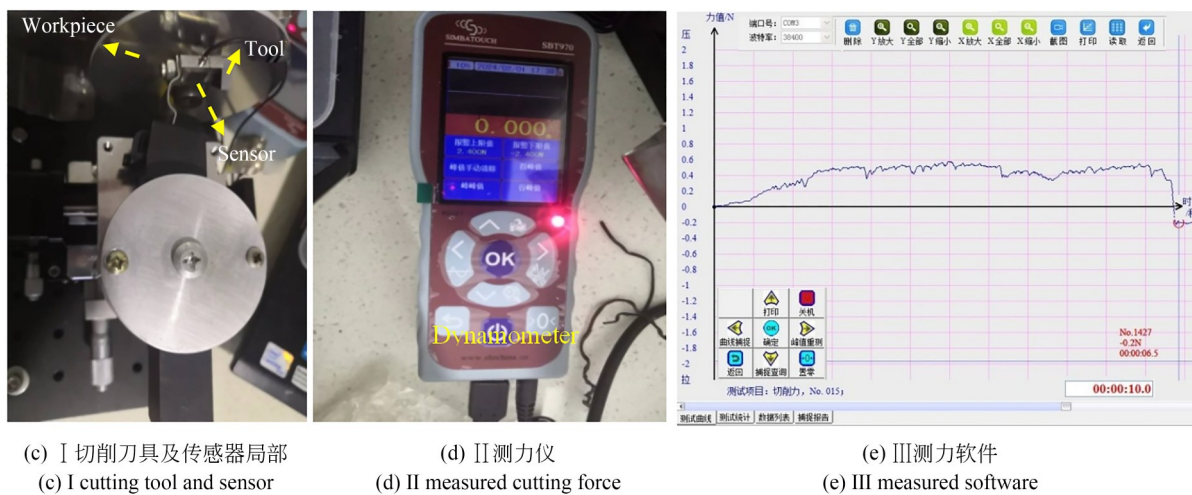


图 3 切削测力实验平台

Fig. 3 Experimental equipment for measured cutting force

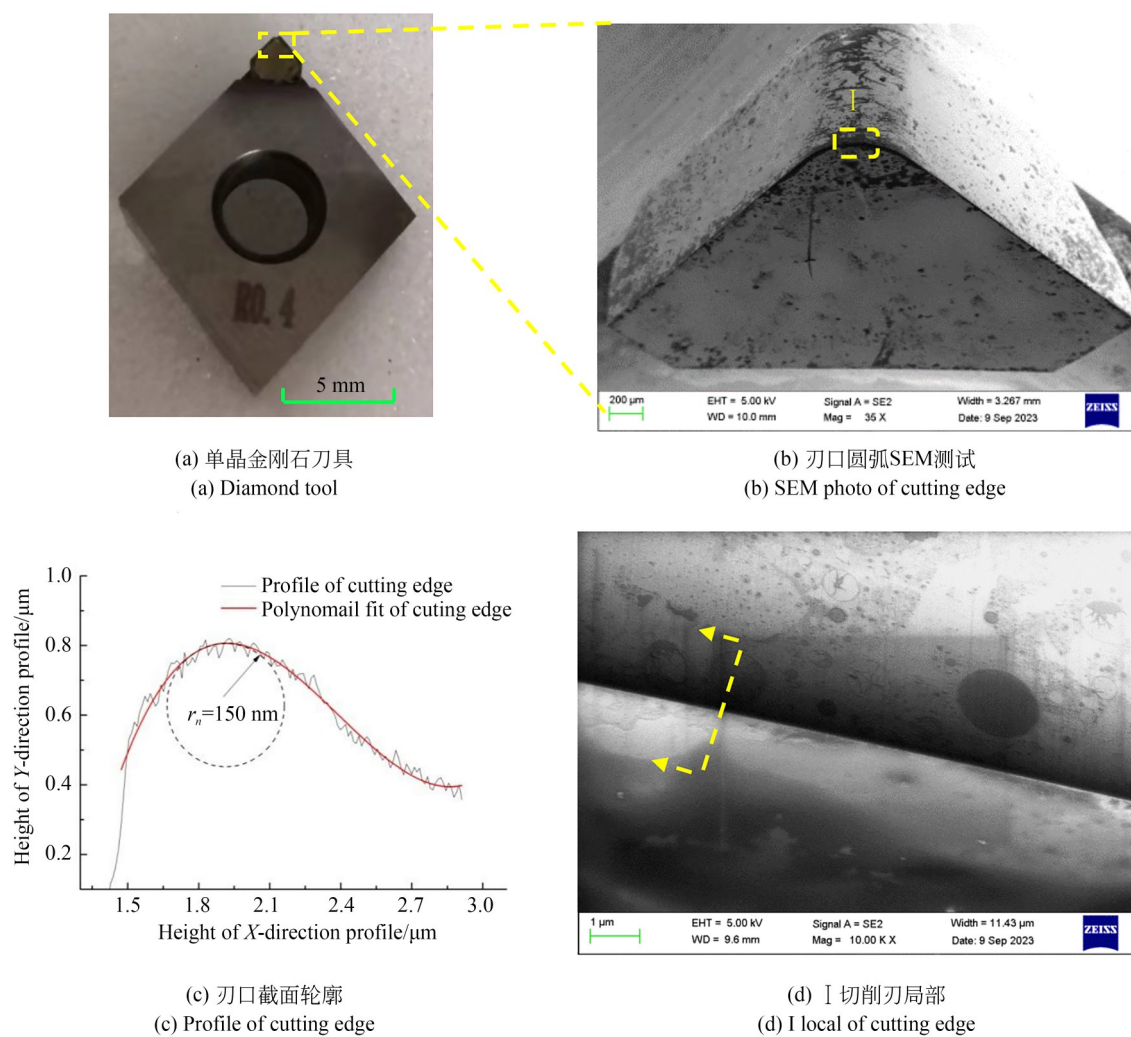


图 4 单晶金刚石刀具 SEM 测试图片

Fig. 4 SEM photo of diamond tool

3.2 试验方法

参考表 1 的工艺参数,采用单因素法,在恒定摩擦系数及变摩擦系数情况下,分别对切削深度、进给速度、刀具磨损宽度、刃口半径等参数对切削力的影响进行切削实验,利用金刚石刀具试验平台

测试切削力,每个实验数据重复测试 5 次,取 5 次测量平均值作为测量结果,并将测得的切削力与模型预测的切削力进行分析对比。刀具磨损以后刀面磨损带宽度 $\overline{VB}$ 计量,利用超景深显微镜测试得到,刀具刃口质量利用 SEM 扫描电镜测试得到。

表 1 金刚石刀具切削工艺参数

Tab. 1 Cutting parameters of diamond tool

Cutting speed/rpm	Cutting depth/ μm	Feed speed/ $(\mu\text{m}\cdot\text{r}^{-1})$	Edge radius/m	Rake angle/ $(^\circ)$	Clearance angle/ $(^\circ)$
1 500~8 000	1~6	1~5	150	-10~0	0~8
Cutting edge angle/ $(^\circ)$	Minor cutting edge angle/ $(^\circ)$	Nose radius/mm	Cutting fluid	Wear width/ μm	Friction coefficient
45	45	0.4		0~0.55	0.1~0.56

3.3 模型中参数的确定

3.3.1 钝化刀具的刃口半径

由于实际磨刀得到的刃口并非理想的圆弧,存在圆柱度、线性度等微观形状误差,以及尺寸精度误差,因而确定实际刃口半径需要进行几何模拟和近似。刀具刃口半径的确定通常用圆弧拟合的方法,雷大江等提出基于切点约束和 AFM 探针针尖半径补偿的刀具刃口钝圆半径求解方法,很好地描述了金刚石刀具的刃口锋利程度^[31]。Wyen C. F. 等对刃口半径拟合进行了研究^[32],Akbari M. 等利用原子力显微镜、扫描电镜对金刚石刀具刃口半径进行了测量^[33]。Yussefian N. Z. 等对刃口廓形分对称、非对称两种情况进行了拟合^[34]。综上可见,刃口半径的确定方法

为采用最小二乘圆、B-splines 曲线等对前后刀面及刀尖轮廓进行拟合,用拟合得到的刃口半径近似替代实际刃口半径。现有研究多是基于未磨损的新刀研究其刃口半径表达方法,对于钝化刀具刃口半径如何表达,尚未有明确的说法。

如图 5 为对称磨刀,刀尖磨损,负前角安装的情况(彩图见期刊电子版)。刀尖磨损形成倒棱,取前刀面、后刀面、倒棱上的切点,拟合成圆半径 r'_n ,且有 $r'_n > r_n$ 。

图中蓝色虚线 GH 为刃口圆弧后刀面截止线,红色虚线 $G'H'$ 为刃口圆弧前刀面截止线, O_1 , O_2 分别为锋锐刀具和钝化刀具刃口圆弧的圆心。 $O_2T=r'_n$, $O_1Q=O_1N=r_n$, 刀具径向磨损长度 $NS=\overline{NB}$, 则钝化刀具的刃口半径可以表示为:

$$r'_n = \left[\delta \cos \eta + (\cos \eta - 1) r_n + \overline{NB} \right] \frac{\sin \frac{\beta}{2}}{\cos \eta - \sin \frac{\beta}{2}}, \quad (26)$$

式中, β 为楔角,并设 $\beta/2 - \gamma = \eta$, δ 为理论刀尖距离。

由图 5 几何关系,可得径向磨损 $\overline{NB}$ 与刀具磨损宽度 $\overline{VB}$ 存在如下关系:

(1) 刀具轻微磨损,磨损只发生在刃口圆弧,未超过 GH 虚线:

$$\overline{VB} = 2 \left(\overline{NB} (2r_n - \overline{NB}) \right)^{1/2}, \quad (27)$$

式中: $\overline{NB}$ 为对应 GH 的径向磨损量。

(2) 刀具后刀面磨损超过 GH 虚线:

$$\overline{VB} = \left[\left(\overline{NB} + \overline{\Delta NB} \right) \left(2r_n - \left(\overline{NB} + \overline{\Delta NB} \right) \right) \right]^{1/2} + \left(r_n - \overline{NB} \right) \tan \alpha + \overline{\Delta NB} \cot \alpha, \quad (28)$$

式中: $\overline{\Delta NB}$ 为径向磨损累积增量。

(3) 当刀具继续磨损, $\overline{VB}$ 宽度扩展到红色虚线 $G'H'$, 即前刀面圆弧与直线临界点,此时刀具刃口圆弧完全消失,磨损达到极限:

$$\overline{VB}_{\max} = r_n \cos \gamma + r_n \sin \gamma \tan \alpha + \left(r_n (1 - \sin \gamma) - \overline{NB} \right) (\tan \alpha + \cot \alpha). \quad (29)$$

化^[42],因此,取式(30)中 $\mu_p=0.1\sim0.56$ 区间作为模型中后刀面摩擦系数。

3.3.4 切削长度确定方法

通常自由切削情况下,切削长度是参加切削的有效切削刃长度,包括主切削刃和副切削刃长度,即图7中的 $\widehat{ACB}_1$ 弧长。

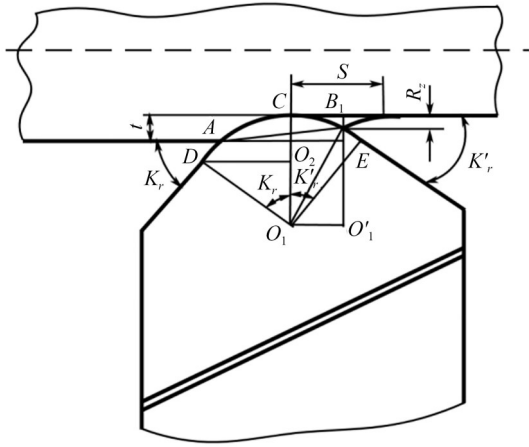


图7 切削长度 b 的计算方法

Fig. 7 Calculated method of cutting length

超精密切削的典型工艺参数是极小切削深度和极小的进给速度,在已加工表面产生极小的残留高度,得到极高的表面质量。如图7,对于 $t < r_e(1 - \cos K_r)$,且 $s \leq 2r_e \sin K'_r$ 的情况,切削长度为:

$$b = r_e \left[\cos^{-1} \left(1 - \frac{1}{a'} \right) + \cos^{-1} \sqrt{1 - b'^2} \right], \quad (31)$$

式中: $a' = \frac{r_e}{t}$; $b' = \frac{s}{2r_e}$; r_e 为刀尖圆弧半径; t 为切削深度; s 为进给速度;这里的 K_r, K'_r 为主偏角,副偏角。

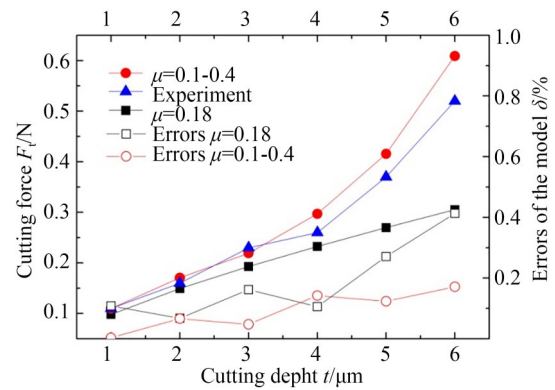
4 模型计算结果与讨论

采用表1的参数,根据上述模型,分别计算切削深度、进给速度、刃口半径、刀具磨损对切削力的影响,如图8~11所示。

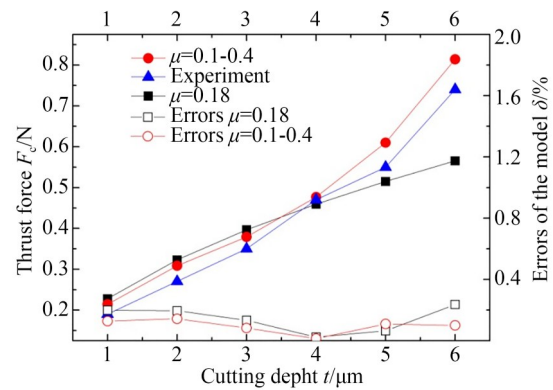
4.1 切削深度的影响

图8为切削速度1500 r/min,进给速度 $5 \mu\text{m/r}$,切削深度 $1\sim5 \mu\text{m}$ 条件下,恒定摩擦系数0.18^[35],及变摩擦系数0.1~0.4与实验结果的对

比。由图可见,随切削深度增加,法向力、切向力均增加,对图8(a)切向力,恒定摩擦系数与变摩擦系数的误差区间分别为6%~41%和0.3%~10.7%,平均误差分别为18.7%和6.9%;对图8(b)法向力,恒定摩擦系数与变摩擦系数的误差区间分别为7%~19%和1%~11%,平均误差分别为14.1%及9.5%。由此可知,随切削深度的增加,变摩擦系数模型计算结果误差区间较小,变化较平稳,与实验结果更加接近。



(a) 切向力
(a) Cutting force



(b) 法向力
(b) Thrust force

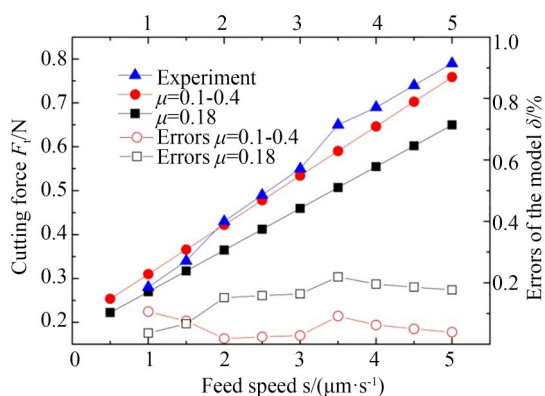
图8 切削力随切削深度的变化

Fig. 8 Cutting force change with cutting depth

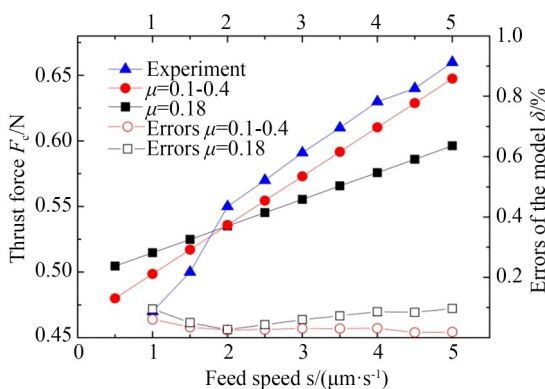
4.2 进给速度的影响

图9为切削速度1500 r/min,切削深度 $5 \mu\text{m}$,进给速度 $1\sim5 \mu\text{m/r}$ 的条件下,恒定摩擦系数0.18与变摩擦系数0.1~0.4的计算结果与实验结果的对比。由图可见,随进给速度增加,法向力、切向力均增加,图9(a)为切向力测试结果,可见恒定摩擦系数与变摩擦系数的误差区

间分别在 3.6%~21% 及 1.8%~10.6%, 平均误差分别为 15.08% 和 5.5%; 图 9(b) 为法向力测试结果, 可见恒定摩擦系数与变摩擦系数的误差区间分别在 2.7%~9.6% 及 1.7%~6.1%, 平均误差分别为 6.8% 及 3.06%。即, 随进给速度增加, 变摩擦系数模型计算结果更接近于实验结果。



(a) 切向力
(a) Cutting force



(b) 法向力
(b) Thrust force

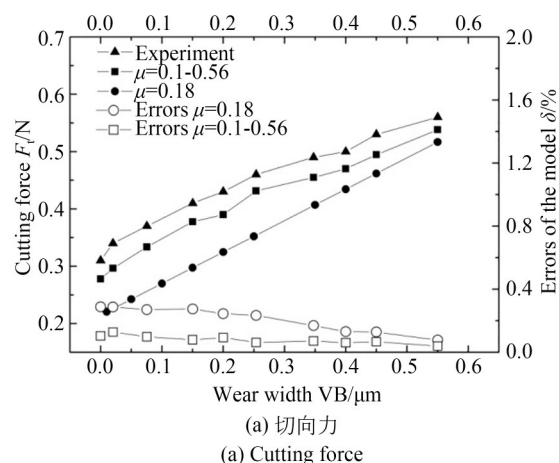
图 9 切削力随进给速度的变化

Fig. 9 cutting force change with feed speed

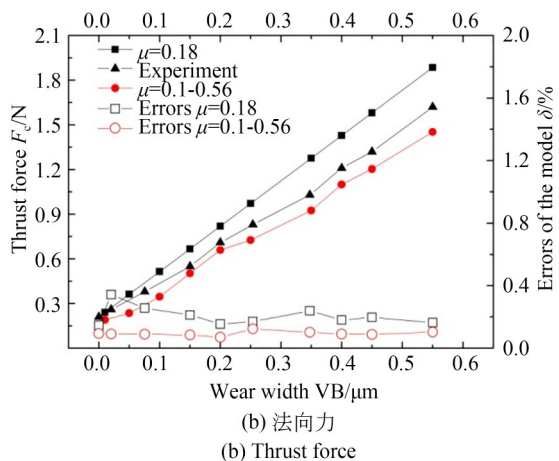
4.3 刀具磨损的影响

图 10 为切削速度 1 500 r/m, 切削深度 5 μm , 进给速度 1 $\mu\text{m}/\text{r}$ 的条件下, 恒定摩擦系数 0.18 与变摩擦系数 0.1~0.56 模型计算结果与实验结果的对比。由图可见, 随刀具磨损宽度 $\overline{VB}$ 增加, 切向力、法向力均增加, 但法向力增加尤其显著, 当磨损宽度由 0 μm 增加到 0.55 μm 时, 切向力由 0.3 N 增加到 0.56 N, 增幅约 1 倍, 而法向力由

0.2 N 增加到 1.62 N, 增幅约 7 倍。由此可知, 刀具磨损对法向力影响较大, 而法向力的主要贡献是后刀面和已加工表面的挤压以及由此引起的弹塑性变形, 因而刀具磨损会造成已加工表面的严重破坏, 影响工件表面质量。另外, 由图 10 可见, 切向力的恒定摩擦系数与变摩擦系数的误差区间分别为 7.75%~28.82% 和 3.8%~10.35%, 平均误差分别为 21.1% 及 8.01%; 法向力的恒定摩擦系数和变摩擦系数的误差区间分别为 14.76%~34.37% 及 7.04%~10.36%, 平均误差分别为 20.67% 及 9.39%。即变摩擦系数计算结果与实验结果更加吻合。由此可知, 考虑了刀具磨损以及变摩擦系数的模型更加吻合实际切削情况。



(a) 切向力
(a) Cutting force



(b) 法向力
(b) Thrust force

图 10 切削力随刀具磨损的变化

Fig. 10 cutting force change with tool wear

4.4 刃口半径的影响

刀具微观几何形状、刃口半径对切削力、刀具磨损、表面质量有重要影响。众多研究者对刃口微观几何形状、刃口半径及其对切削力的影响进行了研究。Denkena B. 等认为随刃口半径的增加,切削力降低^[43],也有研究者 Wyen C. F. 等及 Li, P 等提出了相反的观点,认为随着刃口半径的增加,切削力增加^[44-45]。更有一些研究者认为刃口半径对切削力的影响是非线性和非单调性的,如 Zylka L. 等的研究显示,随刃口半径增加,切削力先下降,又上升,但是存在最小区间^[46]。由此可见,刀具微观形状及刃口半径对切削力的影响是极其复杂的。

图 11 为切削速度 1 500 r/min,切削深度

5 μm ,进给速度 1 $\mu\text{m}/\text{r}$,切向力、法向力随刃口半径的变化。由图 11 可见,随刃口半径增加,切向力、法向力均增加,在刃口半径较小时,理论计算结果与实验结果吻合较好,随刃口半径增加,两者偏离趋势增加,且法向力增加较快,在刃口半径由 150 nm 增加到 450 nm 时,切向力由 0.22 N 增加到 0.47 N,增加了 1 倍多,而法向力由 0.25 N 增加到 0.78 N,增加了 2 倍多,分析其中原因认为,随刃口半径从 150 nm 增加到 450 nm,最小切削厚度相应地从 25 nm 增加到 75 nm,使得耕犁深度增加,另外,随刃口半径增加,中性点以下的刃口圆弧挤压作用增加,工件已加工表面弹性回复增加,耕犁效应和弹性回复效应的综合作用,使得法向力增加。

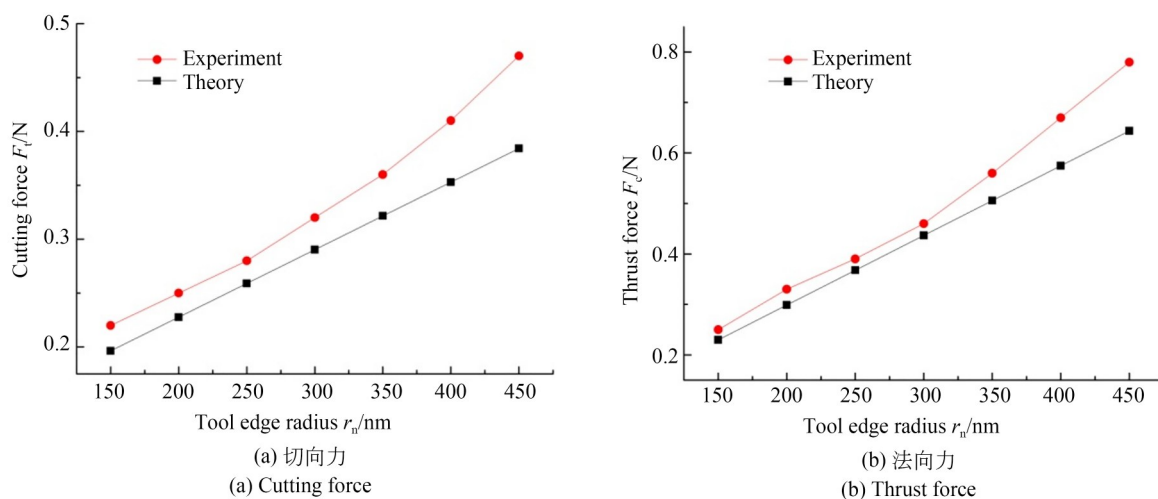


图 11 切削力随刃口半径的变化

Fig. 11 Cutting force change with edge radius

5 结 论

综合分析锋锐刀具切削力及刀尖圆弧、后刀面磨损、弹性恢复增加的切削力,提出了考虑刀具磨损和变摩擦系数的切削力模型,在切削深度、进给速度、磨损宽度、变摩擦系数、刃口半径等方面对模型进行了理论与实验研究。

(1)刃口半径随刀具磨损增加而增加;最小

切削厚度随刀具磨损、刃口半径增加而增加。

(2)随切削深度、进给速度增加,法向力、切向力均增加,模型与实验结果有较好的一致性;

(3)随刃口半径、刀具磨损宽度增加,耕犁和弹性恢复效应增加,使得法向力增加趋势快于切向力。

(4)变摩擦系数模型计算结果数据分布集中,误差最大为 11%,与实验结果更加吻合。

参考文献:

[1] 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 Z Y, CHEN Z Z, ZHU L M, *et al.* Single point diamond turning and compensation for micro-lens array[J]. *Opt. Precision Eng.*, 2022, 30(7): 813-820. (in Chinese)
- [2] 余俊, 王占山, 黄秋实, 等. 极紫外及 X 射线波段超光滑反射镜的超精密加工与检测[J]. *光学精密工程*, 2022, 30(21): 2688-2697.
- YU J, WANG Z S, HUANG Q S, *et al.* Ultra-precision machining and testing of reflector mirrors for extreme ultraviolet and X-ray[J]. *Optics and Precision Engineering*, 2022, 30(21): 2688-2697. (in Chinese)
- [3] MERCHANT M E. Mechanics of the metal cutting process. I. orthogonal cutting and a type 2 chip[J]. *Journal of Applied Physics*, 1945, 16(5): 267-275.
- [4] ABEBE M, APPI F C. A slip-line solution for negative rake angle cutting [J]. *Manufacturing Engineering Transactions*, 1981, 9: 341-348
- [5] SHI T, RAMALINGAM S. Slip-line solution for orthogonal cutting with a chip breaker and flank wear [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1991, 33(9): 689-704.
- [6] KUDO H. Some new slip-line solutions for two-dimensional steady-state machining [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1965, 7(1): 43-55.
- [7] JIN X L, ALTINTAS Y. Slip-line field model of micro-cutting process with round tool edge effect [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2011, 211(3): 339-355.
- [8] REBAIOLI L, BIELLA G, ANNONI M, *et al.* Applicability of an orthogonal cutting slip-line field model for the microscale [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2015, 229(12): 2250-2264.
- [9] WALDORF D J, DEVOR R E, KAPOOR S G. A slip-line field for ploughing during orthogonal cutting [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 1998, 120(4): 693-699.
- [10] ARRAZOLA P J, UGARTE D, DOMÍNGUEZ X. A new approach for the friction identification during machining through the use of finite element modeling [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008, 48(2): 173-183.
- [11] MANE S, JOSHI S S, KARAGADDE S, *et al.* Modeling of variable friction and heat partition ratio at the chip-tool interface during orthogonal cutting of Ti-6Al-4V [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, 55: 254-267.
- [12] ÖZEL T. The influence of friction models on finite element simulations of machining [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, 46(5): 518-530.
- [13] 李晓晨, 岳彩旭, 刘献礼, 等. 考虑刀-屑变摩擦因数的铣削力预测 [J]. *振动. 测试与诊断*, 2022, 42(3): 580-587, 622, 623.
- LI X C, YUE C X, LIU X L, *et al.* Prediction modeling of milling force based on variable friction coefficient between tool and chip [J]. *Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis*, 2022, 42(3): 580-587, 622, 623. (in Chinese)
- [14] 张程焱, 张发平, 杨瑞生, 等. 基于局部摩擦因数模型的切削力预测建模 [J]. *北京理工大学学报*, 2018, 38(1): 6-11, 19.
- ZHANG C Y, ZHANG F P, YANG R S, *et al.* Predictive modeling of cutting force based on local friction coefficient model [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2018, 38(1): 6-11, 19. (in Chinese)
- [15] 谭云成, 杨建东, 夏仁丰. 考虑刀具磨损时的理论切削力 [J]. *长春光学精密机械学院学报*, 1995(2): 41-45.
- TAN Y C, YANG J D, XIA R F. Theoretical cutting forces when tool wear is considered [J]. *Journal of Changchun Institute of Optics and Fine Mechanics*, 1995(2): 41-45. (in Chinese)
- [16] 景岗. 一定切削用量和刀具磨损范围内的切削力数学模型及试验验证 [J]. *云南工业大学学报*, 1989(1): 48-60.
- JING G. Math models of cutting forces within the range of certain cutting conditions and tool wear and experimental verification of these models [J]. *Journal of Yunnan Polytechnic University*, 1989(1): 48-60. (in Chinese)
- [17] 张宝金, 宋书善, 陈明. 基于刀具状态的切削力模型研究 [J]. *工具技术*, 2010, 44(2): 27-30.
- ZHANG B J, SONG S S, CHEN M. Study of cutting force model based on tool condition [J]. *Tool Engineering*, 2010, 44(2): 27-30. (in Chinese)
- [18] HUANG Y, LIANG S Y. Modeling of cutting forces under hard turning conditions considering tool wear effect [J]. *Journal of Manufacturing Sci-*

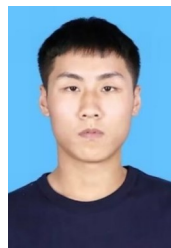
- ence and Engineering, 2005, 127(2): 262-270.
- [19] SMITHEY D W, KAPOOR S G, DEVOR R E. A new mechanistic model for predicting worn tool cutting forces[J]. *Machining Science and Technology*, 2001, 5(1): 23-42.
- [20] SMITHEY D W, KAPOOR S G, DEVOR R E. A worn tool force model for three-dimensional cutting operations [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2000, 40 (13) : 1929-1950.
- [21] LI K M, LIANG S Y. Modeling of cutting forces in near dry machining under tool wear effect[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2007, 47(7/8): 1292-1301.
- [22] WU L, SHA K J, TAO Y, *et al.* A hybrid deep learning model as the digital twin of ultra-precision diamond cutting for In-process prediction of cutting-tool wear[J]. *Applied Sciences*, 2023, 13(11) : 6675.
- [23] HUANG P, LEE W B. Cutting force prediction for ultra-precision diamond turning by considering the effect of tool edge radius [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2016, 109: 1-7.
- [24] ZHANG S, ZONG W J. FE-SPH hybrid method to simulate the effect of tool inclination angle in oblique diamond cutting of KDP crystal[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2021, 196: 106271.
- [25] PRAMANIK A, ZHANG L C, ARSECULARATNE J A. Prediction of cutting forces in machining of metal matrix composites[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, 46(14): 1795-1803.
- [26] WANG Z F, ZHANG J J, XU Z W, *et al.* Crystal anisotropy-dependent shear angle variation in orthogonal cutting of single crystalline copper [J]. *Precision Engineering*, 2020, 63: 41-48.
- [27] ZHU Z W, TO S, ZHU W L, *et al.* Cutting forces in fast-/ slow tool servo diamond turning of micro-structured surfaces [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2019, 136: 62-75.
- [28] SUN Z W, TO S, WANG S J. An analytical force model for ultra-precision diamond sculpturing of micro-grooves with textured surfaces[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019, 160: 129-139.
- [29] СИЛИН С С. Метод подобия при резании материалов [М]. Москва: Машиностроение, 1979.
- [30] SON S M, LIM H S, AHN J H. Effects of the friction coefficient on the minimum cutting thickness in micro cutting [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2005, 45(4/5) : 529-535.
- [31] 雷大江, 岳晓斌, 崔海龙, 等. 切点约束和探针针尖半径补偿的金刚石刀具刃口钝圆半径求解方法 [J]. *光学精密工程*, 2017, 25(7): 1807-1814.
- LEI D J, YUE X B, CUI H L, *et al.* Calculating method for circle radius of diamond tool edge based on tangent point constrain and probe tip radius compensation [J]. *Opt. Precision Eng.*, 2017, 25 (7): 1807-1814. (in Chinese)
- [32] WYEN C F, KNAPP W, WEGENER K. A new method for the characterisation of rounded cutting edges[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2012, 59 (9) : 899-914.
- [33] AKBARI M, KNAPP W, WEGENER K. Comparison of transparent objects metrology through diamond cutting edge radii measurements[J]. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2016, 13: 72-84.
- [34] YUSSEFIAN N Z, KOSHY P. Parametric characterization of the geometry of honed cutting edges [J]. *Precision Engineering*, 2013, 37 (3) : 746-752.
- [35] YUAN Z J, ZHOU M, DONG S. Effect of diamond tool sharpness on minimum cutting thickness and cutting surface integrity in ultraprecision machining[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 1996, 62(4): 327-330.
- [36] RAHMAN M A, RAHMAN M, KUMAR A S. Chip perforation and ‘burnishing - like’ finishing of Al alloy in precision machining[J]. *Precision Engineering*, 2017, 50: 393-409.
- [37] NIU Z C, JIAO F F, CHENG K. An innovative investigation on chip formation mechanisms in micro-milling using natural diamond and tungsten carbide tools [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, 31: 382-394.
- [38] WU X, LIU L, DU M Y, *et al.* Experimental study on the minimum undeformed chip thickness

- based on effective rake angle in micro milling [J]. *Micromachines*, 2020, 11(10): 924.
- [39] GRZESIK W, DENKENA B, ŻAK K, *et al.* Correlation between friction and wear of cubic boron nitride cutting tools in precision hard machining [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2016, 138(3): 031010.
- [40] VENKATACHALAM S, LIANG S Y. Effects of ploughing forces and friction coefficient in microscale machining [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2007, 129(2): 274-280.
- [41] 宗文俊, 王洪祥, 李旦, 等. 基于有限元法分析超精密切削中的摩擦问题[J]. *制造技术与机床*, 2004(8): 88-91.
- ZONG W J, WANG H X, LI D, *et al.* Analysis on the friction in ultra-precision turning based on finite element method [J]. *Manufacturing Technology & Machine Tool*, 2004(8): 88-91. (in Chinese)
- [42] DU M H, CHENG Z, WANG S S. Finite element modeling of friction at the tool-chip-workpiece interface in high speed machining of $\text{Ti}_6\text{Al}_4\text{V}$ [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019, 163: 105100.
- [43] DENKENA B, BECKER J C, DE LEÓN-GARCÍA L. Study of the influence of the cutting edge microgeometry on the cutting forces and wear behavior in turning operations [C]. *Proceedings of the 8th CIRP Workshop on Modeling of Machining Operations*, Chemnitz, Germany. 2005: 503-508
- [44] WYEN C F, WEGENER K. Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium [J]. *CIRP Annals*, 2010, 59(1): 93-96.
- [45] LI P, CHANG Z Y. Numerical modeling of the effect of cutting-edge radius on cutting force and stress concentration during machining [J]. *Micromachines*, 2022, 13(2): 211.
- [46] ŻYŁKA Ł, FLEJSZAR R, LAJMERT P. Influence of cutting-edge microgeometry on cutting forces in high-speed milling of 7075 aluminum alloy [J]. *Materials*, 2023, 16(10): 3859.

作者简介:



邹吉才(1972—),男,黑龙江绥化人,博士,副教授,2003年于哈尔滨工业大学获得硕士学位,2009年于哈尔滨工业大学获得博士学位,现为河南理工大学教师,主要从事超精密加工技术方面的研究。E-mail: hitgjc@163.com



段云乾(1979—),男,河南洛阳人,河南理工大学研究生,主要从事超精密加工技术研究。E-mail: 546321988@qq.com