

# 新型微槽刀具的切削能及刀具耐用度研究

邹中妃<sup>1</sup>, 何林<sup>1,2</sup>, 陈跃威<sup>1</sup>, 吴锦行<sup>1</sup>

<sup>1</sup>贵州大学; <sup>2</sup>六盘水师范学院

**摘要:** 针对切削难加工材料时刀具耐用度较低的问题, 提出基于温度场理论的刀具切削刃近域微槽设计方法。以某企业加工高温合金的刀片为基体, 在其前刀面设计一个微槽, 通过单因素试验研究切削参数对切削能的影响规律, 结果表明采用较大的进给量和切削深度所消耗的切削能越少; 此外, 在推荐的切削参数下, 原刀片的切削温度和切削能均大于微槽车刀, 但是原车刀的剪—总能比小于微槽车刀, 且微槽车刀的耐用度提高了 21.4%。试验结果表明, 微槽的设计不仅改变了刀具切削能的产生和分布, 而且提高了刀具的耐用度, 对长寿命刀具的设计具有重要意义。

**关键词:** 微槽设计; 切削能; 耐用度; 温度场

**中图分类号:** TG712; TH161

**文献标志码:** A

## Study on Cutting Energy and Tool Durability of New Micro-groove Tool

Zou Zhongfei, He Lin, Chen Yuewei, Wu Jingxing

**Abstract:** In view of the poor durability of tool during machining hard materials, a new design method of micro-groove near cutting tool edge is proposed based on temperature field theory. A micro-groove is designed in the rake face of a commercial cutting tool machining superalloy. The effect of cutting parameters on the cutting energy is studied by experiments, and the results show that the less cutting energy consume, the larger the feed rate and depth of cut are. Besides, with cutting parameters recommended by the manufacturer, the cutting temperature and cutting energy of the original cutting tool are larger than that of the micro-groove tool, but the ratio of shear-total energy of the original tool is smaller than that of the micro-groove tool. Meanwhile, the durability of the micro-groove tool is improved by 21.4%. The results show that the design of micro-groove not only changes the generation and distribution of cutting energy, but also improves the durability of tool, which is of great significance for the design of long-life cutting tool.

**Keywords:** micro-groove design; cutting energy; durability; temperature field

## 1 引言

随着碳化物排放量的增多和能源储量的减少, 人们越来越重视绿色制造, 对于制造业, 降低能源消耗是特别重要的环节<sup>[1]</sup>。在大多数制造业中, 机加工会消耗大量的能源, 特别是针对难加工材料。其中, 高温合金 GH4169 因其抗疲劳、抗氧化及耐腐蚀的良好性能被广泛应用于航空领域<sup>[2]</sup>, 但由于其高强度、低传导率和加工硬化等因素, 使加工过程中的刀具寿命大幅降低, 因此许多学者致力于研究切削能耗的降低和刀具寿命的延长。

在铝合金切削过程中, R. K. Bhushan<sup>[3]</sup> 提出了基于最小能量需求的最佳切削参数的选择方法, 降低了能耗, 并且延长了刀具寿命; Carmita C. N.<sup>[4]</sup> 采用田口方法来优化切削能消耗, 结果表明进给率对表面粗糙度和能量消耗起着最关键的作用。此外,

研究加工过程中切削液、涂层和加工参数对刀具寿命影响的文献也较多; Debnath S. 等<sup>[5]</sup> 研究了影响刀具后刀面磨损的主要因素, 其中, 切削用量占比 43.1%, 切削液占比 13.7%; Arulkirubakaran D. 等<sup>[6]</sup> 比较了在前刀面上有无涂层且具有不同织构的刀具的切削性能, 试验发现纹理垂直于切削刃且涂有 TiAlN 的刀具表现出更高的耐用度和切削性能; Dehghani A. 等<sup>[7]</sup> 采用新型磁力辅助车削装置对钢合金进行加工, 结果表明使用该方法可以大幅改善后刀面磨损。

近年来关于刀具前刀面设计, 特别是表面微结构设计, 改变了刀—屑的摩擦学性能, 提高了刀片的摩擦磨损性能。在一定程度上, 磨损的减少反映了刀具寿命的延长和能源消耗的减少。例如, Sugihara T. 等<sup>[8]</sup> 采用飞秒激光加工方式设计了一种纳—微米的织构刀片, 结果表明, 新的刀具在刀—屑接触区的性能得到较大改善, 刀具寿命有所延长; 连云崧等<sup>[9]</sup> 提出了一种新的二硫化钨软涂层纳米结构自润滑刀具, 实验结果表明刀具寿命明显提高; Va-

基金项目: 国家自然科学基金(51765009, 51665007); 贵州省科技支撑计划[2017]2596

收稿日期: 2018年2月

sumathy D. 等<sup>[10]</sup> 比较了织构刀具与原刀具的切削性能,发现织构改善了切屑的粘附性,同时降低了前刀面的摩擦力;Fang Z. L. 等<sup>[11]</sup> 在刀片上设计了微结构,不仅减少了约 50% 刀具后刀面的平均磨损量  $VB$ ,而且月牙洼磨损亦减轻,同时降低了切削温度。

上述文献对于刀具前刀面设计的创新多集中在结构造型设计、摩擦仿生设计、减摩设计、卷屑断屑设计等方面,主要为微/纳组合织构、凹坑形仿生表面、微量润滑表面织构以及表面微沟槽和微坑等微结构制备技术研究<sup>[12,13]</sup>。虽然微织构改善了刀具的摩擦性能,但大部分是通过实验和经验调整微织构的形状和尺寸。目前很少有涉及微结构刀具设计的理论方法,且对于刀具寿命还未见从剪切变形区和刀-屑摩擦区的能量分布进行研究。因此,本文基于温度场理论,在刀具前刀面切削刃近域设计微槽,通过试验研究原车刀和微槽车刀的切削能和耐用度,探究微槽结构对切削能产生和分布的影响机制。

## 2 微槽刀具的设计

以商用刀片 CNMG120408 - KNRS 为原刀片,根据图 1 的设计流程在其前刀面切削刃近域设计微槽结构。

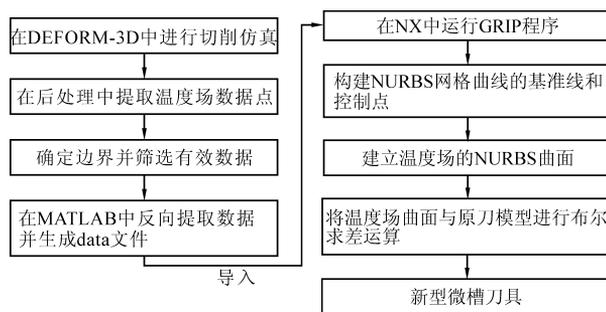


图1 微槽设计流程

以 DEFORM - 3D 为模拟仿真平台,对原车刀进行有限元数值模拟,在后处理中导出温度场数据点云,通过 MATLAB 数据处理平台筛选有效数据点并在 NX8.5 中构建 NURBS 网格曲面,将其导入原车刀三维实体建模界面,逆向还原该曲面在车刀前刀面的相对位置,进行修正和布尔求差处理,获得新型微槽刀具三维模型。在刀具制造时,微槽车刀采用和原车刀一致的粉末压制及涂层工艺,获得如图 2 所示的刀具,其几何及工作角度见表 1。

## 3 试验过程

### (1) 单因素试验

为了探究切削能随加工参数变化的规律,设计

如表 2 所示的单因素试验。图 3 为切削试验平台,在数控车床 C2 - 6136HK 上加工 GH4169 棒料,其直径为 45mm,工件材料性能参数见表 3。原刀片和微槽刀片在相同的加工参数和切削条件下进行试验,在切削过程中,采用 KISTLER 9257B 测力仪测量三个方向的切削力,为了减小误差,每组实验重复三次,计算其平均值计入表 4。此外,在每组切削完成后收集切屑,将其垂直嵌入导电树脂进行制样,经研磨和抛光之后在显微镜下测量切屑厚度,并将三次测量数据的平均值计入表 4。

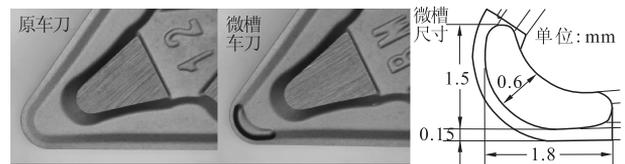


图2 新型微槽刀具

表1 刀具几何及工作角度 (°)

角度	主偏角 $\kappa_r$	刀尖角 $\varepsilon_0$	前角 $\gamma_0$	后角 $\alpha_0$	刃倾角 $\lambda_s$
数值	93	55	8	5	-6

表2 单因素试验

No.	$v_c$ (m/min)	$f$ (mm/r)	$a_p$ (mm)
A1	40	0.1	1.5
A2	55	0.1	1.5
A3	70	0.1	1.5
A4	85	0.1	1.5
B1	40	0.1	0.5
B2	40	0.1	1
B3	40	0.1	1.5
B4	40	0.1	2
C1	40	0.1	1.5
C2	40	0.15	1.5
C3	40	0.2	1.5
C4	40	0.25	1.5

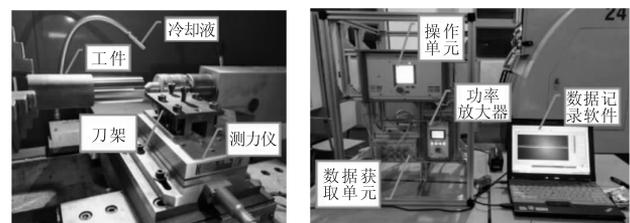


图3 切削试验平台

表3 工件材料性能参数

工件材料	密度 $\rho$ ( $g/cm^3$ )	硬度 (HBS)	泊松比 $\mu$	弹性模量 $E$ (GPa)	屈服强度 $\sigma_s$ (MPa)	抗拉强度 $\sigma_b$ (MPa)
Inconel 718	8.24	363	0.3	199.9	550	965

### (2) 刀具耐用度试验

刀具耐用度试验采用和单因素试验相同的切削条件,两车刀在厂家推荐参数 ( $v_c = 40m/min, a_p = 1.5mm, f = 0.1mm/r$ ) 下进行切削。每加工 2.5min

后将刀片放入超声波清洗设备中进行清洗,接着在显微镜下观测刀具前、后刀面磨损情况,并将两车刀后刀面平均磨损量  $VB$  记录下来。

表4 试验测量切削力及切屑厚度

No.	$F_{x-y}$ (N)	$F_{y-y}$ (N)	$F_{z-y}$ (N)	$a_{c-y}$ (mm)	$F_{x-w}$ (N)	$F_{y-w}$ (N)	$F_{z-w}$ (N)	$a_{c-w}$ (mm)
A1	250.78	305.2	174.62	0.16	171.1	253.75	107.58	0.18
A2	328.62	512.1	359.72	0.16	206	415.75	205.54	0.18
A3	330.34	711.55	484.74	0.2	228.88	619.85	336.54	0.22
A4	324.4	936.45	638.72	0.2	253.34	805.9	476.56	0.22
B1	330.34	711.55	484.74	0.2	228.88	619.85	336.54	0.22
B2	359.88	861.4	488.2	0.24	260.46	770.1	364.48	0.3
B3	409.44	1055.85	542.12	0.28	309.8	972.85	418.02	0.36
B4	465.78	1245.95	594.74	0.3	366.4	1171.15	469.8	0.38
C1	330.34	711.55	484.74	0.2	228.88	619.85	336.54	0.22
C2	320.66	677.35	483.52	0.2	208.36	552.05	290.54	0.22
C3	298.64	601.95	397.98	0.2	194.42	543.5	280.68	0.22
C4	300.22	590.15	424.88	0.22	188	516.5	256.4	0.22

## 4 试验结果与分析

### 4.1 切削能的计算

斜角切削是最简单的三维切削,根据金属切削理论,若切屑流动方向确定,则剪切流动的方向和剪切应变也能通过几何学确定<sup>[14]</sup>。图4为斜角切削模型和法向切屑截面视图,故法向前角和流屑角可表示为

$$\tan\gamma_n = \tan\gamma_0 \cos\lambda_s \quad (1)$$

$$\cos\eta_c = \frac{t_c \cos\lambda_s}{a_w} \quad (2)$$

$$\tan\eta_s = \frac{\tan\lambda_s \cos(\varphi_n - \gamma_n) - \tan\eta_c \sin\varphi_n}{\cos\gamma_n} \quad (3)$$

式中,  $\varphi_n$ 、 $\lambda_s$ 、 $t_c$  和  $a_w$  分别是法向剪切角、刃倾角、切屑宽度和未切削宽度;  $\gamma_0$  和  $\gamma_n$  分别是前角和法向前角;  $\eta_c$  和  $\eta_s$  分别是流屑角和剪切流屑角,根据 Stable 法则,文中的流屑角近似等于刃倾角<sup>[15]</sup>。

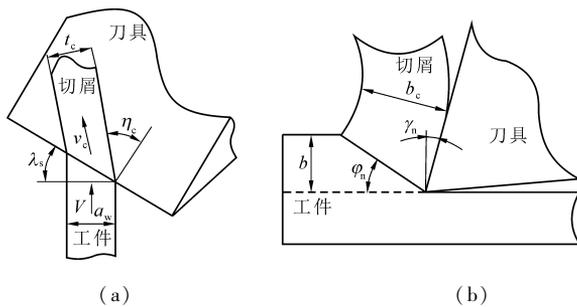


图4 斜角切削模型和法向切屑截面视图

与正交切削相似,法向剪切角为

$$\tan\varphi_n = \frac{b}{b_c \cos\gamma_n} \quad (4)$$

式中,  $b$  为切削厚度,  $b_c$  为切屑厚度。

在切削中,三个切削速度矢量将形成一个封闭的速度矢量三角形,其关系表达式为<sup>[16]</sup>

$$\boldsymbol{v}_c = \frac{\cos\lambda_s \sin\varphi_n \boldsymbol{v}}{\cos\eta_c \cos(\varphi_n - \gamma_n)} \quad (5)$$

$$\boldsymbol{v}_s = \frac{\cos\lambda_s \cos\varphi_n \boldsymbol{v}}{\cos\eta_s \cos(\varphi_n - \gamma_n)} \quad (6)$$

式中,  $\boldsymbol{v}$ 、 $\boldsymbol{v}_c$  和  $\boldsymbol{v}_s$  分别是切削速度、切屑速度和剪切速度。

对于斜角和直角切削模型,可以通过角度变换而实现等效转化,如图5所示。

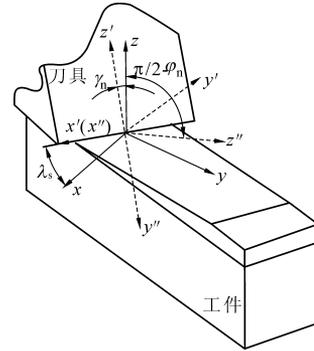


图5 斜角切削转化模型

为了获得刀具前刀面坐标系中的力 ( $F'_x$ ,  $F'_y$ ,  $F'_z$ ), 将工件坐标系 ( $x, y, z$ ) 中的力 ( $F_x, F_y, F_z$ ) 绕  $x'$  轴旋转一个角度  $\gamma_n$ , 再绕  $z'$  轴旋转一个角度  $\lambda_s$ , 即

$$\begin{pmatrix} F'_x \\ F'_y \\ F'_z \end{pmatrix} = R_{x', \gamma_n} R_{z', \lambda_s} \begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\gamma_n & \sin\gamma_n \\ 0 & -\sin\gamma_n & \cos\gamma_n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \cos\lambda_s & -\sin\lambda_s & 0 \\ \sin\lambda_s & \cos\lambda_s & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix} \quad (7)$$

则在前刀面上的摩擦力和摩擦能分别为

$$F_f = (F_x'^2 + F_z'^2)^{1/2} = [(F_x \cos\lambda_s - F_y \sin\lambda_s)^2 + (-F_x \sin\lambda_s \sin\gamma_n - F_y \cos\lambda_s \sin\gamma_n + F_z \cos\gamma_n)^2]^{1/2} \quad (8)$$

$$E_f = \frac{F_f v_c}{v a_w a} = \frac{F_f v_c}{v a_p f} \quad (9)$$

式中,  $F_x$ 、 $F_y$  和  $F_z$  分别为切深抗力、主切削力和进给抗力。

为了获得剪切面坐标系中的力 ( $F''_x, F''_y, F''_z$ ), 将工件坐标系 ( $x, y, z$ ) 中的力 ( $F_x, F_y, F_z$ ) 绕  $x''$  轴旋转一个角度 ( $90^\circ - \varphi_n$ ), 再绕  $z$  轴旋转一个角度  $\lambda_s$ , 有

$$\begin{pmatrix} F''_x \\ F''_y \\ F''_z \end{pmatrix} = R_{x'', (90^\circ - \varphi_n)} R_{z, \lambda_s} \begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix}$$

$$= \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(90^\circ - \varphi_n) & -\sin(90^\circ - \varphi_n) \\ 0 & \sin(90^\circ - \varphi_n) & \cos(90^\circ - \varphi_n) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \cos\lambda_s & -\sin\lambda_s & 0 \\ \sin\lambda_s & \cos\lambda_s & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix} \quad (10)$$

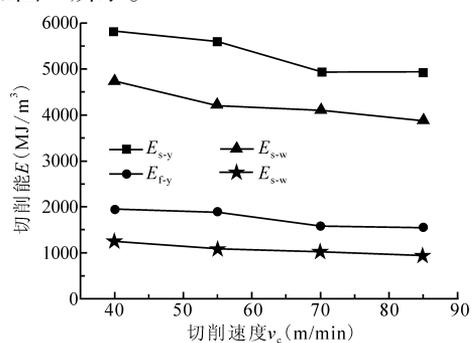
则在前刀面上的摩擦力和摩擦能分别为

$$F_s = (F_x'^2 + F_z'^2)^{1/2} = [(F_x \cos\lambda_s - F_y \sin\lambda_s)^2 + (F_x \sin\lambda_s \cos\varphi_n + F_y \cos\lambda_s \cos\varphi_n + F_z \sin\varphi_n)^2]^{1/2} \quad (11)$$

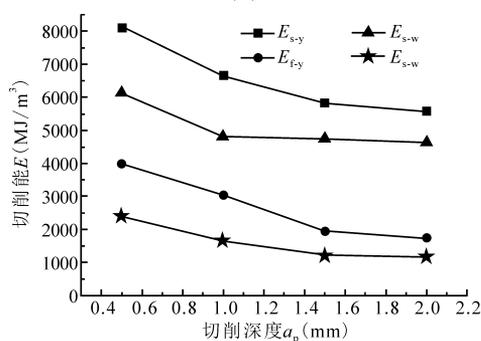
$$E_s = \frac{F_s v_s}{v a_w a} = \frac{F_s v_s}{v a_p f} \quad (12)$$

## 4.2 切削参数对切削能的影响

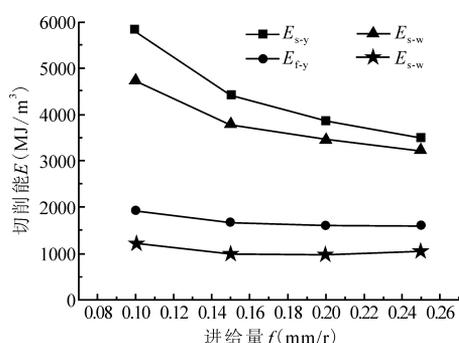
在切削过程中,切削参数对切削能的影响有重要意义,可用于开发过程控制策略以降低能耗。根据式(1) - 式(12)计算出剪切能和摩擦能,其影响规律如图6所示。



(a)



(b)



(c)

图6 切削参数对切削能的影响

从图6可知,对于两款车刀,切削能随切削参数的变化趋势较一致。图6a显示当切削速度逐渐增加时,则剪切能和摩擦能逐渐减小,特别是当 $v$ 从55m/min提升到70m/min时,原车刀的切削能变化比较明显;图6b中,随着切削深度的增加,原车刀的剪切能和摩擦能逐渐减小,当切削深度为0.5mm - 1mm时,微槽车刀的切削能量降低幅度较大,而随后的变化较平缓;在图6c中,两款刀具的剪切能随进给量的增加而减小,而摩擦能几乎保持平稳趋势。试验表明,在保证机床刚度和加工精度的条件下,进给量和切削深度越大,所消耗能量越少。

## 4.3 切削能对比

在金属加工过程中,总切削能为剪切变形区的剪切能与刀-屑接触区的摩擦能之和,被定义为 $E_T = E_s + E_f$ ,剪切能和摩擦能与总切削能之比分别定义为剪-总比 $R_{s-T} = E_s/E_T$ 和摩-总比 $R_{f-T} = E_f/E_T$ 。将两款刀具在推荐参数下的能量进行对比,如图7a和图7b所示。此外,切削温度与切削能密切相关,故在DEFORM-3D中对两款刀具进行仿真,刀具的切削温度曲线如图7c所示。

由图7a可知,推荐切削参数下原车刀和微槽车刀的剪切能分别为5808.55MJ/m<sup>3</sup>和4720.59MJ/m<sup>3</sup>,摩擦能分别为1937.94MJ/m<sup>3</sup>和1227.58MJ/m<sup>3</sup>,微槽车刀较原车刀的剪切能和摩擦能分别减少18.73%和36.66%。图7b对两款刀具在推荐参数下的切削能量占比进行了对比分析,发现微槽刀具比原车刀的剪-总比大4.38%,说明采用微槽车刀时,分配到剪切能的部分增多,而分配到摩擦能部分减小。图7c对比了两款刀具的切削仿真温度,在切削平稳阶段(0.0075 - 0.0175s),微槽车刀的平均温度比原车刀降低了19.03%。

综上所述,微槽的置入不仅可使总切削能降低,而且使切削能的分配发生了变化,即分配到摩擦部分的比例减少,分配到剪切部分的比例增多。因此,前刀面上的摩擦力做功降低且产生的热量也减少,进而使传到刀具的热量也降低,故刀具的切削温度亦相应降低,这与图7c中刀具温度仿真结果吻合。

## 4.4 刀具磨损情况对比

在金属加工过程中,切屑塑性变形所做功基本上都转化为热量,其中大多数被切屑带走,少量传入工件以及散失到周边环境中,其余部分通过热传导的方式传入刀具,引起刀具温度升高,磨损加快,从而导致刀具寿命降低<sup>[17]</sup>。因此,探究切削能、切削温度与刀具寿命之间的联系十分必要。本文进行了

刀具耐用度对比试验,图8为两款刀片三个时间段前、后刀面的磨损情况。

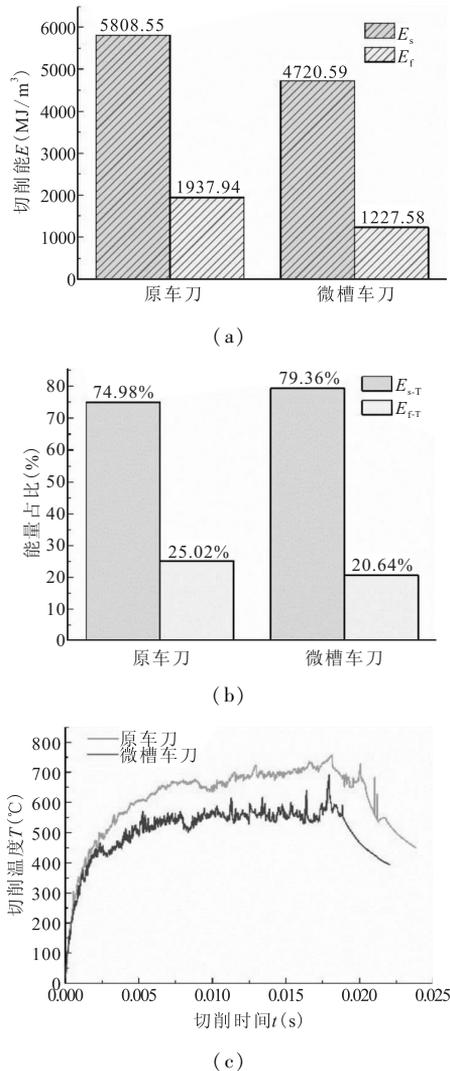


图7 切削能和切削温度对比

从图8a中两款刀具的前刀面磨损情况可以看到,原车刀I、II和III三处的磨损均比微槽车刀IV、V和VI处严重,特别是在切削时间为27.5min时,原车刀III处切削刃出现崩刃现象,而微槽车刀只是在VI处附近出现一条较清晰的磨损带。

两款刀片的后刀面磨损对比见图8b。加工时间为2.5min时,两车刀a和b处的磨损形貌相似,但原车刀的平均磨损量略大于微槽车刀;加工15min后,两车刀在c和d处都出现了明显的沟槽磨损,且原车刀的磨损较微槽车刀严重;切削27.5min后,原车刀的主切削刃e处出现了明显的崩刃,而微槽刀具f处的磨损比较均匀且切削刃保留较好。

由切削理论可知,在金属切削过程中刀具承受剧烈的热、力载荷。

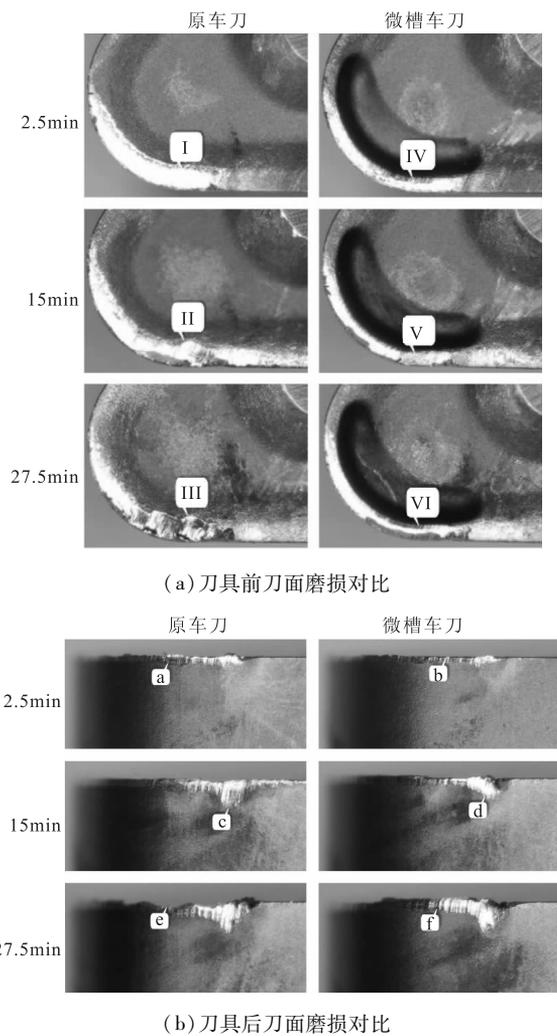


图8 刀具前后刀面磨损对比

通过表3发现,相较于原车刀,作用于微槽车刀的三向切削力  $F_x$ 、 $F_y$ 、 $F_z$  分别减小了30.71%、12.89%和30.57%。由图7可知,微槽车刀的切削能和刀具平均切削温度均小于原车刀。因此在热载荷与力载荷都减小的情况下,微槽刀片前刀面的磨损也相应降低。综合试验结果表明,在前刀面切削刃近域设置微槽,改变了刀具的受力情况,降低了切削力,使切削能的产生和分配发生了变化,即切削热和能量降低,进而降低刀具的切削温度,故刀具的耐用度得到提高(见图9)。

由图9可知,两款刀具在前5min处于快速磨损阶段,随后磨损较平缓。当切削时间为22.5min之后,原车刀出现剧烈磨损,并在切削27.5min后,后刀面的平均磨损量为202.5 $\mu$ m,达到磨钝标准(本文的磨钝标准为0.2 $\mu$ m),而此时微槽车刀平均磨损量为127.19 $\mu$ m。微槽车刀继续切削7.5min后磨损量为201.33 $\mu$ m。通过实验对比发现微槽车刀的耐用度较原车刀提高了21.4%。

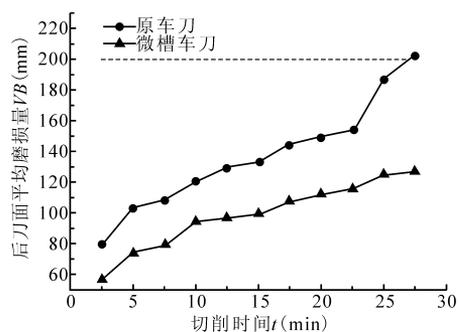


图9 刀具后刀面平均磨损对比

## 5 结语

本文基于温度场理论在原刀具前刀面切削刃近域设计微槽,通过切削试验对原车刀和微槽车刀进行对比研究,主要结论如下:

(1)通过切削试验研究了加工参数对剪切能和摩擦能的影响规律。结果表明,进给量和切削深度越大,消耗的能量越少。

(2)通过刀具耐用度对比试验发现,微槽车刀的耐用度比原车刀提高了21.4%。

(3)在实际生产推荐切削参数下,对原车刀和微槽车刀的切削能和能量占比进行了比较,结果表明,微沟槽的设计改变了剪切能和摩擦能的产生和分布,使其总切削能降低,因此传入刀具的热量减少,引起刀具切削温度降低,进而提高了刀具寿命。

## 参考文献

- [1] Zhou L R, Li J F, Li F Y, et al. Energy consumption model and energy efficiency of machine tools; a comprehensive literature review[J]. J Clean Prod, 2016, 112: 3721.
- [2] 朱磊, 吴志荣, 胡绪腾, 等. 镍基合金 GH4169 疲劳小裂纹的扩展行为[J]. 航空动力学报, 2017, 32(8): 1984.
- [3] R K Bhushan. Optimization of cutting parameters for minimizing power consumption and maximizing tool life during machining of Al alloy SiC particle composites[J]. Journal of Cleaner Production, 2013, 39(1): 242-254.
- [4] Carmita C N. Optimization of cutting parameters using response surface method for minimizing energy consumption and maximizing cutting quality in turning of AISI 6061 T6 aluminum[J]. J Clean Prod, 2015, 91: 109.
- [5] Debnath S, Reddy M M, Yi Q S. Influence of cutting fluid conditions and cutting parameters on surface roughness and tool wear in turning process using Taguchi method[J]. Measurement, 2016, 78: 111.
- [6] Arulkirubakaran D, Senthilkumar V. Performance of TiN and TiAlN coated mini-sized grooved tools during machining of

Ti-6Al-4V alloy[J]. Int. J. Refract. Met. H. Mater, 2017, 62: 47.

- [7] Dehghani A, Amnieh S K, Tehrani A F, et al. Effects of magnetic assistance on improving tool wear resistance and cutting mechanisms during steel turning[J]. Wear, 2017, 384: 1.
- [8] Sugihara T, Enomoto T. Development of a cutting tool with a nano/micro-textured surface-improvement of anti-adhesive effect by considering the texture patterns[J]. Precis Eng, 2009, 33: 425.
- [9] Lian Y S, Deng J X, Yan G Y, et al. Preparation of tungsten disulfide (WS<sub>2</sub>) soft-coated nano-textured self-lubricating tool and its cutting performance[J]. Int. J. Adv. Manuf. Technol, 2013, 68: 2033.
- [10] Vasumathy D, Meena A. Influence of micro scale textured tools on tribological properties at tool-chip interface in turning AISI 316 austenitic stainless steel[J]. Wear, 2017, 376-377: 1747.
- [11] Fang Z L, Obikawa T. Cooling performance of micro-texture at the tool flank face under high pressure jet coolant assistance[J]. Precis Eng, 2017, 49: 41-51.
- [12] Wu Z, Deng J X, Su C, et al. Performance of the micro-texture self-lubricating and pulsating heat pipe self-cooling tools in dry cutting process[J]. Int. J. Refract Met H. Mater, 2014, 45: 238.
- [13] 戚宝运, 李亮, 何宁, 等. 微结构刀具正交切削 Ti6Al4V 的试验研究[J]. 摩擦学报, 2011, 31(4): 346.
- [14] 陈明, 安庆龙, 刘志强, 等. 高速切削技术基础与应用[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 2012.
- [15] 陈日曜. 金属切削原理(第2版)[M]. 北京: 机械工业出版社, 2012.
- [16] Jiang H W, He L, Yang X Y, et al. Prediction and experimental research on cutting energy of a new cemented carbide coating micro groove turning tool[J]. Int. J. Adv. Manuf. Technol, 2017, 89: 2335.
- [17] Heigel J C, Whiteman E, Lane B, et al. Infrared measurement of the temperature at the tool-chip interface while machining Ti-6Al-4V[J]. J. of Mater Process Tech, 2017, 243: 123.

第一作者: 邹中妃, 博士研究生, 贵州大学机械工程学院, 550025 贵阳市

First Author: Zou Zhongfei, Doctor Candidate, School of Mechanical Engineering, Guizhou University, Guiyang 550025, China

通信作者: 何林, 博士, 教授, 贵州大学机械工程学院, 550025 贵阳市

Corresponding Author: He Lin, Doctor, Professor, School of Mechanical Engineering, Guizhou University, Guiyang 550025, China